УНИВЕРЗИТЕТ У ПРИШТИНИ СА ПРИВРЕМЕНИМ СЕДИШТЕМ У КОСОВСКОЈ МИТРОВИЦИ

ФАКУЛТЕТ ТЕХНИЧКИХ НАУКА

Никола А. Костић

УТИЦАЈ ГРЕШКЕ ТИПА ПРСЛИНЕ НА ИНТЕГРИТЕТ И ВЕК ЗАВАРЕНИХ ЧЕЛИЧНИХ КОНСТРУКЦИЈА ИЗРАЂЕНИХ ОД НИСКОЛЕГИРАНИХ УГЉЕНИЧНИХ ЧЕЛИКА

Докторска дисертација

Косовска Митровица, 2025

UNIVERSITY OF PRISTINA TEMPORARY SETTLED IN KOSOVSKA MITROVICA

FACULTY OF TECHNICAL SCIENCES

Nikola A. Kostić

INFLUENCE OF CRACK - TYPE DEFECTS ON THE STRUCTURAL INTEGRITY AND SERVICE LIFE OF WELDED STEEL STRUCTURES FABRICATED FROM LOW-ALLOY CARBON STEELS

Doctoral Dissertation

Kosovska Mitrovica, 2025

УТИЦАЈ ГРЕШКЕ ТИПА ПРСЛИНЕ НА ИНТЕГРИТЕТ И ВЕК ЗАВАРЕНИХ ЧЕЛИЧНИХ КОНСТРУКЦИЈА ИЗРАЂЕНИХ ОД НИСКОЛЕГИРАНИХ УГЉЕНИЧНИХ ЧЕЛИКА

Апстракт

Предмет ове дисертације је анализа утицаја прслина на интегритет и век трајања заварених челичних конструкција, са посебним нагласком на посуде под притиском израђене од нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60. Заварени спојеви представљају најкритичнија места сваке челичне конструкције, јер због своје хетерогености структурних и механичких својстава, као и могућег присуства грешака, постају жаришта концентрације напона. Најопасније међу њима су прслине, које значајно утичу на поузданост и безбедност у експлоатацији.

Посебан проблем представља чињеница да важећи стандарди (ASME, API и европске P-директиве) прописују услове за пројектовање и израду посуда под притиском, али не дефинишу јасне критеријуме за прихватљивост грешака током експлоатације, нити поступке за продужетак радног века ових конструкција. С обзиром на то да је век трајања посуда у пракси често дужи од 20 година, неопходно је развити поуздане методе процене њихове даље употребљивости.

Истраживање је усмерено на испитивање понашања челика A516 Gr. 60 и његових заварених спојева под статичким и променљивим оптерећењем. За анализу је примењена механика лома – како линеарно еластична (**LEML**, критични фактор интензитета напона $\mathbf{K_{Ic}}$), тако и еластопластична (**EPML, J- интеграл**), уз анализу параметара замора (раст заморне прслине, праг замора). Поред теоријских поступака, спроведена су и експериментална испитивања на реалној посуди под притиском – сферном резервоару за ТНГ, у циљу добијања релевантних података за оцену интегритета.

Циљ истраживања је да се дефинишу критеријуми прихватљивости грешака у завареним спојевима, као и методологија за поуздану процену интегритета и

преосталог радног века посуда под притиском. Посебна пажња усмерена је на зону утицаја топлоте (***ZUT***) и метал шава (**МШ**), које показују повећану склоност ка кртом лому и представљају критична места за развој прслина.

Практичан допринос дисертације огледа се у:

- унапређењу поступака процене интегритета и продужетка века трајања посуда под притиском,
- дефинисању параметара механике лома и замора за реалне услове експлоатације,
- развоју поузданих критеријума за прихватљивост грешака,
- унапређењу избора материјала и технологије заваривања,
- обезбеђивању веће сигурности и ефикасности индустријских система.

Закључно, заварени спојеви представљају кључну тачку поузданости заварених конструкција. Разумевање њиховог понашања у условима статичког и динамичког оптерећења, као и дефинисање критеријума прихватљивости прслина, неопходни су за безбедан рад, ревитализацију и продужетак експлоатационог века посуда под притиском од челика A516 Gr. 60.

Кључне речи: интегритет и преостали век, замор, динамичка чврстоћа, енергија стварања прслине, енергија ширења прслине, жилавост лома у условима равне деформације, параметри раста заморне прслине, деформацијско и напонско стање

Научна област: Машинство

Ужа научна област: Механика лома, интегритет конструкција, заваривање, наука о материјалима

INFLUENCE OF CRACK - TYPE DEFECTS ON THE STRUCTURAL INTEGRITY AND SERVICE LIFE OF WELDED STEEL STRUCTURES FABRICATED FROM LOW-ALLOY CARBON STEELS

Abstract

The subject of this dissertation is the analysis of the influence of cracks on the integrity and service life of welded steel structures, with special emphasis on pressure vessels made of low-alloy carbon steel A516 Gr. 60. Welded joints represent the most critical points of any steel structure, since due to their heterogeneity in structural and mechanical properties, as well as the possible presence of defects, they become stress concentration sites. The most hazardous among them are cracks, which significantly affect reliability and operational safety.

A particular problem lies in the fact that existing standards (ASME, API, and European P-directives) prescribe the conditions for the design and fabrication of pressure vessels but do not define clear criteria for defect acceptability during service, nor procedures for extending the service life of such structures. Considering that the service life of vessels in practice often exceeds 20 years, it is necessary to develop reliable methods for assessing their continued usability.

The research is focused on the behavior of A516 Gr. 60 steel and its welded joints under static and cyclic loading. Fracture mechanics was applied for the analysis—both linear-elastic (**LEFM**, critical stress intensity factor **KIc**) and elastic-plastic (**EPFM**, **J-integral**)—along with fatigue parameters (fatigue crack growth, fatigue threshold). In addition to theoretical approaches, experimental tests were carried out on a real pressure vessel—a spherical LPG tank—in order to obtain relevant data for integrity assessment.

The aim of the research is to define defect acceptability criteria in welded joints, as well as a methodology for reliable assessment of the integrity and remaining service life of pressure vessels. Special attention was devoted to the heat-affected zone (**HAZ**) and weld

metal (**WM**), which exhibit increased susceptibility to brittle fracture and represent critical areas for crack initiation and propagation.

The practical contribution of this dissertation is reflected in:

- improving procedures for integrity assessment and extension of pressure vessel service life,
- defining fracture mechanics and fatigue parameters under real operating conditions,
- developing reliable defect acceptability criteria,
- enhancing the selection of materials and welding technologies,
- ensuring greater safety and efficiency of industrial systems.

In conclusion, welded joints represent the key factor in the reliability of welded structures. Understanding their behavior under static and dynamic loading, as well as defining crack acceptability criteria, is essential for the safe operation, revitalization, and service life extension of pressure vessels made of A516 Gr. 60 steel.

Keywords: integrity and remaining service life, fatigue, dynamic strength, crack initiation energy, crack propagation energy, fracture toughness under plane strain conditions, fatigue crack growth parameters, strain and stress state

Scientific field: Mechanical engineering

Narrow Scientific field: Fracture mechanics, structural integrity, welding, materials science

САДРЖАЈ

1. УВОД 1

1.1. ПРЕДМЕТ ДОКТОРСКЕ ДИСЕРТАЦИЈЕ 1

1.2. ЦИЉЕВИ ИСТРАЖИВАЊА 7

2. НИСКОЛЕГИРАНИ УГЉЕНИЧНИ ЧЕЛИЦИ ЗА ИЗРАДУ ЗАВАРЕНИХ ЧЕЛИЧНИХ КОНСТРУКЦИЈА 9

2.1. УВОД 9

2.2. МЕТАЛУРШКЕ КАРАКТЕРИСТИКЕ НИСКОЛЕГИРАНИХ УГЉЕНИЧНИХ ЧЕЛИКА 18

2.2.1. Заварљивост и заваривање општих конструкционих челика 19

2.2.1.1. Општи проблеми заварљивости 21

2.2.1.1.1. Топле прслине 23

2.2.1.1.2. Хладне прслине 27

2.2.1.1.3. Ламеларне прслине (Ламеларни лом) 34

2.2.1.1.4. Прслине настале при термичкој обради (жарење) 35

2.2.2. Симулација заваривања (ZUT-а) 36

2.2.2.1. Структурне промене у зони утицаја топлоте 38

2.3. ЗАВАРИВАЊЕ НИСКОЛЕГИРАНИХ УГЉЕНИЧНИХ ЧЕЛИКА 46

2.3.1. Способност заваривања нелегираних конструкционих челика 46

2.3.2. Оцена способности заваривања 48

2.3.3. Избегавање врућих прслина 49

2.3.4. Избегавање ламеларног лома 50

2.3.5. Избегавање кртог лома 50

2.3.6. Предгревање и термичка обрада после заваривања 53

2.4. ДЕФИНИЦИЈА И КЛАСИФИКАЦИЈА ВРСТА ЧЕЛИКА ПРЕМА SRPS EN 10020:2003 54

2.4.1. Класификација према хемијском саставу 54

2.4.2. Класе квалитета челика 55

2.5. СИСТЕМ ЗА ОЗНАЧАВАЊА ЧЕЛИКА 57

2.5.1. Основне ознаке према SRPS EN 10027-1 57

2.5.3. Додатне ознаке према SRPS CR 10260 60

2.5.4. Додатне ознаке за челике на основу употребе и механичких особина 60
2.5.5. Додатне ознаке за челике који се означавају на основу хемијског састава 62
2.5.6. Додатне допунске ознаке.....62
2.6. НЕЛЕГИРАНИ КОНСТРУКЦИОНИ ЧЕЛИЦИ ПРЕМА SRPS EN 10025-2.....63
2.6.1. Начин дезоксидације.....64
2.6.2. Термичко стање испоруке.....65
2.6.3. Механичке особине.....67
2.6.4. Хемијски састав.....67
2.6.5. Заварљивост.....68
2.6.6. Додатни захтеви и повећање способности заваривања.....69
2.7. ЧЕЛИЦИ ПРЕМА ASTM A516/A516M.....70
2.7.1. ASTM A516 Gr. 60.....71
2.7.2. ASTM A516 Gr. 65.....71
2.7.3. ASTM A516 Gr. 70.....72
2.8. НЕЛЕГИРАНИ УГЉЕНИЧНИ ЧЕЛИЦИ ПРЕМА EN 10155:2014 74
2.9. ЧЕЛИЦИ ПРЕМА EN 10210-1:2008.....75
3. ПОНАШАЊЕ МАТЕРИЈАЛА ПРИ УДАРНОМ И ДИНАМИЧКОМ ОПТЕРЕЋЕЊУ 77
3.1. ИСПИТИВАЊЕ САВИЈАЊЕМ УДАРНИМ ДЕЈСТВОМ СИЛЕ НА ЕПРУВЕТАМА СА ЗАРЕЗОМ 77
3.1.1. Испитивање епрувета са V-зарезом ударом Шарпијевим клатном – Инструментална метода испитивања 79
3.1.2. Утицајни фактори на енергију удара.....93
3.1.2.1. Утицај температуре на компоненте енергије удара 93
3.1.2.2. Утицај величине и облика зареза епрувете на компоненте енергије удара.....104
3.1.2.3. Утицај микроструктурних фактора на укупну енергију удара 105
3.1.3. Испитивање ударом заварених спојева металних материјала.....108
3.2. ПОНАШАЊЕ МАТЕРИЈАЛА У УСЛОВИМА ДЕЛОВАЊА ДИНАМИЧКОГ ОПТЕРЕЋЕЊА 111
3.2.1. Високоциклично променљиво оптерећење (Високоциклични замор).....114

3.2.2. Фактори који утичу на динамичку чврстоћу 117
3.2.3. Нискоциклично промењљиво оптерећење (Нискоциклични замор) 125
3.2.3.1. Крива деформација-век и предвиђање века конструкција при нискоцикличном замору 134
3.2.3.2. Пројектовање конструкција у односу на заморно оптерећење 140
4. МЕХАНИКА ЛОМА - ПРОЦЕНА ИНТЕГРИТЕТА КОНСТРУКЦИЈА..... 144
4.1. Значај механике лома 152
4.2. Основне дефиниције механике лома.....159
4.2.1. Основни облици образовања површине прелома.....159
4.2.2. Фактор интензитета напона.....161
4.3. Линеарно еластична механика лома (LEML).....164
4.3.1. Стандардне епрувете за одређивање K_{Ic} 165
4.3.2. Стварање иницијалне прслине замарањем 167
4.3.3. Захтеване димензије епрувета.....169
4.3.4. Поступак K_{Ic} испитивања 171
4.3.5. Утицајни факфори на K_{Ic} 175
4.3.5.1. Утицај дебљине.....176
4.3.5.2. Утицај температуре 177
4.3.5.3. Утицај брзине дејства оптерећења.....178
4.3.5.4. Утицај усмерености равни прслине.....179
4.3.6. Веза између K_{Ic} и енергије удара W.....179
4.3.7. Применљивост резултата.....180
4.4. Еластопластична механика лома (EPML) 182
4.4.1. Услови за примену EPML.....183
4.4.2. Концепт контурног J - интеграла.....184
4.4.2.1. Основна дефиниција J-интеграла.....185
4.4.2.2. Модел процеса лома и J-R крива отпорности.....187
4.4.2.3. ЕПРИ поступак за срачунавање J-интеграла 188
4.4.2.4. Стандардне експерименталне методе за одређивање J_{Ic} и криве отпорности J-R.....189
4.4.3. Концепт отварања врха прслине 193
4.5. Испитивања механике лома 194

4.5.1. Примена параметара механике лома на употребну спремност заварених спојева....197
4.6. Анализа замора са становишта механике лома....203
4.6.1. Концепт Линеарно еластичне механике лома (LEML)....203
4.7. Процена интегритета конструкција....210
4.7.1. Пројектна CTOD крива....210
4.7.2. Дијаграми анализе лома....212
5. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСТРАЖИВАЊА....214
5.1. Основни материјал....217
5.2. Симулација зоне утицаја топлоте....218
5.3. Избор технологије и поступка заваривања....229
5.4. Испитивање квалитета завареног споја методама без разарања....232
5.4.1. Визуелни преглед сучеоно заварених спојева....237
5.4.2. Испитивање сучеоно заварених спојева течним пенетрантима....238
5.4.3. Радиографско испитивање сучеоно заварених спојева....239
5.5. План узорковања епрувета за испитивање....240
5.6. Макро и микроструктурно испитивање сучеоно завареног споја....241
5.7. Испитивање савијањем сучеоно завареног споја....245
5.8. Испитивање тврдоће....248
5.9. Затезна испитивања основног метала и завареног споја нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60....253
5.9.1. Затезна испитивања на собној температури....255
5.9.2. Затезна испитивања на ниским температурама....258
5.9.3. Анализа резултата....267
5.10. Ударна испитивања....273
5.10.1. Резултати ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у OM....277
5.10.2. Резултати ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у ZUT....286
5.10.3. Резултати ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у MŠ....294
5.10.4. Анализа резутата испитивања....302
5.11. Испитивања променљивим оптерећењем основног метала и завареног споја челичних лимова A516 Gr. 60....322
5.11.1. Високоциклично заморно испитивање....324

5.11.2. Нискоциклично заморно испитивање 332
5.11.2.1. Испитивање основног метала (OM) челика A516 Gr. 60 при нискоцикличном замору 335
5.11.2.1.1. Одређивање криве екстремних вредности напона 335
5.11.2.1.2. Одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f.....336
5.11.2.1.3. Дефинисање стабилизоване хистерезе 337
5.11.2.1.4. Одређивање модула еластичности 341
5.11.2.1.5. Поређење цикличне и монотоне напонско - деформационе криве за OM - E 343
5.11.2.1.6. Дефинисање линеаризоване еластичне и пластичне компоненте криве деформација - век.....346
5.11.2.2. Испитивање завареног споја (ZS) челика A516 Gr. 60 при нискоцикличном замору 350
5.11.2.2.1. Одређивање криве екстремних вредности напона 350
5.11.2.2.2. Одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f.....350
5.11.2.2.3. Дефинисање стабилизоване хистерезе 351
5.11.2.2.4. Одређивање модула еластичности 354
5.11.2.2.5. Поређење цикличне и монотоне напонско деформационе криве за ZS - E 355
5.11.2.2.6. Дефинисање линеаризоване еластичне и пластичне компоненте криве деформација - век.....359
5.11.2.2.7. Анализа резултата испитивања на нискоциклични замор.....362
5.12. ОДРЕЂИВАЊЕ ЖИЛАВОСТИ ЛОМА ПРИ РАВНОЈ ДЕФОРМАЦИЈИ K_{IC}.....364
5.12.1. Израчунавање фактора интензитета напона - K.....366
5.12.2. Конструисање J - R криве и прорачун J 366
5.12.3. Анализа резултата одређивања жилавости лома при равној деформацији K_{Ic}.....381
5.13. ОДРЕЂИВАЊЕ ПАРАМЕТАРА РАСТА ЗАМОРНЕ ПРСЛИНЕ 383
5.13.1. Анализа резултата одређивања параметара раста заморне прслине 394
6. ПРАЋЕЊЕ ПРОМЕНЕ ДЕФОРМАЦИЈСКОГ И НАПОНСКОГ СТАЊА НА ПОСУДИ ПОД ПРИТИСКОМ У ТОКУ ПРОБЕ ХВП..... 395
6.1. УВОД 395

6.2. САНАЦИЈА НЕДОЗВОЉЕНИХ ГРЕШАКА НА СФЕРНОМ РЕЗЕРВОАРУ 397
6.2.1. Припреме за извођење санације 397
6.2.2. Извођење санације 401
6.3. ДОПУНСКА ИСПИТИВАЊА У ТОКУ ПРОБЕ ХЛАДНИМ ВОДЕНИМ ПРИТИСКОМ (ХВП) 404
6.3.1. Одређивање напонског стања помоћу мерних трака 405
6.3.2. Праћење деформацијског процеса методом акустичне емисије 416
7. ПРОЦЕНА ПРЕОСТАЛОГ ВЕКА СФЕРНОГ РЕЗЕРВОАРА У ПРИСУСТВУ ГРЕШКЕ ТИПА ПРСЛИНЕ 420
7.1. ПРЕДВИЂАЊЕ ПРЕОСТАЛОГ РАДНОГ ВЕКА 423
8. ЗАКЉУЧАК 432
9. ЛИТЕРАТУРА 438
П Р И Л О Г 1 452
П Р И Л О Г 2 467
П Р И Л О Г 3 480
П Р И Л О Г 4 526
П Р И Л О Г 5 536

1. УВОД

1.1. Предмет докторске дисертације

Процена интегритета заварене челичне конструкције доминантно зависи од свеобухватне анализе завареног споја као места највеће концентрације напона (по дефиницији компоненте завареног споја и заварени спој у целини представљају највећи концентратор напона у завареној челичној конструкцији), односно најкритичнијег места у свакој конструкцији. Заварени спој, због своје хетерогености у погледу структурних, механичких и експлоатационих својстава, представља један од кључних проблема у анализи заварених конструкција. Тај проблем додатно усложњава могућност, али и реална вероватноћа појаве грешака, пре свега прслина. С обзиром на сложеност саме структуре, за поуздано познавање својстава заварених спојева неопходна су опсежна експериментална испитивања, као и пажљиво тумачење добијених резултата. Основни захтев који свака заварена челична конструкција мора да испуни јесте обезбеђење сигурности и поузданости током експлоатације. Испуњење тог захтева директно зависи од својстава самог завареног споја. Овако постављени технички критеријуми довели су конструкторе пред озбиљне изазове приликом избора материјала, а посебно када је реч о посудама под притиском [1,2].

За израду савремених заварених челичних конструкција данас у свету се поред микролегираних челика новије генерације, још увек највише користе нелегирани и нисколегирани угљенични челици. То се посебно односи на групу челика који имају добра механичка својства пре свега на сниженим температурама, добру заварљивост, добру отпорност на присуство грешке типа прслине, а по потреби и добру отпорност на корозиону радну средину [3,4].

Предмет ове докторске дисертације је анализа утицаја грешке типа прслине на интегритет и век заварених челичних конструкција израђених од квалитетних нисколегираних угљеничних челика. Квалитетни нисколегирани угљенични челици из категорије A516/SA516 према ASTM/ASME стандарду [5,6], данас су један од најзаступљенијих конструкцијских материјала за израду заварених челичних конструкција. Челици из ове групе спадају у групу конструкционих челика за посебне намене. Намењени су за статички и динамички оптерећене конструкције и конструкцијске делове, а првенствено за заварене конструкције у хемијској и петрохемијској индустрији, за складиштење и транспорт

техничких гасова, нафте и нафтних деривата, када експлоатацијске услове карактерише поред осталог ниска температура и агресивна радна средина. Релативно ниска цена и могућност масовне производње су велика предност ових челика. То су такозвани меки челици у виду плоча и лимова напона течења до 355MPa и затезне чврстоће до 650MPa. Они се често користе за израду котлова и опреме за високи притисак за радне температуре од -50°C до 350°C [7-15].

Квалитетни нисколегирани угљенични челик ознаке A516 Gr. 60, је одличан избор за рад првенствено на умереним и ниским температурама (испод -40°C). Масовно се користи за израду посуда под притиском, у нафтној, хемијској, термоенергетској, и другим гранама индустрије. Користи се за сферне резервоаре, резервоаре за гас и за течни гас, бубњеве за котлове, и др. Поседује релативно добру отпорност на корозиону радну средину. Произвођачи у индустрији нафте, гаса и петрохемије обично користе овај челик јер испуњава њихове строге захтеве. Ови квалитети су важни за безбедно и ефикасно коришћење опреме под умереним и високим притиском и екстремним (пре свега се мисли на ниске температуре) условима рада [7-15].
Поред тога, челик A516 Gr. 60 нуди високу ефикасност производње заварених челичних конструкција због своје одличне заварљивости, посебно код посуда под притиском. Ово осигурава да су заварени спојеви уз квалитетно дефинисану технологију заваривања чврсти и поуздани, неопходни за одржавање интегритета конструкције и сигурности опреме. Такође, жилавост овога челика осигурава да може да се носи са грешкама (посебно са грешкама типа прслине) или местима концетрације напона, смањујући могућност изненадних ломова или зареза [7-15].

С обзиром на хетерогеност структурних, механичких и експлоатацијских својстава појединих зона заварених спојева, а ту се пре свега мисли на метал шава (***МШ***) и зону утицаја топлоте (***ZUT***), понашање посуда под притиском као целине није једноставно предвидети и протумачити. Иако посуде под притиском намењене за рад у нафтној, хемијској, термоенергетској, и другим гранама индустрије спадају у танкозидне посуде чији се прорачун по мембранској теорији знатно поједностављује, овом приликом се жели указати и на конструкциони аспект који се не може занемарити. У подручју заварених спојева између плашта и ревизионих отвора, плашта и разних преграда, затим у подручју спајања главних носача, ова теорија расподеле напонских стања није поуздана, односно присутна су енормно висока напонска стања. Наиме, ова подручја имају сасвим другу законитост

расподеле напона и деформација. Иако на укупној површини резервоара заузима сса. 10%, указивање на ову појаву врло је битно због сигурности целокупног система. Места укљештења и угаоних прелаза не могу се рачунати по тзв. безмоментној теорији, а управо на овим местима се налазе и заварени спојеви. Ова места на посудама под притиском и данас су недовољно истражена, а по прописима нису ни квалитетно обухваћена [16-19].

Анализе оштећења посуда под притиском у току експлоатације показале су да су најчешћи узроци отказа различите врсте прслина, избор неодговарајућег материјала, непримерена технологија заваривања, као и деловање корозионе средине. Од свих наведених узрока, управо прслине представљају највећи проблем, јер имају пресудно место у анализи интегритета конструкције и у процени могућности продужења њеног радног века. Посебан значај у оваквим анализама има расподела напона, односно концентрација напона, с обзиром на то да се прслине најчешће јављају у завареним спојевима, па се њихово напонско стање мора узети у обзир.

Иако постоје дефинисани стандарди, још увек не постоји методологија која би омогућила поуздану процену преосталог радног века посуда под притиском у експлоатацији. Стандарди се углавном односе на контролу стања нових посуда и оних које су већ у одређеној мери биле у употреби, али не дају јасне смернице за продужење експлоатационог века. То се посебно односи на процену грешака откривених приликом испитивања, као и на дефинисање услова за евентуалну санацију.

Досадашња практична искуства показују да експлоатациони век посуда под притиском код нас по правилу прелази 20 година. Да би се омогућила њихова употреба и након тог периода, неопходно је прецизније дефинисати критеријуме испитивања и допунити их процедурама за процену преосталог века. Додатну сложеност анализи представља хетерогеност структурних и механичких својстава у различитим деловима заварених спојева и њихово понашање током рада. Најкритичније зоне обично су ***ZUT*** и подручја изражене концентрације напона, која представљају потенцијално најугроженије делове конструкције у експлоатацији [16–19].

Анализирајући период експлоатације већине заварених челичних конструкција (констатација се односи и на посуде под притиском) може се констатовати да су изложене деловању статичког и променљивог оптерећења. Раније се подразумевало да су механичке

карактеристике добијене статичким испитивањем, односно особине чврстоће и пластичности кључни и основни подаци потребни при пројектовању конструкцијских елемената и комплетних конструкција, укључујући и заварене челичне конструкције. При избору материјала за конкретну примену посебна пажња усмеравана је на његова својства, а као основни критеријум коришћена су ударна испитивања (енергија лома епрувете са зарезом).

Ипак, због хетерогености у погледу структурних, механичких и експлоатационих особина, као и због присуства различитих недостатака – при чему су прслине најопаснији облик грешке – јавила се потреба за детаљнијом анализом утицаја ових фактора на интегритет заварених челичних конструкција. У таквим условима, појава локалних или глобалних пластичних деформација у завареном споју са прслинама неминовна је, што захтева примену метода линеарно еластичне механике лома (***LEML***, критични фактор интензитета напона ***KIc***) и еластопластичне механике лома (***EPML***, ***J*** *интеграл*). Поред тога, потребно је познавање параметара који описују понашање материјала под утицајем променљивих оптерећења, као што су карактеристике раста заморне прслине, нискоциклични и високоциклични замор [2,3,16].

Замор материјала представља процес постепеног деградирања услед деловања променљивих оптерећења. У почетној фази јавља се акумулација оштећења кроз образовање и раст микропора, које се касније спајају у прслине. Тај период иницијације, када се прслине јављају при броју циклуса $N < 10^4$ (10^5), карактеристичан је за нискоциклични замор. За анализу овог феномена примењују се емпиријски модели засновани на резултатима опсежних експерименталних и лабораторијских испитивања [20,21].

Општеприхваћене методе за одређивање експлоатационог века конструкција обухватају динамичка испитивања за добијање **Velerove криве**, као и испитивања параметара механике лома. Основни критеријум у том случају је **заморна чврстоћа** – максимални напон при коме не долази до иницирања прслине на конструкцијски глатким узорцима – која се примењује у оквиру тзв. *safe-life* концепта. Према том принципу, на основу Velerove криве одређује се радни век компоненте без прслина. Такво пројектовање заснива се на вредности заморне чврстоће и искуственим препорукама изведеним из истраживања отказа у експлоатацији и опсежних испитивања [22,23].

Међутим, појава прслина услед замора или активирања већ постојеће грешке – што је реалан случај у завареним спојевима – намеће потребу да се понашање материјала око врха прслине разматра из **микромеханичког аспекта**, односно у оквиру *fail-safe* концепта. Овде се посебно анализира период раста прслине, од иницијалне до критичне величине за настанак кртог лома. Овај савременији приступ, заснован на параметрима механике лома и различитим моделима заморног раста прслине, има више предности, међу којима су:

- коришћење веома малих епрувета,
- могућност процене преосталог века делимично оштећених компоненти или конструкција [22,23].

Посебно значајан је модел заснован на ***LEML***, који потиче из Парисовог рада и још увек је у широкој примени. Парисов закон раста прслине, који дефинише зависност између променљивог оптерећења (односно опсега фактора интензитета напона) и раста прслине по циклусу, прихваћен је као поуздан опис микромеханичког понашања растуће прслине [23,24].

Задатак механике лома је обезбеђивање података неопходних за процену оптерећености конструкција и њихове сигурности у односу на могуће отказе. С обзиром на то да присуство прслине значајно умањује носивост конструкције, проучавање њеног раста омогућава процену преосталог века и доношење одлуке о даљој експлоатацији. Тако је утврђено да се ни најодговорније компоненте не замењују превремено, већ тек након што контроле укажу на присуство прслина или других критичних грешака. Оваква истраживања добијају на значају у контексту савремених тенденција ревитализације заварених челичних конструкција, чему је посвећен велики број радова водећих истраживача из Европе и света [16].

И поред строгих прописа о квалитету заварених спојева, заснованих на теоријским сазнањима и искуствима из праксе, и даље постоје бројни примери појаве експлоатационих прслина и хаварија. Ово је нарочито изражено код челика намењених за рад на ниским температурама. Најчешће, прслине се јављају у ***ZUT*** након извесног периода експлоатације; тако су, на пример, при прегледу сферних резервоара и железничких цистерни утврђене бројне прслине. Због тога је последњих година повећана пажња усмерена на испитивање посуда под притиском од висококвалитетних нисколегираног угљеничних челика.

Успешна примена ових челика у сложено оптерећеним завареним конструкцијама, намењеним за рад на ниским температурама, у великој мери зависи од својстава критичних зона споја. Најосетљивија места су ***ZUT*** и ***МШ***, где је, услед смањене дуктилности и повећане склоности ка кртом лому, могућа појава нижих вредности укупне енергије удара и померање прелазне температуре кртости ка вишим температурама [1]. Због тога је посебно важно контролисати грешке које у условима експлоатације могу довести до иницирања прслина. С обзиром на то да је потпуна елиминација структурних нехомогености немогућа, за ове челике неопходно је одредити параметре механике лома као основу за процену интегритета конструкције са постојећим недостацима [1,16].

Анализом сферног резервоара као приближно идеализоване посуде под притиском може се закључити да је теоријски изложен равномерно распоређеним напонима. Међутим, у зони заварених спојева расподела напона је нарушена, и то како услед геометријских одступања, тако и услед хетерогености структуре и механичких особина материјала. Ове чињенице намећу потребу за експерименталним испитивањима у критичним зонама споја. Из тог разлога, у оквиру ове дисертације примењен је приступ заснован искључиво на експерименталним истраживањима, која имају пресудан значај за поуздану процену преосталог века конструкције.

Да резимирамо, челици групе А516 превасходно су намењени за статички и динамички оптерећене конструкције и њихове делове. У конкретном случају реч је о посудама под притиском (сферни резервоари) намењеним за складиштење техничких гасова. Заварени спој, као хетерогена и комплексна структура, представља критично место у оваквим конструкцијама. Због тога се сигурност заварене конструкције у највећем броју случајева процењује на основу својстава самог завареног споја као целине, али и свих његових компоненти. Иако се често упоређују особине ***ОМ***, ***ZUT*** и ***МШ***, постоје бројни примери где се понашање целог споја разликује од понашања појединачних делова [16]. У овом истраживању анализиран је утицај услова експлоатације на понашање основног материјала и компоненти заварених спојева у челичним конструкцијама намењеним за рад под статичким и променљивим оптерећењем, са циљем процене интегритета и преосталог радног века посуда под притиском од нисколегираног угљеничног челика категорије А516.

1.2. Циљеви истраживања

Основни научни циљ ове дисертације огледа се у примени спроведених истраживања и у дефинисању кључних параметара и критеријума прихватљивости, чија ће примена обезбедити поузданост и сигурност у експлоатацији посуда под притиском израђених од квалитетних нисколегираног угљеничних челика. Успостављање критеријума прихватљивости грешака у завареним спојевима представља неопходан услов за поуздано испитивање ових конструкција током њихове употребе. Додатни научни допринос огледа се у процени својстава заварених спојева кроз испитивање епрувета са прслином, полазећи од претпоставке о сингуларитету напонског стања у области врха прслине.

У току истраживања примењене су и теоријске и експерименталне методе, чиме је остварен допринос у проучавању утицаја статичког и променљивог оптерећења на измене механичко-експлоатационих и структурних својстава како основног материјала, тако и компоненти завареног споја нисколегираног угљеничног челика квалитета A516 Gr. 60, предвиђеног за израду сферног резервоара.

Полазне основе за ове методе истраживања су постојећи поступци за процену интегритета и преосталог века конструкције. Постојећи поступци су модификовани тако да могу да обухвате проблеме хетерогених материјала, снижених температура и површинских прслина. Такође, су допуњени експлоатационим испитивањима на сниженој температури, а све у циљу ревитализације и продужења радног века виталних компоненти посуда под притиском израђених од квалитетних нисколегираних угљеничних челика.

Основна хипотеза ове дисертације полази од чињенице да постојећи стандарди за пројектовање, израду и експлоатацију посуда под притиском (***API***, ***ASME*** стандарди и ***P*** директиве) не садрже довољно елемената за потпуну процену интегритета конструкција. Другим речима, они не дефинишу критеријуме прихватљивости грешака у завареним спојевима током експлоатације. Пошто су грешке у завареним спојевима код ове групе челика реална и честа појава, проблем постаје сложенији и његово решавање захтева интегралнији приступ. Спроведеним теоријско-експерименталним истраживањем постављене су методолошке основе за анализу и оцену интегритета посуда под притиском израђених од нисколегираних угљеничних челика.

У циљу обезбеђења сигурности заварених компоненти, истражено је њихово понашање под променљивим оптерећењем и у присуству грешке типа прслине (раст заморне прслине ***da/dN*** и праг замора ΔK_{th}), као и понашање у условима ударног оптерећења када постоји концентрација напона у виду зареза. Познавање статичких и динамичких параметара механике лома и њихова примена у процени интегритета заварених спојева омогућавају дефинисање оптималних техничких решења, укључујући избор одговарајућег материјала и технологије заваривања.

На основу експерименталних резултата анализиран је утицај експлоатационих услова на понашање основног материјала и завареног споја челика **A516 Gr. 60** при статичком и променљивом оптерећењу. Тиме је дат практичан допринос унапређењу квалитета заварених спојева, са крајњим циљем ревитализације и продужетка радног века виталних компоненти заварених челичних конструкција израђених од нисколегираних угљеничних челика.

Као основа у овом истраживању послужила је реална посуда под притиском израђена од угљеничног челика који је према декларисаном хемијском саставу и механичким особинама заменитељ нисколегираном угљеничном челику квалитета A516 Gr. 60. Сама посуда под притиском (сферни резервоар за смештај ***TNG***) је дефинисана, прорачуната и израђена према међународним стандардима [25,26].

Добијени резултати истраживања у оквиру овог рада, могу се практично применити и постати солидна основа за израду и експлоатацију посуда под притиском, првенствено намењених за рад у условима снижених температура. Дефинисањем критичних места на компонентама посуде под притиском користећи резултате механичко експлоатационих и структурних испитивања, дефинисана је методологија процене интегритета и преосталог радног века посуде под притиском. Такође, важан допринос је и увођење новог приступа пројектовања и избора адекватне технологије заваривања, применом симулације зоне утицаја топлоте.

2. НИСКОЛЕГИРАНИ УГЉЕНИЧНИ ЧЕЛИЦИ ЗА ИЗРАДУ ЗАВАРЕНИХ ЧЕЛИЧНИХ КОНСТРУКЦИЈА

2.1. Увод

Без обзира на данашње трендове употребе нежелезних материјала још увек је и данас најзаступљенији материјал за израду савремених конструкција челик. Када су у питању заварене конструкције челик је доминантан конструкцијски материјал. Навешћемо само неке примере примене челика и заварених челичних конструкција. То су [27]:

- Опште машинске конструкције (сва индустријска постројења, и др.),
- Бродоградња,
- Грађевинске конструкције (мостови, зграде, фабричке и спортске хале),
- Опрема за термо и хидроенергетска постројења,
- Опрема за процесну и хемијску индустрију,
- Опрема за саобраћајна средства (возила, дизалице, и др.).

Није претерано ако се каже да велики део савремене технологије зависи од потреба израде посуда под притиском. Основни разлог је потреба ускладиштења огромних количина течности и гасова. Ако томе додамо и услове експлоатације, пре свега рад на сниженим и повишеним температурама, корозионој средини, итд, челик и заварене челичне конструкције су итекако важне. На пример, производња електричне енергије у савременим условима, која поред осталога укључује снопове цеви и посуда под притиском, а затим и цевоводе и грејаче ради довођења паре у турбину за производњу електричне енергије. Природни гас и нафта се транспортују гасоводима и нафтоводима под притиском. За пројектовање овако различито оптерећених конструкција користе се различите прикладне врсте челика, али у погледу обима примене још увек доминантни значај имају угљенични и мангански челици и њихове модификације, чијим развојем су добијени и челици за неповољније радне услове и строжије захтеве [27].

Увођење процеса заваривања за израду посуда под притиском, а касније и заварених конструкција сложенијих облика је догађај од великог значаја за савремену цивилизацију.

То се пре свега односи на масовну производњу електричне енергије, развој производа процесне индустрије, транспорт и прерада гаса и нафте [27].

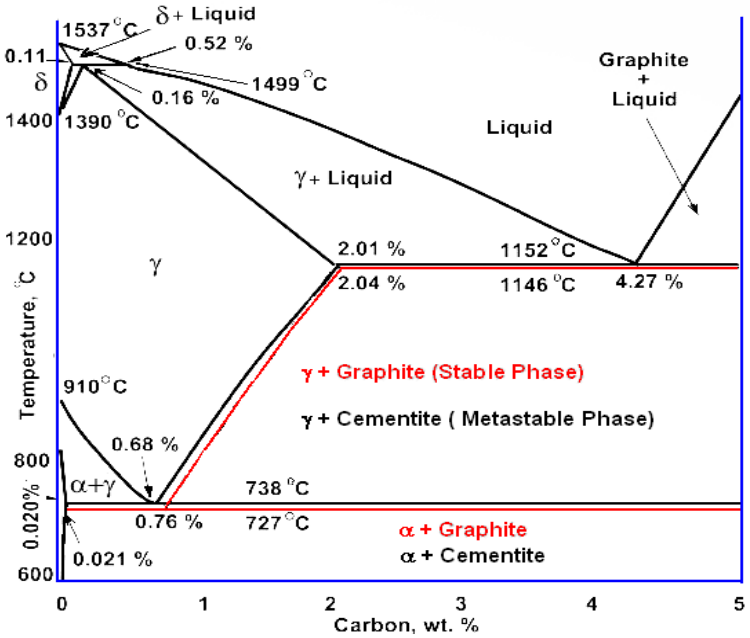
Опасност од лома заварених конструкција се углавном повезује са особинама њених заварених спојева. Битно је због тога да челик за израду заварених конструкција буде заварљив, како би се добили спојеви погодних особина, са малим изгледима за појаву грешака. Одатле произилази потреба да се познају својства различитих врста челика и особености њиховог заваривања, као и својства заварених спојева. Треба упознати све околности у којима могу настати грешке металуршког порекла и начин да се такве грешке избегну контролом производње, састава и особина челика и поступка заваривања. При том треба размотрити и могуће проблеме у експлоатацији, као што су крти лом, замор, пузање и корозија. Ради тога треба осветлити неке важне утицаје, који при избору челика морају бити анализирани и указати на различите проблеме који се при том могу срести, како би били сагледани још у фази пројектовања и разраде конструкције [27].

Иако је челик у основи легура железа и угљеника, комерцијални челици увек садрже и друге елементе, било у виду неизбежних нечистоћа или намерно додатих елемената ради легирања и постизања одређених својстава. При том се за различите специфичне примене захтевају различите комбинације својстава. На пример, котао у термоелектрани мора имати високу чврстоћу, не само на собној, већ и на радној температури, али мора поседовати и добра својства пластичности и жилавости да би био у стању да се супротстави неизбежним деформацијама при раду и ударима без појаве прслина. Челици за посуде под притиском морају имати одговарајућу чврстоћу, ударну жилавост, жилавост лома, отпорност према корозији и оксидацији и отпорност према деформацији пузањем при радној температури. За испуњење тих захтева производе се челици са различитим легирајућим елементима. Ситуација је комплексна, јер легирајући елемент може, побољшавајући једно да погорша друго својство. Због тога је за рад у сложеним условима идеално да се изабере састав који даје оптималну комбинацију својстава за одређену намену. При том мора бити узета у обзир цена, а избор челика треба усмерити на најјефтиније решење са одговарајућим својствима [27].

Познавање особина угљеничних челика је потребно и због тога што се легирањем железа и угљеника могу постићи различита својства, која одређују могућност и услове примене. Та различита својства зависе од особина железа и степена легирања угљеником. Чисто железо

је релативно мек материјал, али је интересантно његово својство да на различитим температурама има различите кристалографске облике. Растопљено железо очвршћава у виду просторно центриране кубне решетке (δ - железо), а на око 1400°C се трансформише у површински центрирану кубну решетку (аустенит или γ - железо), док се испод 910°C претвара у просторно центрирану кубну решетку (α - железо). Додатком угљеника железу добија се челик, чија је чврстоћа у односу на железо повећана на неколико начина.

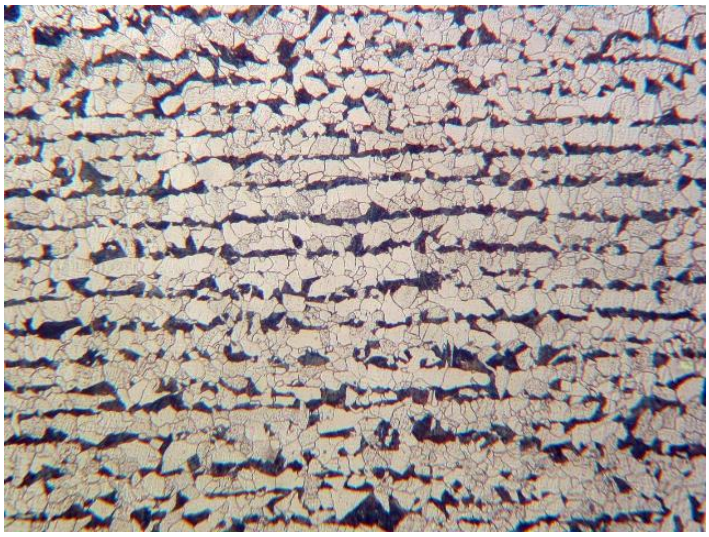
Угљеник има ограничену растворљивост у α - железу, градећи при том чврсти раствор (ферит), који има већу чврстоћу од чистог железа, али угљеник може са железом да гради и једињење познато као цементит (у коме је 0,8%*C*), који има велику тврдоћу. Угљеник је, у ствари, у аустениту растворљив тежински до 1,7%, али тај раствор еутектоидном трансформацијом при хлађењу даје мешавину ферита и цементита. Челик који садржи мање од *0,8%* угљеника, ако се хлади споро, трансформише се у мешавину ферита и перлита, која представља еутектоидну мешавину ферита и цементита. Фазни дијаграм железо - угљеник за тежински садржај угљеника до *5%* приказан је на сл. 2.1 [28].



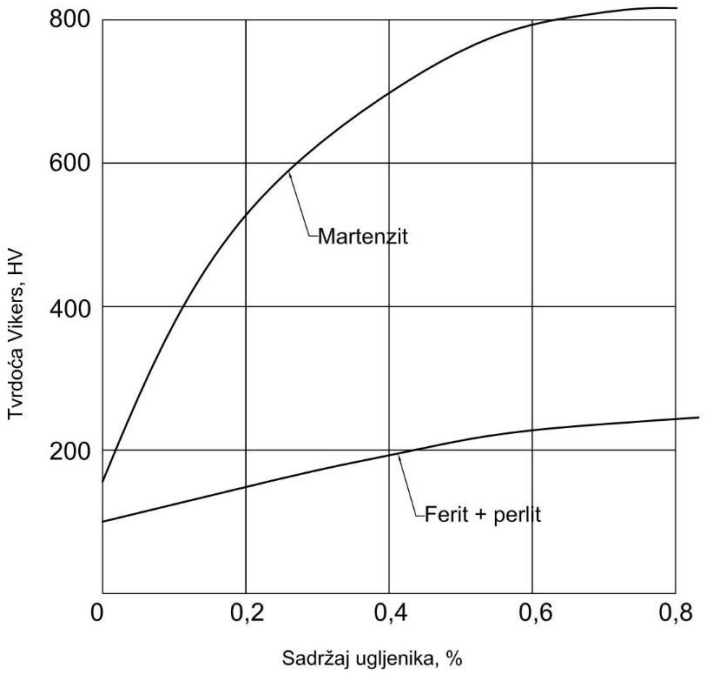
Слика 2.1. Дијаграм стања железо – угљеник

Микроструктура челика са *0,12%C*, са феритним зрнима и перлитом је приказана на сл. 2.2 [29]. Перлит чине ламеларни ферит и цементит. Утицај садржаја угљеника на микроструктуру челика је врло битан јер удео цементита значајно расте са порастом садржаја *C*, а тиме и удео перлита. Због тога се и тврдоћа микроструктуре ферита и перлита (а тиме и

чврстоћа) повећава са садржајем угљеника, сл. 2.3. али је то повећање много више изражено за мартензитну структуру [1].



Слика 2.2. Феритно - перлитна структура ваљаног лима нелегираног угљеничног челика A516 Gr. 60

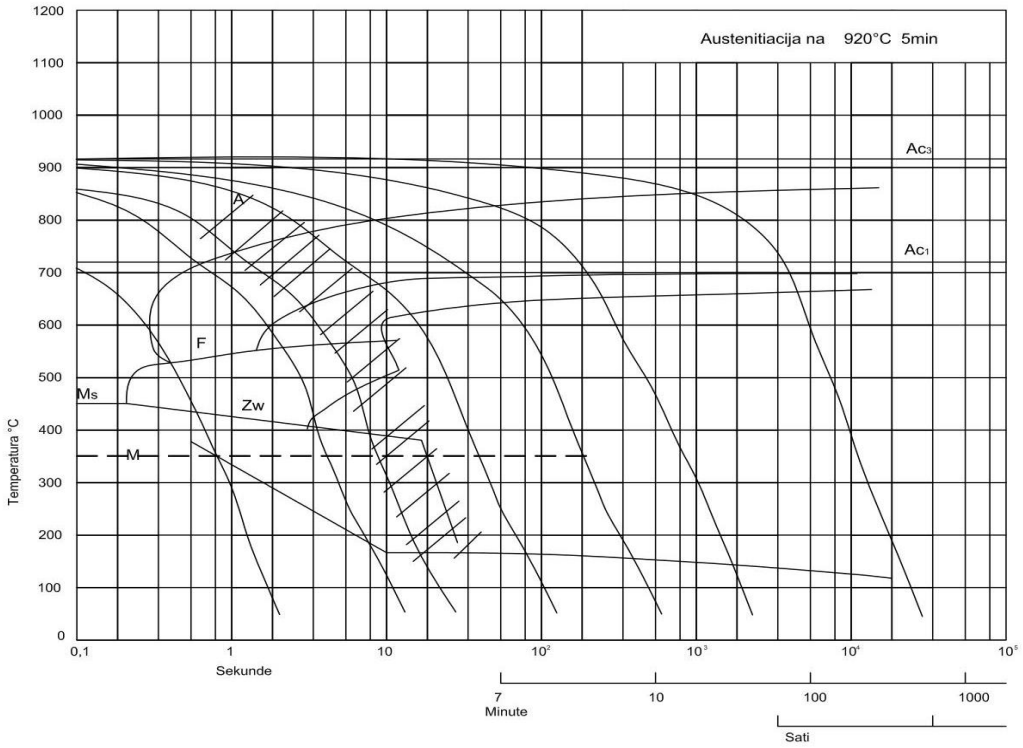


Слика 2.3. Промена тврдоће челика са садржајем угљеника

Слика 2.2. важи само за челик добијен спорим хлађењем. Повећавајући брзину хлађења могуће је остварити другачије облике при трансформацији аустенита и произвести структуре са широким спектром својстава. Како расте брзина хлађења, зрна ферита и

перлита постају све мања. То повољно утиче на својства, јер доприноси и повећању чврстоће и побољшању жилавости. Овде треба указати да величина феритног зрна зависи од величине примарног аустенитног зрна, као и од брзине хлађења: што је мање аустенитно зрно то ће бити мање и феритно зрно у које се трансформише у датим условима [27].

Код угљеничног челика са ниским садржајем угљеника у подручју уобичајених брзина хлађења нема опасности од појаве кртих структура, сл. 2.4. [27]. Исто тако при неповољним временима хлађења или при померању поља трансформација удесно због температуре изазване унетом топлотом при заваривању не долази до кртих структура. Због тога предгревање није потребно. Изнета анализа се односи на угљеничне челике, али се исте структуре срећу и у легираним челицима.



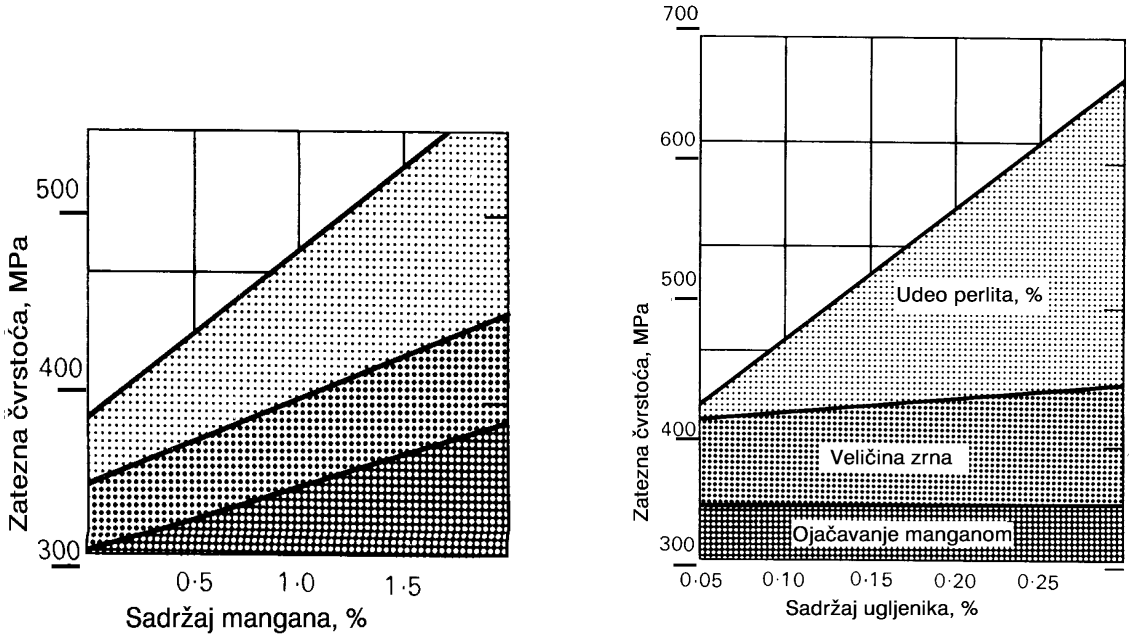
Слика 2.4. CCT дијаграм челика хемијског састава, %: 0,13C; 0,56Mn; 0,26Si; 0,027C; 0,019P; 0,05Ni; 0,07Cr; < 0,01Mo; 0,20Cu; < 0,01Mo; < 0,01V

Први корак у даљем развоју челика је био додавање мангана, чиме је развијена нова врста, тзв. угљенично-мангански челици (широки дијапазон општих конструкционих челика). Манган се додаје челику због више позитивних утицаја [27]:

- У комбинацији са сумпором ствара мангансулфид у виду укључака. Сумпор је обично присутан у железу у виду сулфида железа, који на високим температурама са железом образује течни еутектикум ниске тачке топљења. Овај се распростире по границама

металних зрна док је још течан, и током хлађења очвршћава у крти филм. Зато не изненађује што челик са течним филмом на границама зрна не може бити прерађен на високим температурама, јер постаје крт када се охлади. Манган се лакше једини са сумпором, стварајући мангансулфид (*MnS*) високе тачке топљења, који није течан при топлој преради челика и због тога има незнатан утицај на жилавост коначног производа, јер је равномерније распоређен у челику. Ова улога *Mn* је омогућила да се значајно повећа жилавост у конструкцијским челицима. У току даље прераде *MnS* се или издужује (ваљање) или ломи и ситни (ковање). Присуство великих издужених *MnS* укључака, у ваљаним производима је опасно, јер лако доводи до ламеларног чупања. У новије време, да би се овај феномен елиминисао, у току израде челика се додаје мала количина калцијума (*Ca*), око 0,0040%. Калцијум служи као модификатор облика *MnS*, омогућава да се створи укључак сферног облика, који је недеформабилан, те не мења свој облик у току било које даље прераде (деформација, термичка обрада). Само увођење третирања калцијумом (*SSP* - контрола облика сумпорних укључака) постојећим квалитетима челика повећава жилавост и до 40%.

- Манган повећава чврстоћу челика, стварајући чврсти раствор са железом, сл. 2.5.
- Манган успорава трансформацију аустенита у ферит и перлит. То значи да у дебелим плочама и пресецима, који се хладе брже на површини него у унутрашњости, могу да се постигну боље и уједначеније особине по дебљини, а да за дату брзину може да се постигне већа чврстоћа.



Слика 2.5. Удео појединих утицаја на чврстоћу угљенично-манганских челика

Својства угљенично - манганских челика се могу побољшати на више начина:

1. Уситњавањем зрна

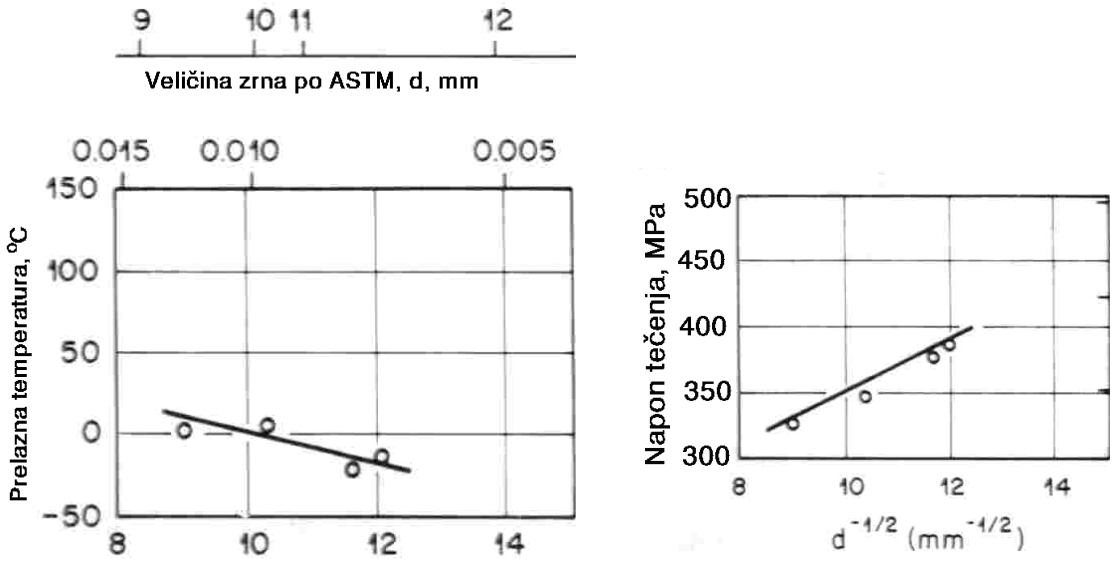
Пре објашњења поступка уситњавања зрна треба описати разне врсте дезоксидације у челику [27].

- Прву групу чине неумирени челици, који се према систему *EN* означавају са *FU*. (Према систему означавања и EN 10025, ова група челика има ознаку осталих квалитета са *G1*). У овим челицима нема елемената који би при производњи челика везали кисеоник, па он као гас излази на површину растопа стварајући утисак да маса "кључа". Због тога *P* и *S* остају као сегрегације у глави и у средини кокиле.
- Другу групу чине умирени челици, означени са *FN* (Ознака осталих квалитета *G2*). Код њих се кисеоник везује помоћу силицијума, који се додаје у садржају вишем од 0,1%, а могу се користити и други елементи, као *Mn* и *Cr*. Код ових челика нема сегрегација у блоку. Прелаз између *FN* и *FU* челика су тзв. полуумирени челици.
  - Трећу групу чине посебно умирени или двоструко умирени челици, ознаке *FF* (Ознака осталих квалитета *G3*). Код ових челика се сем кисеоника везује и азот. Класичним поступком се то постиже додатком више од 0,02% алуминијума умиреним челицима, чиме се уситњава зрно и повећава жилавост. Сличан ефекат се добија и додатком *Ti*, *Nb* или *V*. Ови челици немају сегрегације и крта подручја. Равномерно распоређени фини нитриди или карбонитриди устињавају зрно и тек на температурама изнад 1000°C могу да се образују крупна зрна. Ситна зрна дају већу чврстоћу, бољу жилавост и лакшу обрадљивост.

При том треба имати у виду да се оксидацијом *P* и *S* не уклањају из челика, већ се само равномерно распоређују по пресеку. Код посебно умирених челика се и азот везује помоћу алуминијума. Нелегирани челици са ниским садржајем C, испод 0,3% могу бити класе *FU*, *FN* или *FF*, а са више од 0,3%*C* су бар класе *FN*. Ситнозрни челици су увек класе *FF*. Легирани челици су у најмању руку класе *FN*, тј. умирени.

Да би се остварио утицај величине феритних зрна, челици морају да се термички обраде тако да се не мења удео примарног ферита и перлита, а да распоред перлита остане фиксиран. То може да се постигне променом величине аустенитног зрна од кога се образује примарна феритно-перлитна микроструктура; ови челици се затим хладе да се развије структура истог садржаја ферита и перлита, али са промењеном величином феритног зрна

(*d*). Доказано је да се напон течења челика мења линеарно са $1/\sqrt{d}$. Подаци за челике са манганом су дати на сл. 2.6, са које се види да се смањењем зрна ферита снижава и прелазна температура кртости. На тај начин је уситњавање зрна повољно и за побољшање чврстоће и ударне жилавости [27].



Слика 2.6. Промена прелазне температуре кртости и напона течења са величином зрна

2. Нормализацијом

Челик се загрева до довољно високе температуре да се образује аустенит, а затим се хлади на мирном ваздуху. Ефект загревања до аустенитне фазе и поновне трансформације се огледа у образовању ситнијих зрна и у повећању и чврстоће и жилавости. Често се угљенично-манганском челику за нормализацију додају мале количине ниобијума или ванадијума и азота да би се још више побољшала својства [27].

3. Контролисаним ваљањем

Челици се производе ливењем у инготе, који се затим прогресивно ваљају до захтеваног коначног облика, тј. плоча или профила. Ваљање се изводи на температури аустенитног подручја, на којој је челик мек, а метална зрна се рекристалишу и расту. Ако се ваља на нижој температури челик се коначно трансформише у ситнозрни ферит и перлит. Последица је релативно велика чврстоћа и жилавост. Контролисано ваљаним челицима се додају мале количине елемената као што су ниобијум и ванадијум, појединачно или заједно. Повишена чврстоћа може бити праћена бољом заварљивошћу и жилавошћу него код нормализованих челика [27].

4. Побољшањем

Повећањем брзине хлађења из аустенитног подручја повећава се чврстоћа трансформисане структуре. Каљењем угљенично-манганских челика може се добити добра комбинација чврстоће и жилавости. Каљење се обично изводи на плочи која се загрева после ваљања уз дејство туша воде под притиском. Ако је потребно, после каљења се прибегава отпуштању, чиме се донекле смањује чврстоћа, али се повећава жилавост.

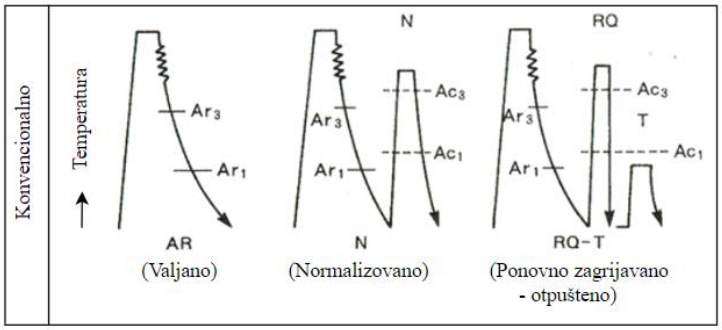
Такође је интересантно у коме смеру ће ићи даље побољшање својстава челика. Све се већа пажња посвећује смањењу садржаја штетних елемената (*P, S, N*) и чистоћи, смањењу садржаја угљеника (по правилу испод 0,2%, па чак и до испод 0,1%), смањењу сегрегација, даљем уситњавању структуре, бољим легирањем и микролегирањем и примени термомеханичке обраде [27]. Овде треба навести утицај стања испоруке челика на његову обрадљивост, а то су:

- Челик у обичном стању испоруке, ознаке *U*, (без накнадне обраде) може се обликовати у хладном и у врућем стању, може се исправљати пламеном, нормализацијом му се могу побољшати својства, а погодан је и за обраду ради отпуштања заосталих напона.
- Челик ознаке *N* се добија нормализацијом или нормализационим ваљањем, погодан је за хладну и топлу прераду и исправљање пламеном, нормализационим отпуштањем се може вратити у претходно стање, а могуће су и друге термичке обраде, нпр. за отпуштање напона.
- Хладноваљани производи (траке, лимови, шипке), ознаке *K*, у последњој операцији (дресирање) могу добити повећану чврстоћу и тврдоћу, уз смањену жилавост и обрадљивост, висок квалитет површине, малу дебљину уз високу тачност мера и облика, а при загревању изнад 500°C им се смањује чврстоћа и тврдоћа, а побољшава се обрадљивост и жилавост.
- Термомеханички обрађени челици, ознаке *M*, се могу прерађивати на хладно, али не и на топло, могу се условно исправљати пламеном, са ограничењем температуре и времена грејања, не могу се нормализовати, а максимална температура за термичко отпуштање напона је 580°C.

2.2. Металуршке карактеристике нисколегираних угљеничних челика

Нисколегирани угљенични челици се производе са различитим степеном дезоксидације, неумирени до потпуно умирени челици, конвенционалним начином топлог ваљања, у термичком стању испоруке топловаљаном, нормализационо жареном (*N*) и/или нормализирајуће ваљаном (*N*) (контролисано нормализирајуће ваљаном) стању [30].

Нормализационо жарено стање је класично топловаљано + накнадно нормализационо жарено, сл. 2.7. [30].



Слика 2.7. Шематски приказ конвенционалног топлог ваљања

Нормализирајуће ваљано стање је поступак топлог обликовања са завршним ваљањем у једном одређеном температурном подручју које доводи до стања материјала истог као после нормализационог жарења, тако да су механичке особине исте као код додатног нормализационог жарења. Дакле, појам је везан за контролисан степен редукције γ у одређеном температурном интервалу класичног топлог ваљања и није варијанта термомеханичког ваљања (*M*) [30].

Степен умирености код одређеног челика је исказан максималним садржајем азота (*N*) и елемената дезоксидатора (*Mn, Si* и Al) и ознаком за степен умирености. Неумирене челике карактерише присуство гасних пора раствореног кисеоника и азота (раслојавање); блок сегрегације (повишен *P* и *S*); ознака је *FU*. Kod полуумирених челика (тачније челика код којих "*није дозвољено неумирено стање*") већи је додатак елемента *Al* који везује не само кисеоник, већ и азот у *Al* нитриде; ознака је *FN*. Код потпуно умирених челика додатком *Al* > *0,02%*, потпуно је везивање азота у *Al* нитриде, а додатком *Ti* или *V* и у карбонитриде; ознака је *FF*. Резултат је спречавање излучивања железо нитрида (старење), уситњење зрна и пораст жилавости, уочено повећање напона течења, што је основа за развој ситнозрних микролегираних челика [30].

Нисколегирани угљенични челици постижу механичке особине преко садржаја *C*, и *Mn*. У намени за израду заварених челичних конструкција (*S, P, L*,..) пораст чврстоће ојачавањем металне матрице преко садржаја *C* је ограничен, због ризика од настанка хладних прслина услед закаљивања у подручју ***ZUT*** завареног споја. С тим у вези, сматра се да челици са садржајем *C < 0,25%* (*< 0,23%*) нису склони закаљивању. Повећање чврстоће, уз смањење садржаја *C* због закаљивања, захтева повећано ојачавање металне матрице додатком *Mn*, као елемента који је мањи утицајни фактор на склоност закаљивању. Максимални ниво чврстоће ових челика, уз смањен ризик од закаљивања услед заваривања, достигнут је преко ојачавања металне матрице са ограниченим садржајем *C* до *0,27%* и *Mn* до *1,6%*, и присуством и других елемената (намерно додатих или пратећих) у количини испод граничних вредности да би се челик сматрао легираним [30].

2.2.1. Заварљивост и заваривање општих конструкционих челика

Појам заварљивости обухвата скуп услова и захтева који се односе на квалитет заварених спојева, као и на околности под којима је могуће обезбедити пројектовани ниво квалитета како самих спојева, тако и целокупне конструкције. На заварљивост утичу основни и додатни материјал, технолошки услови израде, али и конструкциона решења. Од свих ових фактора, основни материјал има пресудни значај. Квалитет заварених спојева у великој мери одређује поузданост у експлоатацији и економичност конструкције. Појава неправилности у спојевима, као и недостатак неопходних механичко-технолошких особина, могу значајно нарушити експлоатационе карактеристике заварене конструкције [31,32].

При испитивању заварљивости основног материјала неопходно је извршити експериментално заваривање узорака при унапред одабраним енергетским параметрима и методама контроле спојева. На овај начин могуће је сагледати параметре процеса, својства заварених спојева и укупну погодност основног материјала за примену поступака заваривања.

Код изучавања заварљивости и развоја технологије заваривања утврђено је да су утицајне величине које дефинишу квалитет завареног споја различите, па се и заварљивост најпоузданије дефинише посматрањем одређених величина или појава. Ово је допринело да се заварљивост дефинише према појавама у завареном споју које настају у моменту

његовог формирања или у току експлоатације. Заварљивост материјала зависи од три групе параметара, металуршких, технолошких и конструкционих. Металуршки параметри обухватају све услове који се односе на основни материјал, додатни материјал и специфичне металуршке процесе при заваривању. Технолошки параметри су обједињени у операцијама припреме и израде заварене конструкције. Конструкциони захтеви дефинишу облик и распоред заварених спојева, њихову крутост и напонско стање. За оцену заварљивости користе се различите методе испитивања, које могу бити аналитичког или експерименталног карактера. Обим испитивања, као и избор стандардизованих или специјалних метода за процену заварљивости микролегираних челика, одређују се наменом конструкције, захтеваним нивоом квалитета и особинама изабраног основног и додатног материјала [31,32].

Кључни критеријум заварљивости представља одсуство прслина и зона у завареним спојевима које показују повећану подложност кртом лому. Прслине се могу јавити у различитим фазама израде конструкције и један су од главних узрока снижавања поузданости у експлоатацији. Са порастом чврстоће и степена легирања савремених челика, с једне стране повећава се ризик од настанка прслина, док се с друге стране смањују дозвољене величине недостатака у условима кртог или неког другог облика лома. Вероватноћа њихове појаве у великој мери зависи од својстава основног материјала, па се овим аспектима посвећује нарочита пажња током пројектовања и производње челика намењених за примену у заваривању.

Метални материјал може се сматрати заварљивим у одређеном степену, за конкретан поступак и дату примену, уколико се процесом заваривања обезбеђује континуитет метала и испуњавају прописани технички услови. То подразумева да заварени спојеви морају имати адекватне локалне особине, али и да својим укупним карактеристикама гарантују поузданост конструкције коју формирају. С обзиром на сложеност самог појма заварљивости, у литератури се он често додатно прецизира у зависности од области примене, при чему се користе и специјализоване дефиниције [31].

Металуршка заварљивост - односи се на проучавање физичко-хемијских промена које се јављају у металу током процеса заваривања. Испитивања се спроводе кроз експериментално дефинисане заварене спојеве, користећи познате

параметре заваривања или симулирајући режим заваривања на основном материјалу..

Физичка заварљивост - описује способност материјала да обезбеди формирање хомогених и кохерентних спојева, без обзира на изабрани поступак заваривања. Ова особина је карактеристична за већину техничких легура, чисте метале, као и бројне комбинације метал-неметал.

Технолошка заварљивост - проучава техничко-економске аспекте заваривања и дефинише услове потребне за добијање споја траженог квалитета од одређеног материјала, уз коришћење расположивих метода и минималан трошак времена и ресурса. Због значаја за практичну примену, овај појам се често користи као синоним за општи концепт заварљивости.

У суштини, заварљивост је готово подједнако условљена својствима материјала, условима израде заварених конструкција и примењеним конструкцијским решењима. Другим речима, она је посредно одређена погодношћу материјала за заваривање, могућношћу реализације квалитетног завареног споја и поузданошћу целокупне конструкције.

2.2.1.1. Општи проблеми заварљивости

Напредак у технологији заваривања, укључујући увођење нових метода и програмираних термичких режима, омогућио је да многи материјали који су раније имали лошу заварљивост постану материјали са прихватљивим својствима за заваривање. Ипак, што је материјал квалитетнији, то је број фактора који утичу на заварљивост већи, а њихове међусобне корелације комплексније.

Квалитет заварених спојева у великој мери одређује експлоатациону поузданост и економичност конструкције. Присуство недостатака у спојевима, као и непоштовање захтеваних особина, облика и хомогености шава или метала у заваривању, може нарушити чврстоћу и друге експлоатационе карактеристике конструкције. Током израде заварених конструкција, грешке се јављају релативно често и њихов број представља реалан показатељ рационалности примене технолошког процеса, погодности и квалитета материјала, стручности радне снаге, постојања неопходних радних услова, као и оптималности и техничке спремности опреме и прибора, односно општег техничког нивоа

производње. У зависности од узрока настанка, ове грешке могу се класификовати у две основне групе.

У прву групу спадају кристализационе и хладне прслине у металу шава и у зони утицаја топлоте (ЗУТ), затим појава пора, присуство троске, флокни, као и одступања од захтеваних вредности чврстоће и пластичности метала шава и споја, уз нежељене промене у особинама ЗУТ.

Другу групу чине грешке настале током формирања самог шава, као што су непровари, зарези, налепљивање, прогоревање, кратери, несиметрично постављање угаоних шавова или смањене димензије шава. Ове неправилности најчешће су последица некоректног технолошког поступка, нарушавања режима рада, неисправности опреме, недовољне стручности извођача, неадекватне припреме, као и неправилног конструкционог склапања и припајања елемената. Њиховом настанку могу допринети и неприступачност места заваривања или неправилно попуњавање жлеба. Јединствен метод испитивања који би у целости дефинисао појам заварљивости не постоји, већ се примењује више различитих испитивања, при чему свако од њих осветљава један аспект овог појма.

Током процеса кристализације метала шава, под утицајем затезних напона насталих услед заваривања, може доћи до формирања прслина, које представљају један од најчешћих недостатака у завареним спојевима. Дејство топлоте при заваривању доводи до измена у структури основног метала у непосредној близини шава. Те промене, заједно са присутним затезним напонима, могу условити појаву топлих и хладних прслина у ЗУТ. Испитивање отпорности метала у зони утицаја топлоте на образовање прслина представља један од видова испитивања заварљивости. Металуршки процеси који се одвијају у металу шава и ЗУТ могу повећати склоност ка преласку у крто стање. Стога испитивање отпорности основног метала, ЗУТ, метала шава, као и споја у целини на прелазак у крто стање представља треће подручје испитивања заварљивости [32].

Прслине, као последица дејства топлотних и металуршких процеса, сматрају се најопаснијим обликом грешака у завареним спојевима. Код челика, оне се уобичајено разврставају на [33]:

- топле (вруће) прслине,
- хладне прслине,

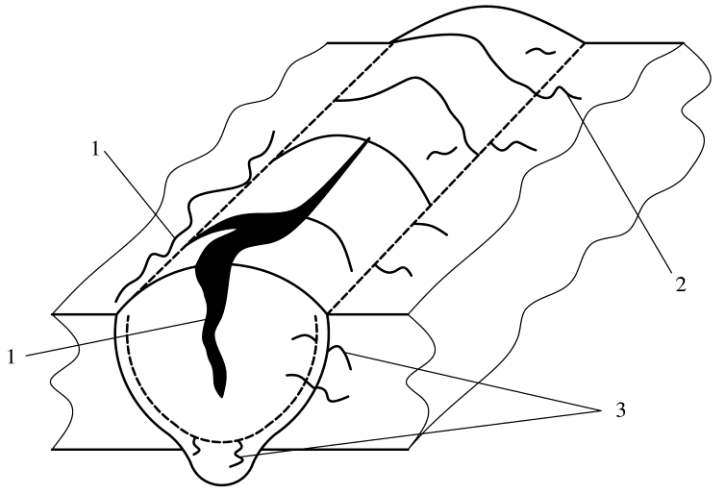
- ламеларне прслине, и
- прслине од жарења.

2.2.1.1.1. Топле прслине

Топле прслине представљају раздвајања материјала која се могу појавити како у металу шава, тако и у зони утицаја топлоте (***ZUT***). Оне настају на температури солидуса или нешто испод ње (сл. 2.8) [42]. Доња гранична температура њиховог образовања сматра се око $0{,}5T_t$ (где је T_t температура топљења у $°K$). Карактеристика ових прслина је интеркристални ток раздвајања, што их јасно разликује од прслина које се јављају на нижим температурама и које имају транскристални карактер, као што је случај са хладним прслинама.

Топле прслине могу се разврстати у две основне групе: кристализационе и подсолидусне (ликвационе)**.** Кристализационе топле прслине јављају се у температурном интервалу између ликвидус и солидус линија, када је у материјалу истовремено присутна чврста и течна фаза (такозвана ***TIK*** област). Ова врста прслина је посебно изражена код легура са ширим интервалом очвршћавања, док се код чистих метала и легура са уским интервалом очвршћавања обично јављају искључиво ликвационе прслине. Кристализационе прслине настају уколико су затезни напони, управљени нормално на границе зрна, довољно велики да изазову дисконтинуитет дуж тих граница у зони делимичне кристализације или у подручју танког течног филма [33].

С друге стране, ликвационе прслине настају углавном услед присуства нискотопљивих сегрегација распоређених по границама зрна, које под утицајем температуре доводе до слабљења везе између кристалних зрна.



Слика 2.8. Топографија топлих прслина у завареном споју
1 - подужне у шаву и *ZUT* зони;
2 - попречне прслине у шаву и *ZUT* зони;
3 - попречне прслине по дебљини основног материјала

У зависности од правца у односу на шав, топле прслине могу бити **уздужне** и **попречне**. Уздужне прслине најчешће се простиру дуж осе шава, на месту контакта стубичастих кристала или између суседних зрна. Код ручног електролучног заваривања (REL поступак), оне могу избијати на површину шава или остати унутар његове запремине, док се код заваривања под троском кристализационе прслине по правилу формирају у централном делу шава, без изласка на површину. Ова појава условљена је специфичним процесом кристализације карактеристичним за овај поступак. У случајевима када прслина ипак избија на површину шава, њене странице су често обојене танким слојем оксида.

Топле прслине у металу шава обично су знатне дужине, слабо разгранате и релативно отворене. Најчешћи узрок њиховог настанка везан је за повишен садржај сумпора и недовољну количину мангана у металу шава. У таквим условима, по границама растућих кристалних зрна јавља се издвајање једињења ***FeS***, уместо уобичајеног ***MnS***. Разлика између ова два сулфидна једињења је значајна: ***MnS*** има високу температуру топљења (око 1610 °C), док је температура топљења ***FeS*** нижа од солидус температуре челика. Као последица тога, и након очвршћавања металне основе, односно челика, извесна количина растопа у облику FeS једињења остаје дуж граница зрна. Овај процес ствара повољне услове за формирање топлих прслина [32].

Топле прслине у *ZUT* јављају се у облику мрежастих пукотина које прате границе зрна, најчешће у непосредној близини границе стапања. Њихово формирање може бити

последица неправилно одабране технологије и параметара заваривања, али и металуршких процеса који се одвијају у течном и у чврстом стању.

При дефинисању технологије заваривања неопходно је водити рачуна о томе да отпорност металног шава на настанак кристализационих прслина зависи од следећих фактора:

- величине и брзине раста затежућих напона који делују у току процеса кристализације,
- хемијског састава метала шава, који утиче на његова својства током кристализације и у периоду смањене пластичности,
- облика растопљеног метала, који одређује правац раста стубичастих кристала, начин њиховог међусобног додира, распоред међузрнастих делова у односу на затежуће напоне, као и карактер промене еласто–пластичне деформације, и
- величине примарних кристала.

У условима реалног заваривања практично је немогуће у потпуности елиминисати утицај затезних напона на метал који се кристалише током процеса. Због тога је основни циљ свести њихов интензитет на ниво који не изазива настанак прслина. Ово се постиже рационалним обликовањем конструктивних елемената и спојева, смањењем броја укрштања шавова, правилним одабиром типа и размака ивица, као и уклањањем непотребних преклапања.

Минимизирање затезних напона технолошким мерама могуће је обезбедити:
- предгревањем радног комада,
- правилним редоследом извођења заваривања,
- одабиром адекватног поступка и оптималних режима заваривања.

Бројна истраживања потврдила су да управо хемијски састав метала шава има значајан утицај на формирање појединих структурних компонената, а тиме и на отпорност материјала према појави кристализационих прслина.

Промена хемијског састава метала шава, у правцу смањења садржаја неповољних и повећања удела корисних елемената, представља један од основних приступа у технологији заваривања усмереној ка повећању отпорности на појаву топлих прслина. Постизање

пожељног хемијског састава метала шава приликом заваривања челика одређеног састава остварује се на следеће начине:

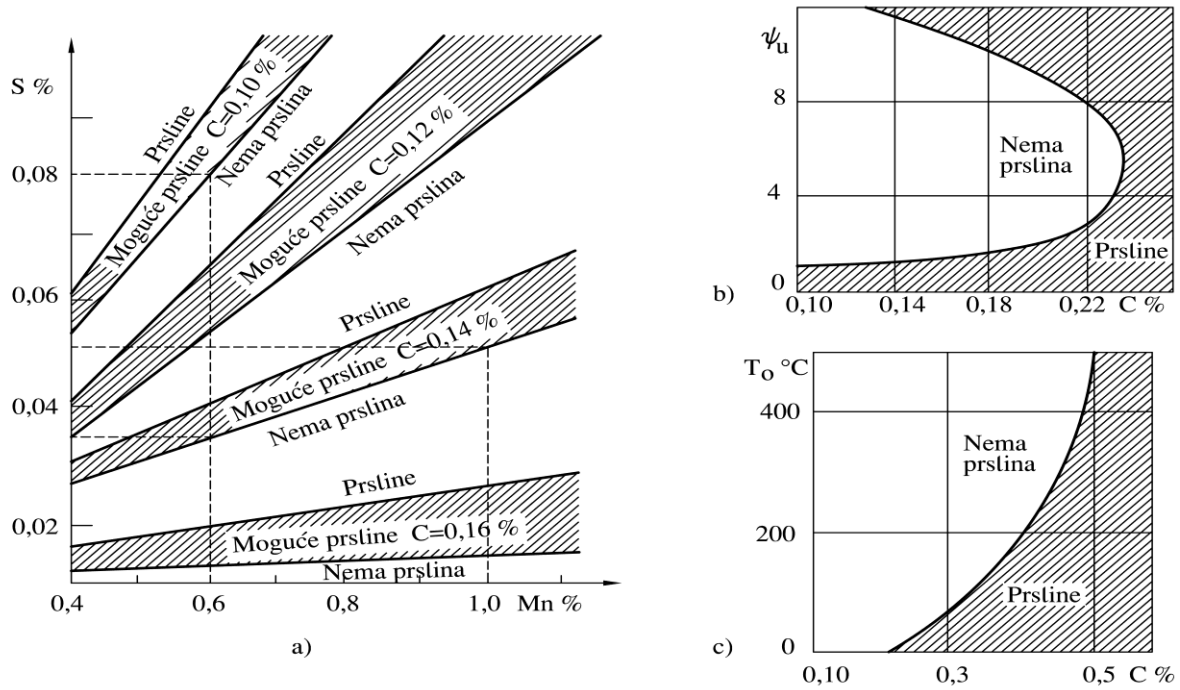
- применом додатног материјала који садржи минималне количине штетних и повећане количине повољних легирајућих елемената,
- смањењем удела основног метала у металу шава, уз истовремено повећање удела додатног материјала, што се постиже избором одговарајућих поступака и режима заваривања (нпр. рад са мањом струјом или коришћење два лука),
- употребом облога или прашкова који у свом саставу садрже легирајуће елементе повољног дејства.

При заваривању угљеничних, легираних и других челика може доћи до образовања кристализацијских прслина у ***ZUT***, које се најчешће простиру по границама зрна. Вероватноћа образовања прслина расте при раду са основним металом смањене чврстоће и при повећаном уносу енергије заваривања. У том случају примећује се и пораст зрна што погодује настанку прслина овог типа (ликвацијске прслине). Механизам образовања прслина у ***ZUT*** разликује се од механизма образовања прслина у металу шава. Прслине се у овом случају развијају по границама зрна основног метала кратковремено загрејаног Најзначајнији утицај на појаву топлих прслина имају хемијски састав челика (садржај ***C***, ***S***, ***Mn*** и у нешто мањој мери ***Si***), облик шава и примена предгревања. На слици 2.9a приказан је утицај садржаја ***C***, ***S*** и ***Mn***, на слици 2.9b утицај садржаја ***C*** и коефицијента облика шава, док је на слици 2.9c приказан утицај предгревања у зависности од садржаја ***C*** [32].

Као што је уочљиво са приказаних графичких зависности, наведени фактори делују у међусобној повезаности, али генерално правило гласи: челици са већим уделом ***C*** и ***S***, а нижим уделом ***Mn***, показују већу склоност ка формирању топлих прслина. Исто тако, заварени спојеви са малим коефицијентом облика, као и они са изразито великим коефицијентом облика (код челика са повишеним садржајем ***C***), подложнији су појави прслина. С друге стране, примена предгревања значајно смањује вероватноћу њиховог настанка.

Утицај наведених хемијских елемената највише се испољава кроз формирање еутектикума ***Fe–FeS***, чија је температура топљења око 985 °C. Он се таложи дуж граница зрна и знатно повећава склоност челика ка појави топлих прслина. Насупрот томе, манган има већи афинитет ка сумпору од гвожђа, те гради ***MnS*** укључке глобуларног облика, чиме спречава

стварање штетног еутектикума и умањује ризик од прслина. Повећан садржај угљеника је неповољан јер смањује пластичност челика.



Слика 2.9. Различити утицаји на склоност челика ка настанку топлих прслина а) састав челика; б) облик шава и садржај *C*; ц) предгревање и садржај *C*

Често се проверава осетљивост према топлим прслинама по изразу [41]:

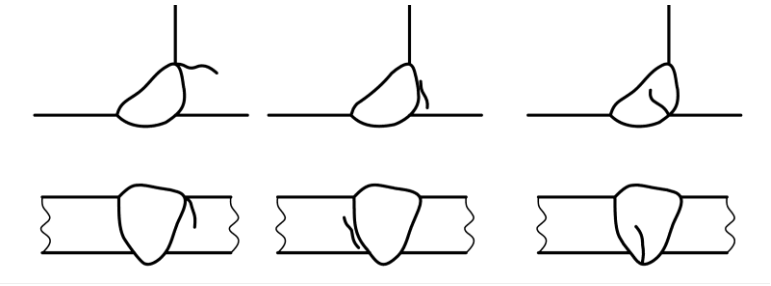
$$HCS = \frac{C \times \left(S + P + \frac{Si}{25} + \frac{Ni}{100} \right) \cdot 10^3}{3 \cdot Mn + Cr + Mo + V} \qquad (2.1.)$$

при чему се челици чија је затезна чврстоћа изнад 700 MPa сматрају подложним овом виду оштећења уколико је вредност параметра HCS (Hot Cracking Sensitivity) већа од 2. За челике чија је затезна чврстоћа мања од 700 MPa, критична граница је нешто виша, па се они третирају као осетљиви на топле прслине ако је вредност HCS већа од 4.

2.2.1.1.2. Хладне прслине

Током процеса загревања и накнадног хлађења метала при заваривању, непрестано се мењају његова температура, степен деформације и интензитет напона. Истовремено се мењају и механичке особине метала, па постоји изражена зависност између пластичности, чврстоће и температуре. Хладне прслине настају у металу шава или у зони утицаја топлоте (***ZUT***), најчешће у завршној фази хлађења завареног споја, при температурама нижим од

300 °C. У зависности од правца у односу на осу шава, хладне прслине могу бити попречне или уздужне. По правилу су унутаркристалне, мада њихов настанак често започиње дуж граница зрна. Шематски приказ најчешћих типова хладних прслина у угаоним и сучеоним спојевима дат је на слици 2.10 [34].



Слика 2.10. Шематски приказ хладних прслина у угаоним и сучеоним спојевима

При заваривању нисколегираног и средњелегираног челика, **хладне прслине** настају као резултат дејства три међусобно повезана фактора. Ниједан од њих самостално није довољан да изазове појаву прслина, али њихова комбинација доводи до настанка овог облика оштећења. Основни фактори су:

- микроструктура (нарочито појава мартензитне структуре),
- садржај дифундованог водоника,
- заостали напони који прате процес заваривања.

Истраживања су показала да појава хладних прслина зависи од више услова заваривања, као што су дебљина радног комада, количина унете енергије и температура материјала. У одређеним случајевима челик може постати закаљив, односно у току заваривања ***ZUT*** или метал шава могу се делимично или потпуно трансформисати у мартензит. Када је у питању утицај водоника, одавно је утврђено да употреба ниско-водоничних базичних електрода или заваривање у заштитној атмосфери инертних, односно сувих и пречишћених активних гасова, омогућава добијање спојева без присуства хладних прслина. Сличан закључак односи се и на утицај напона, јер је пракса показала да су спојеви без сопствених напона значајно мање подложни њиховом настанку. Због тога је неопходно размотрити факторе који најчешће прате и условљавају појаву хладних прслина у завареним спојевима. То су пре свега [34]:

1. **Хемијски састав основног метала** – Овај фактор је тесно повезан са микроструктуром. Код нисколегираног и средњелегираног челика, у непосредној зони уз спој често долази

до стварања мартензита. Та мартензитна структура формира се у неуравнотеженим условима, односно при загревању до температуре каљења и трансформације, као и при брзинама хлађења које су различите од оних уобичајених за термичку обраду. У тим условима температура је знатно виша, а трајање процеса краће него код класичне термичке обраде, што доводи до појаве нестабилне структуре на коју хемијски састав има пресудан утицај [34].

2. **Дебљина основног материјала** – Утицај дебљине обухвата сва три главна фактора. Наиме, различите зоне загревања и хлађења доводе до нехомогене структуре, а непотпуна прокаљивост по пресеку материјала погодује настанку мартензита. Са порастом дебљине повећава се и количина дифузионог водоника (који се акумулира око структурних грешака), док је његова брзина дифузије смањена. Истовремено, заостали напони постају израженији [34].
3. **Унета топлота при заваривању** – Сва три основна фактора зависе од количине унете топлоте. Она одређује максималну температуру загревања у металу шава и ***ZUT***, као и брзину загревања и хлађења. Различити енергетски режими доводе до формирања различитих структура и тврдоћа. То је уочљиво при упоређивању дијаграма изотермалног разлагања за исти челик, али различиту температуру аустенитизације. Већа количина топлоте успорава хлађење, што омогућава дифузију водоника и његово ослобађање из места акумулације, док истовремено утиче и на ниво локалних термичких напона [34].
4. **Околина** – Под утицајем околине подразумевају се пре свега релативна влажност и температура предгревања, које имају директан утицај на количину дифундованог водоника.
5. **Додатни материјал** – Он представља један од главних извора дифузионог водоника у завареним спојевима. Међутим, правилним избором додатног материјала може се утицати и на стање напона у споју.
6. **Поступак заваривања** – И сам поступак заваривања утиче на садржај водоника. Тако, при заваривању **REL postupkom** у металу шава садржај водоника је знатно већи него код **MIG postupka**, чак и ако су облик жлеба и унета топлота исти.
7. **Облик завареног споја** – Променом параметара заваривања (јачине струје, напона, густине струје, брзине заваривања) мењају се количина течног метала, геометрија споја и самим тим величина и распоред напонског поља.
8. **Неметални укључци** – Чистоћа основног метала игра значајну улогу у осетљивости на хладне прслине. Неметални укључци и друге нечистоће представљају места

акумулације водоника и концентраторе напрезања, одакле прслине најчешће и почињу да се развијају.

Према времену настанка, хладне прслине се често називају и *закаснеле*, јер се непосредно након заваривања углавном не уочавају. Овде је посебно важно нагласити улогу временског фактора, пошто се ова појава јавља на собној температури или у њеној непосредној близини. За процену склоности челика ка стварању хладних прслина користи се вредност еквивалента угљеника, која се може израчунати на основу већег броја једначина. Иако постоји више различитих облика, све ове једначине могу се свести на општи израз [34]:

$$CEV = C + \frac{1}{a}Mn + \frac{1}{b}Si + \frac{1}{c}Cr + ... \qquad (2.2.)$$

где је: ***C, Mn, Si, Cr***, - садржај елемената у челику,

$\frac{1}{a}, \frac{1}{b}, \frac{1}{c}$ - коефицијент који показује колико је утицај посматраног елемента слабији од утицаја угљеника.

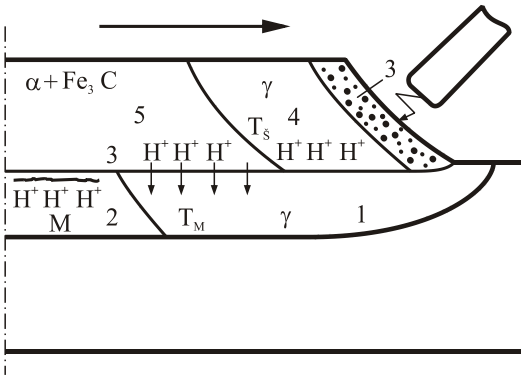
Једначине предложене од стране различитих истраживача разликују се једна од друге по коефицијентима који карактеришу утицај легирајућих елемената. Ове разлике су последица различито постављених циљева, различитих услова рада и различитих основних материјала. Сматра се да на вредност коефицијената битан утицај показује брзина хлађења у критичном интервалу температуре. Често се користи формула Међународног института за заваривање (***IIV***).

$$CEV = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \qquad (2.3.)$$

Поред еквивалента угљеника, за процену отпорности челика на појаву хладних прслина од великог значаја је и садржај дифундованог водоника.

При процесу заваривања, део основног метала у зони утицаја топлоте (***ZUT***) прелази у аустенит, који се током хлађења, у зависности од брзине, трансформише у различите структурне компоненте. Доминирајућа структура зависи од хемијског састава основног метала и услова заваривања – количине унете топлоте, дебљине радног комада, почетне температуре и температуре околине. Све наведене промене у структури одвијају се

сукцесивно дуж завареног споја, а цео термичко-структурни циклус може се шематски приказати. Пресек шава са карактеристичним зонама приказан је на сл. 2.11 [34].

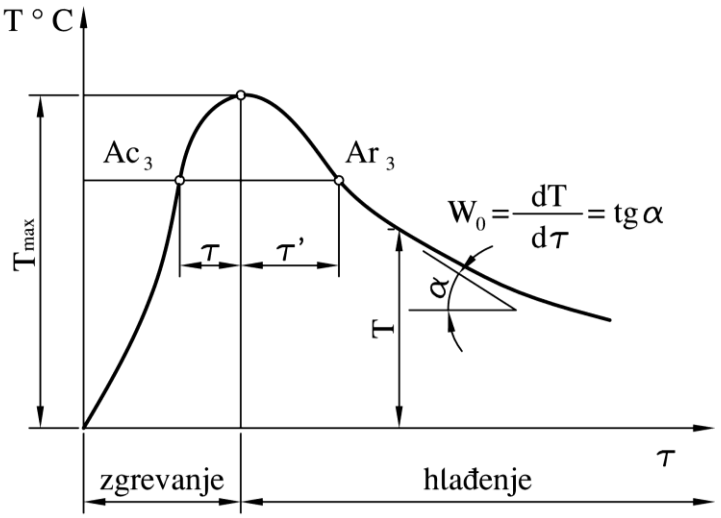


Слика 2.11. Механизам дифузије водоника из метала шава у *ZUT*

Површине 1 и 4 приказују основни метал и метал шава, који су били загрејани до аустенитног подручја. Изотерме T_M и $T_Š$ означавају температуре трансформације у ***ZUT*** и у металу шава, док површине 2 и 5 представљају делимично или потпуно трансформисан метал у тим зонама [34].

За карактеристичан облик термичког циклуса заваривања (сл. 2.12 [34]) – брзо загревање до веома високих температура, уз краткотрајну аустенитизацију – потребно је познавати криве трансформације при континуалном хлађењу за различите услове заваривања.
Основни параметри који одређују циклус загревања и хлађења метала у ***ZUT*** су:

- максимална температура загревања,
- брзина загревања кроз температурно подручје 700-1000°C,
- брзина хлађења кроз температурно подручје 800-500°C,
- време загревања од Ac_3 до максималне температуре,
- време хлађења од максималне температуре до температуре Ar_3.



Слика 2.12. Шема топлотног циклуса *ZUT* при електролучном заваривању

Ради поједностављења одређивања и употребе кривих трансформација, често се врши приближно посматрање, при чему се сматра да је брзина хлађења у зони температуре трансформације челика константна дуж целе ***ZUT***. На тај начин, ако су познате брзине хлађења које одговарају појединим условима заваривања, могуће је предвидети ток трансформације у ***ZUT***, што је посебно значајно за одређивање услова који доводе до делимичне или потпуне мартензитне трансформације.

С обзиром на то да се хемијски састав основног метала и метала шава разликује, нарочито у погледу садржаја легирајућих елемената и угљеника, температурни интервал између T_M и $T_Š$ је проширен, што омогућава повећану дифузију водоника након трансформације метала шава (сл. 2.11).

Посебну пажњу заслужује анализа утицаја предгревања. Утврђено је да предгревање, иако не спречава у потпуности мартензитну трансформацију, доводи до успореног хлађења. Ово омогућава ефикаснију дифузију водоника и истовремено умањује кртост материјала. Још повољнији ефекат се постиже накнадним загревањем испод M_f тачке, при чему долази и до делимичног отпуштања, што додатно побољшава отпорност споја.

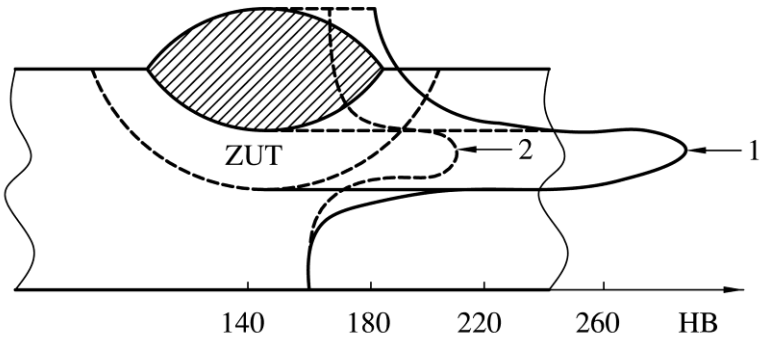
При заваривању истовремено делују трансформациони процеси и присутан водоник, што ствара комплексно напонско поље. Оно настаје као последица неравномерне расподеле температуре, фазних трансформација, спољних укрућења и секундарних фактора – сопствене тежине, еластичних веза између елемената, суседних наварива и шавова, као и

конструктивног спајања у недељиве целине. Без обзира на узрок, мерења показују да напони у завареном споју достижу вредности приближно једнаке граници течења основног метала или метала шава.

Међу кључним параметрима који утичу на настанак хладних прслина издваја се брзина хлађења. Уколико је брзина мања од критичне, чиме се избегава мартензитна трансформација, добија се структура довољно отпорна на формирање и раст прслина. Други од суштинског значаја је садржај дифундованог водоника – ако он није присутан у довољној количини, хладне прслине се не могу развити.

Због тога се као главне превентивне мере примењују предгревање (или други поступци за смањење брзине хлађења) и сушење електрода, односно отклањање влаге из додатног материјала. Предгревањем се такође умањују заостали напони, а нарочито максимални затезни напон, јер се смањује разлика у скупљању услед различитих температура између основног метала и метала шава.

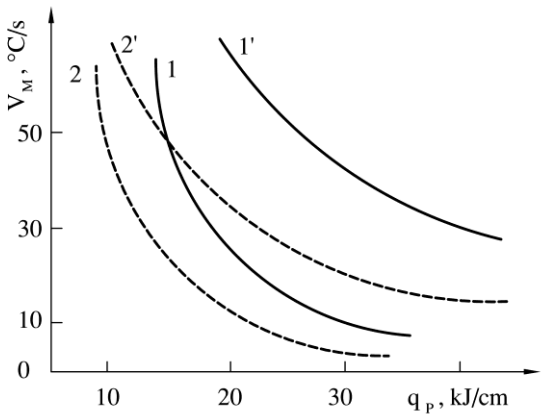
Утицај предгревања на брзину хлађења приказан је на сл. 2.13 [34] – преко промене тврдоће у ***ZUT***, као и на сл. 2.14 [34] – кроз параметарске зависности брзине хлађења од линијске енергије заваривања (криве 1 и 1' односе се на заваривање без предгревања, а криве 2 и 2' на заваривање са предгревањем).



Слика 2.13. Промена тврдоће по дебљини споја

***1* - без предгревања, *2* - са предгревањем**

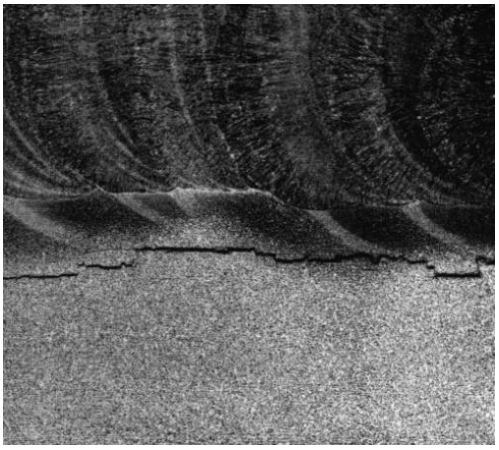
Осим тога, на сл. 2.14 је параметарски приказан и утицај дебљине основног метала на брзину хлађења (криве ***1*** и ***2*** се односе на мању, а криве ***1'*** и ***2'*** на већу дебљину).



Слика 2.14. Утицај предгревања, линијске енергије и дебљине на брзину хлађења

2.2.1.1.3. Ламеларне прслине (Ламеларни лом)

Посебан тип прслина који се јавља у ***ZUT*** или у основном металу, непосредно уз линију споја, а настаје услед деловања напона у правцу дебљине лима, познат је као ламеларни лом. Појава ових прслина тесно је повезана са присуством неметалних укључака. Због тога се оне најчешће простиру паралелно са површином лима, при чему степенасто прате распоред самих укључака (сл. 2.15 [34]).



Слика 2.15. Положај ламеларне прслине према завареном споју

Ниска пластичност челика у правцу дебљине лима, која је условљена количином, обликом и распоредом неметалних укључака – пре свега сулфидних, пластично деформисаних – представља основни разлог настанка ламеларног лома. Посебно код челика умирених или дезоксидисаних алуминијумом, присуство ***MnS*** укључака, који су главни носиоци сумпора, одређује ниво осетљивости на ову врсту оштећења. Корелација између садржаја сулфида (и тиме укупне количине сумпора) и опасности од ламеларног лома може се установити

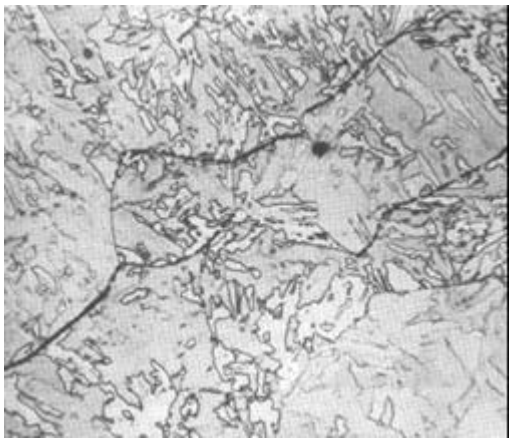
испитивањем чврстоће и, посебно, контракције на епруветама оријентисаним у правцу дебљине лима [34].

2.2.1.1.4. Прслине настале при термичкој обради (жарење)

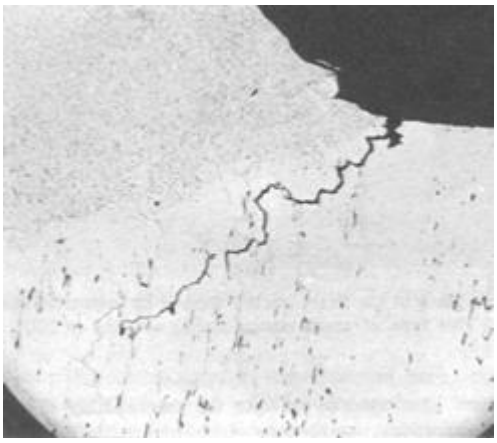
Анализа појаве прслина у процесу израде заварених конструкција не би била потпуна без разматрања прслина које могу настати у конструкцијама подвргнутим термичкој обради или жарењу ради смањења заосталих напона. Овај поступак се по правилу примењује код нисколегираног угљеничног челика, као и код других опште конструкционих челика. Прслине које се у тим случајевима јављају могу се, у зависности од механизма настанка и начина ширења, сврстати у две групе.

Прву групу чине прслине које настају на релативно ниским температурама (200–300 °C) као последица загревања до температура жарења. У овим условима, због неравномерне расподеле температуре по дебљини материјала, јављају се значајни затезни напони који се често сабирају са већ присутним заосталим напонима. Као резултат, на местима концентрације напрезања могу се формирати прслине. Ова врста прслина најчешће се јавља код челика који су склони деформационом старењу, односно код нисколегираног челика са неповољном конструктивном крутошћу. Карактеристика ових прслина је да се шире кроз зрна (транскристално), што указује на специфичан микромеханизам њиховог развоја (сл. 2.16 [35]).

Другу групу чине прслине које се простиру по границама зрна (интеркристално) и које се јављају у високотемпературном подручју током жарења (сл. 2.17 [35]). Са металуршког становишта, услови који омогућавају настанак ових прслина су знатно сложенији. У непосредној близини линије споја, услед веома високих температура, долази до деградације структуре основног метала, посебно ако је челик ојачан излучивањем карбида, нитрида или карбонитрида. Истовремено, долази до раста зрна. Због интензивних дифузионих процеса, таложени честице улазе у унутрашњост зрна и ојачавају га, али при томе слабе границе зрна. Прслине настају када расположива пластичност на границама зрна постане мања од деформације пузања, која се јавља под дејством унутрашњих напона или спољашњег оптерећења [35].



Слика 2.16. Прслина услед поновног загревања, челик са грубозрним *ZUT*



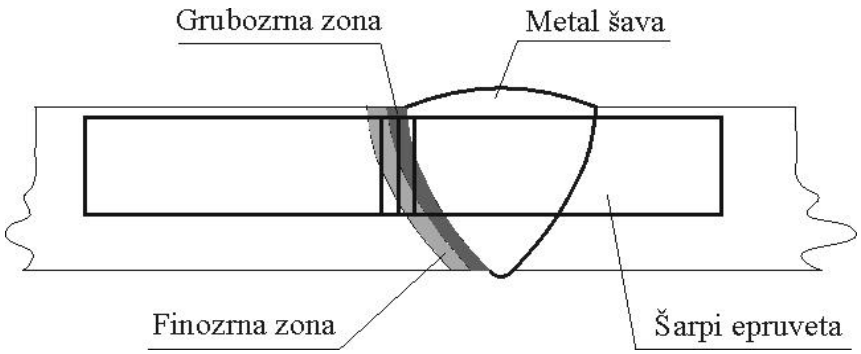
Слика 2.17. Прслина услед поновног загревања

Препоруке за спречавање појаве прслина током жарења су следеће [35]:

- избегавати примену челика легираних ванадијумом, узимајући у обзир и могуће неповољне утицаје елемената као што су ***Nb***, ***Ti***, ***Mo***, ***Cr*** и ***Cu***,
- смањити крутост заварене конструкције или извршити термичку обраду појединих спојева пре него што се изведу остали,
- контролисати брзину загревања у поступку жарења и/или започети загревање пре потпуног хлађења завареног споја, односно са тзв. *interpass* температуре.

2.2.2. Симулација заваривања (*ZUT*-а)

Израда сложених и високо одговорних заварених конструкција, подразумева знатно оштрије критеријуме прихватљивости грешака. Истовремено, због значаја оваквих конструкција, још пре пар деценија је јасно препозната потреба за поузданијим утврђивањем стварних механичких својстава свих зона унутар зоне утицаја топлоте – ***ZUT***-а. У време када поступци заваривања и испитивања метала нису били тако развијени као данас, одређивање механичких својстава унутар ***ZUT***-а, решавало се испитивањем микро епрувета из појединих зона унутар ***ZUT***-а. Резултати таквих испитивања, и тада су се узимали са резервом, јер је било јасно да и у пречнику мерног дела епрувете од 0,8mm, може бити захваћено више зона унутар ***ZUT***-а. Такође, код тако добијених резултата веома је био важан утицај димензија епрувете на добијене резултате, сл. 2.18. [36]



Слика 2.18. Положај Шарпи епрувете, односно положај зареза у *ZUT*

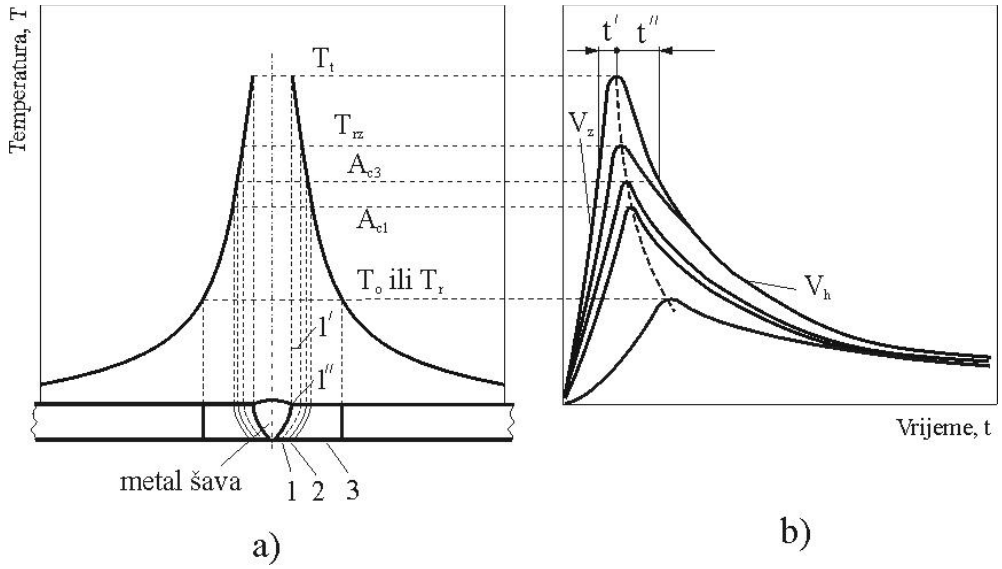
Као што се види са слике, чак и када је идеално постављен, зарез својом дужином по правилу покрива више зона унутар ***ZUT***-а. Овај проблем се јавља и код K-облика завареног споја, који је најпогоднији за одређивање енергије удара ***ZUT***-а. Ако се зна да је радијус на врху зареза 0,25mm, јасно је да и врх зареза лако може захватити више зона, односно различитих микроструктура, унутар ***ZUT***-а.

У циљу превазилажења овог проблема, данас, се користе симулатори заваривања. Симулатор заваривања је уређај којим се постиже контролисано загревање и хлађење, слично оном при заваривању. Разлика је у томе да се на узорку димензија 11x11x60mm, односно на његовом средњем делу, добије микрострутура ширине око 10mm, као микроструктура која одговара зони из ***ZUT***, што омогућава утврђивање њених основних механичких својстава. Унос параметара се изводи преко рачунара, а избор параметара може бити прорачун температурног поља, односно коришћење одговарајућих једначина за израчунавање $\Delta t_{8/5}$ у заваривачком термичком циклусу. Порекло параметара може бити и експериментално, кроз мерење температурног циклуса уз помоћ термопарова [36].

И поред својих предности, симулација зоне утицаја топлоте не може заменити испитивање наведено на сл. 2.18. Односно, када је то могуће, потребно је комбиновати и симулацију и стандардна испитивања механичких својстава завареног споја. Као шта се на сл. 2.18. уочава, зарез на Шарпи епрувети прекрива више зона унутар ***ZUT***-а, док епрувета на којој је симулиран ***ZUT*** поседује знатно хомогенију микроструктуру у свом радном делу. Ово наводи на закључак, да се код епрувета узрокованих са стварних заварених спојева могу очекивати више вредности енергије удара у односу на одговарајуће епрувете са симулацијом добијеним микроструктурама [36].

2.2.2.1. Структурне промене у зони утицаја топлоте

Услед велике брзине загревања и хлађења, заваривање у целини посматрано, представља неравнотежан процес, тако да све фазне и структурне промене које се при заваривању одигравају протичу у условима прегревања или потхлађења. На сл. 2.19. [36] приказана је расподела максималних температура по пресеку завареног споја, насталог заваривањем топљењем у једном пролазу и термичке циклусе на границама појединих зона унутар ***ZUT***-а.



Слика 2.19. Расподела максималних температура и термички циклус у подручју *ZUT* челика насталог заваривањем топљењем у једном пролазу

a)

1 - Подручје потпуне прекристализације;	T_t - Температура топљења;
2 - Подручје непотпуне прекристализације;	T_{rz} - Температура интензивног раста зрна;
3 - Подручје отпуштања или рекристализације (зависи од полазне микроструктуре челика)	T_o - Температура отпуштања; T_r - Температура почетка рекристализације.

b)

V_z - Брзина загревања у температурном интервалу фазног преображаја при загревању;
$t'+t''$ - Време задржавања челика на температурама вишим од A_{c3} тачке;
V_h - Брзина хлађења у температурном интервалу одговарајућег фазног преображаја при хлађењу.

Услед велике остварене брзине загревања, све етапе процеса аустенитизације челика (стварање аустенита у целој запремини полазне структуре, растварање карбида и

хомогенизација аустенита) померају се при заваривању ка вишим температурама, у односу на вредности које одговарају загревању при уобичајеној термичкој обради. Ово је последица дифузионог карактера наведених процеса када се услед недостатка времена, при загревању челика великом брзином мора повисити температура њиховог одигравања.

Утврђено је да се са порастом брзине загревања A_{c3} тачка челика помера ка вишим температурама много више него што је то случај са A_{c1} тачком, као и да подизање обе, критичне тачке има за последицу мању величину почетног аустенитног зрна (са порастом температуре образовања аустенита број центара за кристализацију повећава се много брже од брзине њиховог раста) и вишу температуру почетка интензивног раста овог зрна. Посебно се истиче податак да са порастом брзине загревања у челицима, легираним елементима склоним образовању карбида, A_{c3} температура по правилу расте осетније, а раст аустенитног зрна започиње на вишим температурама него што је то случај са челицима који не садрже ове елементе или их садрже у малој количини. Овакво понашање је у вези са негативним утицајем елемената склоних образовању карбида на дифузију атома угљеника и чињеницом да наведени елементи граде карбиде, нитриде и друге фазе које се тешко растварају у аустениту [36].

Најинтензивнији раст аустенитних зрна у подручју потпуне прекристализације ***ZUT***-а запажа се у периоду загревања и то на температурама блиским максималној температури термичког циклуса заваривања, од којих је најнижа на сл. 2.19, означена као температура почетка интензивног раста зрна, T_{rz}. Наравно да се раст аустенитних зрна наставља и при хлађењу, али смањеним интензитетом. Међутим, како је време задржавања челика на температутама вишим од A_{c3} тачке при хлађењу t', у условима једнослојног заваривања обично за једну потенцу дуже од времена загревања t, то утицај t'' на величину аустенитног, а преко овога и стварног зрна челика на собној температури, може да буде врло значајан. Из свега изложеног је јасно што у делу подручја потпуне прекристализације ***ZUT***-а према металу шава треба рачунати са настајањем микрозоне ***1'***, коју чини неколико редова великих зрна и у којој је могуће и делимично стапање граница зрна.

По питању протицања процеса хомогенизације може се рећи да се сагласно очекивању степен хомогености аустенита насталог у подручју потпуне прекристализације ***ZUT*** повећава са порастом температуре и вредности збира времена $t'+t''$; при томе се позитиван утицај наведених параметара смањује у присуству легирајућих елемената у челику, пре

свега оних који су склони образовању карбида и то не само због отежавања дифузије атома угљеника у аустениту, већ и због слабе покретљивости атома легирајућих елемената. Међутим, упркос максималној температури често се на граници метала шава и микрозоне ***1'***, у ускоj области микроскопских размера ***1''***, открива појава хемијске нехомогености која пре свега настаје за време контакта челика који се заварује и растопљеног метала шава. Ово се посебно истиче у случају када постоји разлика у саставу основног и додатног метала, а јасно се испољава чак и када се ради само о разлици у садржају штетних примеса.

Како је време задржавања челика ***t'+t''*** на температурама које одговарају подручју потпуне прекристализације ***ZUT*** зависно од технологије заваривања и димензија (дебљине) елемената који се заварују, то је разумљиво што ови фактори показују битан утицај како на остварени раст зрна, тако и на степен хомогености насталог аустенита.

Када је реч о трансформацији аустенита у периоду континуалног хлађења при заваривању треба подсетити да ће кинетика ове трансформације за одабрану технологију заваривања и дате димензије елемената који се заварују пре свега зависити од карактеристика аустенита насталог на посматраном удаљењу од метала шава, од садржаја угљеника и легирајућих елемената у његовом чврстом раствору, степена нехомогености и величине зрна, а у одређеној мери и од начина израде челика који се заварује и његове претходне обраде.

Полазећи од познатих чињеница да:

- се стабилност аустенита у перлитном подручју трансформације прво повећава са порастом садржаја угљеника (до еутектоидног састава), а потом смањује;
- стабилност аустенита у беинитном подручју трансформације једнозначно расте са повећањем процента угљеника у чврстом раствору аустенита;
- сви легирајући елементи, изузев кобалта, повећавају стабилност аустенита;
- пораст аустенитног зрна показује позитиван утицај на стабилност аустенита у перлитном подручју преображаја, док на беинитну трансформацију нема једнозначно дејство;
- повећање степена нехомогености аустенита и присуство других фаза, као нпр. укључака, нерастворених карбида, остатака ферита, смањују стабилност аустенита, лако се могу издвојити фактори под чијим се удруженим утицајем стабилност аустенита може толико повећати тако да појава неравнотежних конституената

структуре челика постане могућа и при смањеној брзини хлађења. На тај начин се олакшава формирање у ***ZUT*** завареног споја посебно непожељног кртог мартензита, услед чега се погоршава квалитет самог споја или се успешно заваривање челика због настајања хладних прслина чини неизводљивим.

До појаве мартензита пре свега долази у делу ***1'*** подручја потпуне прекристализације ***ZUT***, у којем нарасло аустенитно зрно често представља доминантан утицајни чинилац. При овоме, због додатног повећања стабилности аустенита предност могу да имају више легиране микрообласти на граници према металу шава (о хемијској нехомогености у делу ***1"*** зоне утицаја топлоте већ је било речи).

Посебно се мора истаћи да се за неопходну анализу трансформационог понашања челика при хлађењу у процесу заваривања, а у склопу разраде технологије заваривања, не могу без битних корекција користити постојећи дијаграми разлагања потхлађеног аустенита. Ови дијаграми су конструисани за услове који одговарају термичкој обради челика (при термичкој обради, супротно заваривању, температура аустенитизације није сувише висока, а време аустенитизације је довољно дуго). Односно, за анализу трансформационог понашања челика приликом заваривања, неопходно је коришћење посебних, тзв. заваривачких ***KH*** дијаграма [36].

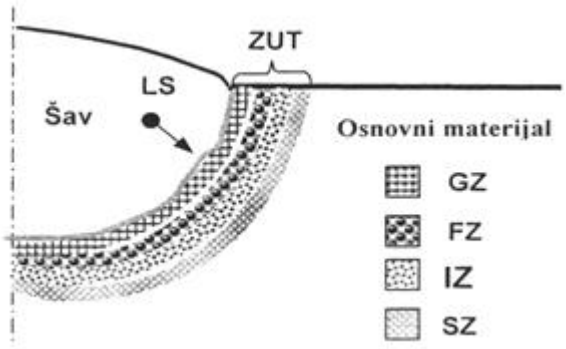
При заваривању легираних челика, релативно повећање постојаности аустенита услед пораста аустенитног зрна запажа се само у случају режима са умереним брзинама хлађења чији је резултат делимично каљење. Смањена стабилност аустенита, која је констатована када је у питању велика брзина хлађења, а која обезбеђује постизање искључиво мартензитне структуре, или брзина која одговара првој појави ферита, испољава се преко пораста брзине. Ово важи за случај челика легираних елементима са великом склоношћу према образовању карбида. Значи, да у условима заваривања (велика брзина загревања и кратко задржавање у подручју температура виших од A_{c3} тачке) растварање карбида из полазне структуре челика протиче непотпуно. Настали аустенит садржи не само мање угљеника и хрома, у односу на аустенитизацију истог челика у склопу термичке обраде, и мање хомоген (због отежавања дифузије угљеника и мале брзине дифузије атома хрома), а пораст аустенитног зрна је ограничен.

Уопштено узето, може се рећи да се у условима заваривања у челицима који нису легирани елементима склоним стварању карбида, или који садрже мале количине ових елемената, повећава стабилност аустенита, док је у челицима који су довољно легирани елементима склоним образовању карбида могућа супротна тенденција.

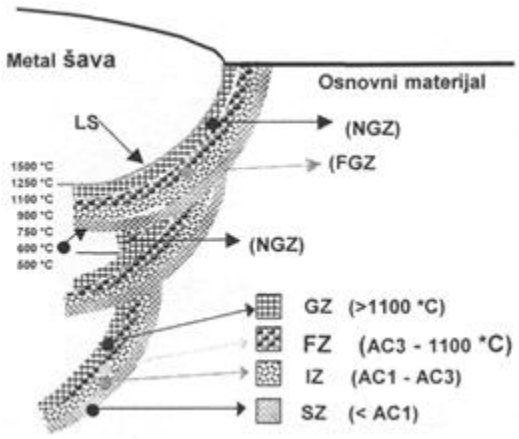
Како хемијски састав челика примарно одређује понашање аустенита при хлађењу, то се показало неопходним изналажење што једноставнијег јединственог система оцене утицаја угљеника и различитих легирајућих елемената на стабилност аустенита, а тиме и на могућност његове трансформације у мартензит (и друге неравнотежне продукте) у процесу заваривања. Управо због тога уведен је појам еквивалентног угљеника, C_{ek}, као показатеља металуршке заварљивости челика [36].

Претходно наведено се додатно компликује у случају вишепролазног заваривања, које је заправо и најчешће у пракси. Наношење сваког следећег завара доводи до поновног термичког дејства, како на метал претходног пролаза, тако и на његов ***ZUT***. Услед овог загревања метал претходног пролаза може да промени структуру. Ове промене зависе од настанка равнотежних структура.

Температурне промене у ***ZUT***-у зависе од термичких режима примењеног поступка заваривања и броја пролаза. Пошто се у највећем броју случајева у пракси примењује вишепролазно заваривање код кога сваки следећи пролаз уносом топлоте поновно делује на метал претходног шава и на његов ***ZUT***, због тога се промене структуре у зони утицаја топлоте и металу шава разликују када се посматрају једнопролазни и вишепролазни шавови, сл. 2.20 и 2.21.[36, 37]. На слици 2.20. дат је шематски приказ распореда настале микроструктуре у зони утицаја топлоте за једнопролазно заваривање



Слика 2.20. Шематски приказ *ZUT*-а једнопролазног заваривања



Слика 2.21. Шема микроструктуре *ZUT*- а при вишепролазном заваривању

Код једнопролазног заваривања ***ZUT*** је ширине која зависи од примењеног поступка заваривања. Према температурном интервалу и насталој структури ***ZUT*** се може поделити у пет карактеристичних подручја, сл. 2.20 и 2.21 [36,37]:

- ***LS*** - линија стапања је подручје стапања или делимичног топљења са температуром између ликвидуса и солидуса основног метала. Пошто су температурне промене при заваривању праћене веома кратким временима, у овом подручју се одиграва дифузија из ***ZUT***-а у метал шава и обратно, зависно од концентрације мигрирајућих елемената.
- ***GZ*** - Грубозрна зона је подручје прегревања са температуром у интервалу од 1100°C до температуре топљења основног материјала
- ***FZ*** - Финозрна зона је подручје нормализације чија је температура у интервалу од A_{c3} до 1100°C (1150°C). У овом подручју одигравају се трансформације ферит-аустенит при загревању основног материјала, односно аустенит-ферит при хлађењу.
- ***IZ*** - Подручје непотпуне аустенизације у температурном интервалу A_{c1} и A_{c3} услед делимичне трансформације. Структура при хлађењу се састоји од неизмењених зрна ферита, уситњених феритних зрна и сфероидизираног перлита. Брзина хлађења има битан утицај на ширину овог подручја као и унос топлоте са чијим се повећањем подручје проширује.
- ***SZ*** - Подручје загревања са температуром испод A_{c1} у којем може да дође до повећања тврдоће и приметног пада пластичности и жилавости.

Код вишепролазних шавова у односу на једнопролазне, ситуација је вишеструко сложенија због тога што сваки следећи пролаз битно утиче на промене у претходним пролазима и

њиховим ***ZUT***. Услед поновног деловања топлотног циклуса, могућа је поновна аустенитизација и распад аустенита. У појединим тачкама основног метала долази до нагомилавања топлотних утицаја услед поновљеног деловања топлотних заваривачких циклуса, па се на слици 2.21. може видети термичка историја ***ZUT*** вишепролазно завареног споја.

Према шеми са сл. 2.21. види се сложеност могућих промена микроструктуре код вишепролазног заваривања. Према истраживањима [36,37] грубозрно подручје код вишепролазног заваривања је подељено на посебна карактеристична подручја:

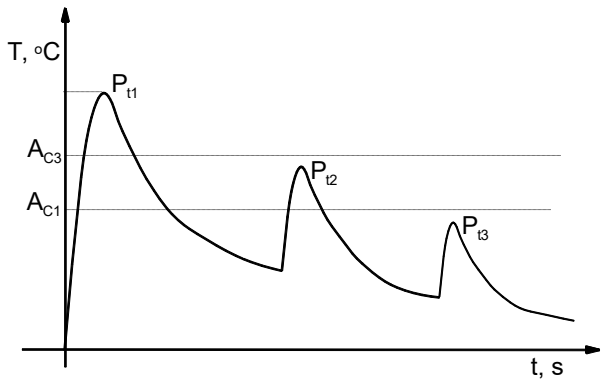
- ***NGZ*** - Непромењено грубозрно подручје у коме грубо зрно остаје и после поновног загревања.
- ***FGZ*** - То је подручје где долази до нормализације грубог зрна из првог пролаза тако да се добија уситњено зрно. Ово је подручје са максималном температуром изнад A_{c3}, а испод 1200°C.

Ширина и коначна структура различитих делова ***ZUT*** одређена је начином и режимом заваривања, саставом и дебљином основног материјала. Зона утицаја топлоте код заваривања нисколегираног угљеничног челика представља са аспекта структуре, хетерогени део завареног споја и значајно утиче на укупне особине завареног споја, а код вишепролазног заваривања долази до поновног загревања материјала као и накнадне термичке обраде [37]. Због тога се истраживању ***ZUT***-а у циљу откривања могућих аномалија у подручју структуре посвећује посебна пажња у почетку како не би дошло до отказа заварене конструкције у експлоатацији.

Појава нежељених хаварија на конструкцијама израђеним од нисколегираних угљеничних челика иницирала је претпоставке о могућности постојања кртих подручја у ***ZUT***-у чији се настанак не може приписати само појави неравнотежних структура већ и других утицајних фактора који су предмет досадашњих истраживачких радова. Посебно осетљиво подручје представља прегрејана зона ***ZUT***-а у којој настаје крупнозрна структура чији је узрок потпуно растварање честица талога и њихов прелаз у чврст раствор, а према томе и престанак њиховог ограничавајућег утицаја на раст зрна. Трансформација аустенита при хлађењу се одвија на нижим температурама што омогућава настанак неравнотежних продуката распада. Повољан утицај распада аустенита на

својства тог дела ***ZUT***-а се огледа у настанку феритно-перлитне структуре са ацикуларним (игличастим) феритом и структуре доњег беинита. Међутим, неповољан утицај на механичке особине има појава мартензита и ***Widmanstatten-овог*** ферита [37].

У делу који је разматрао промене у структури при једнопролазном заваривању, поменут је утицај укључака на смањење стабилности аустенита. Међутим, посебно интересантно приликом разматрања феномена у ***ZUT***-у, када је реч о укључцима, је чињеница да "чисти" укључци, нпр. сулфидног типа практично не постоје. И при малом проценту "легирања" укључака од стране присутних легирајућих елемената, долази до значајних промена физичких својстава укључака, пре свега температуре топљења. Тако, код челика са малим садржајем мангана и сумпора, комплетан сумпор је растворен при 1240°C, што омогућава поновно таложење сулфида из аустенита [37]. Ово поновно таложење ***MnS*** је у највећој мери заслужно за појаву коју познајемо под именом прегревање. Величина честица ***MnS*** у овом случају је ***1μm***, а њихово међусобно растојање је око ***2μm***, а до издвајања долази по границама зрна. На овај начин образована структура, осетљива је на лом по тзв. псеудо границама зрна, односно до лома (нпр. при испитивању енергије удара) може доћи по границама бивших аустенитних зрна. Очигледно, ова структура је, посебно са становишта жилавости, веома неповољна и тешко се уклања. Циклирањем температуре преко A_{c1}, што одговара вишепролазном заваривању, границе зрна се могу померити од овако издвојених, фино диспергованих сулфидних укључака [37]. Ипак, код вишепролазног заваривања, доминантан је позитиван утицај на жилавост ***ZUT***. Као што се са сл. 2.22. [36,37] може видети само мали део ***ZUT***-а, при заваривању следећег пролаза, достиже максималну температуру, док остатак ***ZUT***-а бива изложен "средњим" температурама.



Слика 2.22. Шема топлотног циклуса тропролазног заваривања

Што је већи број пролаза, већи је запремински удео рекристализоване финозрнасте структуре. Самим тим и жилавост ***ZUT***-а расте, односно жилавост ***ZUT***-а вишепролазног завареног споја је већа него еквивалентног једнопролазног ***ZUT***-а. Практични аспект ове чињенице је и позната техника при заваривању, тзв. отпуштање последњим пролазом [37].

2.3. Заваривање нисколегираних угљеничних челика

2.3.1. Способност заваривања нелегираних конструкционих челика

Нисколегирани угљенични челици имају задовољавајућу способност заваривања ако заварени спој има довољну способност носивости. У општем случају, способност носивости је довољна ако механичко-технолошке особине завареног споја одговарају основном материјалу, без присуства дисконтинуитета који могу угрозити сигурност конструкције. Способност заваривања нелегираних и нисколегираних угљеничних челика зависи од појединачних и међусобних утицаја фактора као што су [30]:

- присуство сегрегација;
- анизотропија;
- склоност ка кртом лому;
- склоност ка закаљивању;
- склоност старењу;
- дебљина.

Сегрегације настају као последица заробљавања нечистоћа, као и ликвације при очвршћавању челика, при чему настају зоне обогаћене елементима (***P, S, C***) који неповољно утичу на способност заваривања. Присуство и садржај сегрегација зависи од степена и врсте дезоксидације и чистоће челика. Код заваривања је могућа појава ламеларног лома, нарочито код угаоних и ***K*** шавова, и сучеоних шавова велике дебљине. Могућа је појава врућих прслина услед присуства ***FeS***. Код савремених челика, присуство сегрегација је значајно смањено [30].

Утицај анизотропије, различитости механичких особина попречно и управно на правац ваљања, одликује се посебно ниском способношћу деформисања у правцу управном на правац ваљања (по дебљини) због слојевито распоређених неметалних укључака (сулфиди,

силикати); под одређеним условима, не може се искључити појава ламеларног лома, посебно код угаоних спојева [30].

Склоност ка кртом лому због ниске деформабилности челика, изражена је преко вредности издужења при затезању и вредности енергије удара. Важан утицајни фактор на вредност енергије удара је величина зрна, условљена врстом и степеном дезоксидације, начином ваљања и термичким стањем производа. Код топловаљаног стања испоруке челик је релативно грубозрн, неуједначене величине зрна, и у уској зони ***ZUT*** завареног споја, посебно код великог уноса топлоте (***EPP*** поступак) може се очекивати значајан пораст зрна и снижење деформабилности (утицај величине зрна на енергију удара). Стање испоруке ***N*** је уједначене структуре, финијег зрна, боље деформабилности, те и мање осетљивости на крти лом [30].

Склоност ка старењу услед излучивања железо нитрида, код челика презасићеног чврстог раствора азота у фериту, манифестује се променом особина, порастом тврдоће и падом способности за деформацију услед излучивања. Могућ је настанак прслина услед кртости, као последица ниске деформабилности код ***FU*** и ***FN*** челика у претходно хладно деформисаном подручју [30].

Склоност закаљивању (пораст тврдоће и смањење жилавости услед настанка структура каљења) у ***ZUT*** услед заваривања условљена је хемијским саставом челика, посебно садржајем угљеника, као елемента који има највећи утицај на закаљивост. Утицај на закаљивање ***C, Mn,*** и других намерно додатих или пратећих елемената емпиријски се оцењује преко многих формула за еквивалент угљеника, у којима су утицајни елементи заступљени у одређеном односу према утицају угљеника. Свака од ових формула има подручје примене само у оквиру одређених граничних вредности ***C*** и легирајућих елемената које формула садржи. За подручје ***C-Mn*** челика, и шире, користи се ***IIW*** формула 2.3 која има подручје примене у оквиру граничних вредности садржаја: < 0,5% ***C***; < 1,0% ***Mn***; < 1,0% ***Cr***; < 3,5% ***Ni***, < 0,6% ***Mo***. За нелегиране и нисколегиране угљеничне челике код којих нема података о пратећим елементима, израчунатом CE_{IIW} треба додати 0,03% (CE_{IIW}+0,03), како је то наведено у EN 1011-2:2005; "*Препоруке за заваривање, електролучно заваривање феритних челика*" [30,38].

Оцењује се да су ***C-Mn*** челици са вредности ***CE*** > 0,45 склони закаљивању, и да је потребно предузети мере за смањење појаве структура каљења у ***ZUT*** завареног споја. Утицај величине ***CE*** на закаљивање у ***ZUT*** се повећава са порастом дебљине и броја праваца одвођења топлоте преко основног материјала.

Из напред реченог произилази да се способност заваривања ***C-Mn*** челика повећава са степеном дезоксидације, смањењем вредности ***CE***, повећањем способности за деформацију у правцу затежућих напона, повећањем вредности жилавости и смањењем дебљине [30].

2.3.2. Оцена способности заваривања

У настанку преображаја γ у α код заваривања нисколегираних угљеничних конструкционих челика могу настати значајни проблеми који се процењују према најважнијим утицајним факторима на појаву кртог лома и врућих и хладних прслина, таб. 2.1.

Табела 2.1. Оцена способности за заваривање *C-Mn* челика [30]

Елементи за оцену	Гранична вредност	Последична неповољност	Противмере - напомене
Издужење ***A*** %	<10	Крти лом	
Енергија удара, J	<27	Крти лом код нижих температура	
%***C***	0,2-0,25	Закаљивање	Велики унос топлоте; Предгревање
%***P***	0,05	Прслине	Настанак врућих прслина очекује се само код старијих челика
%***S***	0,05	Вруће прслине	
%***N***			
%***Ni***	0,01	Старење	Поред C само један елеменат сме бити близу граничне вредности; Предгревање
%***Mn***	1,0		
%***Cr***	0,3		
%***Mo***	0,3		
Неумирен	***Si***<0,1: ***Al***<0,02	Сегрегације+старење	Критично само код старијих челика
Умирен	***Si*** ≥ 0,1	Могуће старење	Није критично
Потпуно умирен	***Si*** ≥0,1; ***Al*** ≥0,02	-	-

Оцена је постављена за поступке ***E, MAG, EPP, TIG***, у условима нормалног хлађења при заваривању. Као нормално хлађење при заваривању сматра се заваривање са електродом пречника 4mm, односно жицом 1,2mm, на лиму дебљине ***d*** = 10-20mm.

То значи да код истих услова код мањег уноса топлоте код тањих лимова закаљивање ће бити мање, односно код дебљих лимова, веће. Дате граничне вредности нису егзактне, али су значајне за препознавање битних проблема.

За заваривање нисколегираних угљеничних челика погодни су сви поступци заваривања топљењем. Код малих дебљина већа је примена гасног поступка у односу на поступак ***TIG***. Критеријум за избор додатног материјала су механичке особине чистог метала шава, усаглашене са особинама основног материјала. У примени ***REL*** поступка за шавове већих дебљина квалитетних челика (> 12mm) предност је у коришћењу базичних електрода чији је метал шава отпоран на вруће прслине. За спречавање појаве хладних прслина изазваних водоником, базичне електроде и базични EPP прашак потребно је пре употребе сушити. У препорукама за заваривање (EN 1011-Део 2; Електролучно заваривање феритних челика) [5], када су у питању нелегирани угљенични челици, у посебном прилогу се разматра избегавање појаве врућих прслина у металу шава и избегавање ламеларног лома.

2.3.3. Избегавање врућих прслина

Настајање врућих прслина у ***MŠ*** (прслине при очвршћавању) се повезује са присуством нечистоћа у ***OM***, нарочито ***P*** и ***S***, обично у заварима који имају велики степен мешања (корени завар у сучеоном споју) и код спојева неповољне геометрије шава (однос димензија дубине/ширине шава). Степен мешања, као и геометрија шава зависе од геометрије споја (угао закошења, зазор у корену) и параметра заваривања (количине унете топлоте). За смањење ризика од настанка врућих прслина користе се потрошни материјали са малим садржајем ***C*** и нечистоћа, а повишеним садржајем ***Mn***, и смањене брзине заваривања [30].

За оцену осетљивости ***MŠ*** на појаву врућих прслина (***UCS %***), код примене ***EPP*** поступка (мада се може користити и код других поступака) заваривања нелегираних угљеничних челика, користи се формула [30]:

$$UCS\ (\%) = 230C + 190S + 75P + 45Nb - 12{,}3Su - 5{,}4Mn - 1. \qquad (2.4)$$

За учешће појединих елемената у ***MŠ*** узима се у обзир хемијски састав додатног материјала (***DM***), ***OM*** и степен мешања. Вредности ***UCS*** мање од 10 указују на високу отпорност на вруће прслине, а преко 30 на малу отпорност. За ***UCS*** вредности између граничних, ризик од прслина је већи за шавове већег односа дубина/ширина.

2.3.4. Избегавање ламеларног лома

Ламеларни лом се јавља у основном материјалу код типова спојева код којих напрезања услед скупљања код заваривања делују управно на лим, по целом пресеку споја. Осетљивост на ламеларни лом се повезује са присуством неметалних укључака, нарочито сумпора, издужених у правцу ваљања, а међусобно повезаних приликом заваривања. Препоруке за избегавање ламеларног лома се односе на измену конфигурације споја (нпр. двострани угаони шав) повећањем површине стапања, смањење запремине шава, редослед заваривања, примену пуфер слоја [30].

2.3.5. Избегавање кртог лома

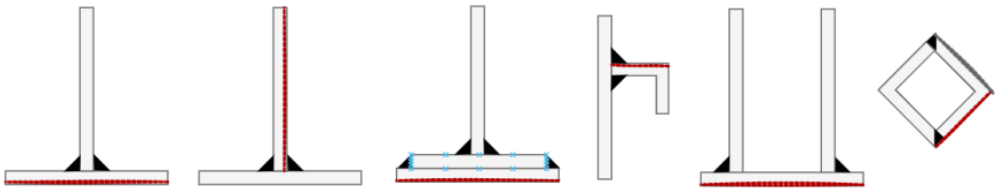
За оцену опасности од кртог лома заварене челичне конструкције, и у вези с тим препоруке за избор челика, узимају се у обзир следећи утицајни фактори [30]:

- напонско стање, које је проузроковано нивоом сопствених напона услед заваривања;
- значај конструктивног дела;
- најнижа радна температура; и
- хладно деформисање, уколико оно претходи заваривању.

Зависно од ових фактора са аспекта ризика од кртог лома, стандардима за конструисање и прорачун утврђују се препоручене групе квалитета материјала (DIN 18800, Deo 1, Заварене носеће челичне конструкције, Технички услови) [39].

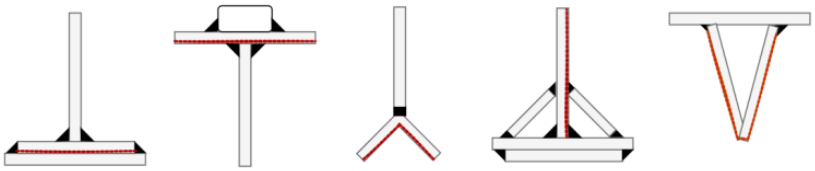
Зависност нивоа сопствених напона услед заваривања од конструкционих решења (врсте шава, укрућења) оцењује се као ниско, средње и високо.

Ниско напонско стање је код дужних шавова облика једног или двостраног угаоног К шава и на слободним краковима профила, подупирача, затега; код сучеоних спојева на профилима, код припајања главе или стопе, сл. 2.23 [30].



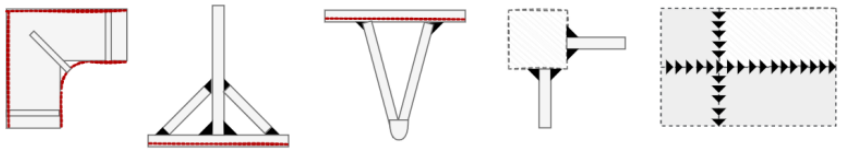
Слика 2.23. Спојеви ниског напонског стања услед заваривања

Средње напонско стање је код подужних шавова у облику двостраног К или двостраног угаоног шава, на угловима профила као и лимова или профила са носачима укруђеним на савијање; код лимених чворова на затезном појасу, код главе стопе, сл. 2.24 [30].



Слика 2.24. Спојеви средњег напонског стања усљед заваривања

Високо напонско стање је код накупине заварених шавова, слика 2.25 [30].

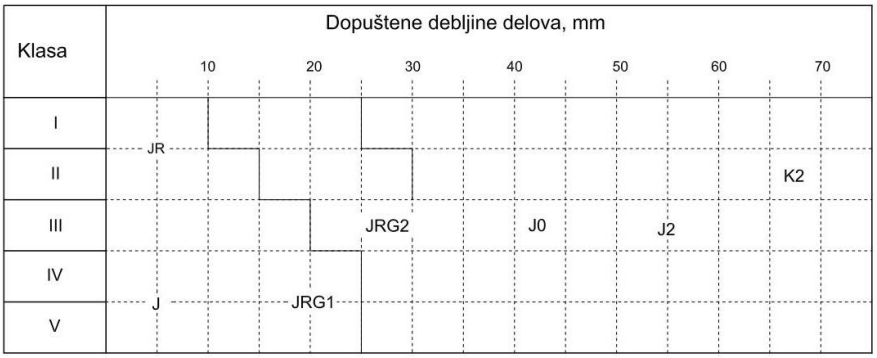


Слика 2.25. Спојеви високог напонског стања услед заваривања

Одговорност компоненте се оцењује према ризику од отказа компоненте или оштећења читаве конструкције због кртог лома. Према последицама су усвојене две групе:

- Прву групу чине компоненте од чијих функција зависи стање или намена укупне конструкције или њених најважнијих делова, или компоненте код којих је искоришћење допуштених напона под дуготрајним константним оптерећењем веће од 70%.
- У другој групи су компоненте чије локално оштећење или смањење функције не угрожава конструкцију или њене најважније делове.

На сл. 2.26 [27,40] су дате класе квалитета челика према EN 10025, а у таб. 2.2. су дате препоруке за одређивање класа [27].



Слика 2.26. Класе квалитета челика према EN 10025

Табела 2.2. Препоруке за одређивање класа

Напонско стање	Одговорност компоненте	Радно оптерећење			
		Притисак		Затезање	
		Температура			
		до –10°C	–10°C до –30°C	до –10°C	–10°C до –30°C
Високо	I група	IV	III	II	I
	II група	V	IV	II	I
Средње	I група	V	IV	III	II
	II група	V	V	IV	III
Ниско	I група	V	V	IV	III
	II група	V	V	V	IV

Склоност ка кртом лому, код потпуно истих услова, са опадањем температуре се повећава. Због тога се одређују, у одређеним границама, најниже температуре за употребу. За нелегиране угљеничне челике разликују се два температурска подручја: до -10°C (утврђена најнижа температура у затвореној хали) и испод, до -30°C (утврђена најнижа спољна температура). Избор квалитета са аспекта радне температуре (температуре околине) узима у обзир гарантовану мин. вредност енергије удара на датим температурама [30].

Хладно деформисање у циљу добијања облика, нпр. повијање ивица профила, савијање цеви под правим углом, уобичајено је за челике који одговарају S235JRG1 или G2. У подручју критичног степена деформисања ових челика мала је опасност од старења и грубог

зрна. Са смањењем дебљине смањена је и опасност од кртог лома. Са порастом дебљине, и посебно код малог степена савијања мора се под одређеним условима извршити рекристализационо жарење. Заваривање је дозвољено ако је заварен спој удаљен од почетка подручја деформације минимум 5x дебљине лима. Заваривање у хладно деформисаном подручју је дозвољено ако однос радијуса савијања и дебљине (r/t) достиже једну одређену величину, и t не прелази једну одређену дебљину [30].

Ови услови су регулисани стандардима DIN 18800:2008 Челичне конструкције - Део 1: Пројектовање и израда (Steel structures – Part 1: Design and construction) [39]. за претежно статичка оптерећења и DIN 18809:2008 Челични друмски и пешачки мостови; Пројектовање и израда (Steel Road Bridges and Foot Bridges; Design and Construction) [41] за претежно динамичка оптерећења. Међутим, анексом горе наведених стандарда из 2010 године сви стандарди су обједињени у заједнички документ под називом: SRPS EN 1993-1-11/NA:2013 "Еврокод 3 — Пројектовање челичних конструкција — Део 1-11: Пројектовање конструкција са затегнутим компонентама — Национални прилог" (Eurocode 3 - Design of steel structures – Part 1-11: Design of structures with tension components – National Annex) [42].

2.3.6. Предгревање и термичка обрада после заваривања

За повећање заварљивости предузимају се одређене мере, зависно од конструкције и способности заваривања примењеног квалитета челика, температуре околине код термичког резања и заваривања. У циљу смањења закаљивости и термичких напона најважнија мера је примена предгревања. Предгревање због околне температуре (испод -10°C код основних; испод -5°C код квалитетних челика): $\boldsymbol{T_p}$ = 20°C до 50°C, зависно од дебљине.

Због ризика од закаљивања и појаве хладних прслина изазваних водоником (повишене вредности *CE* и/или дебљине) примењује се већи унос топлоте, а за челике $\boldsymbol{R_e}$= 355 MPa и $\boldsymbol{d}$ > 35mm предгревање на температури до 150°C. Одређивање $\boldsymbol{T_p}$, користећи дијаграме зависности $\boldsymbol{T_p}$ од величине ***CE***, комбиноване дебљине споја, количине унете топлоте, је према методи A - SRPS EN 1011-2:2007, "*Заваривање - Препоруке за заваривање металних материјала - Део 2: Електролучно заваривање феритних челика*", (Welding - Recommendations for welding of metallic materials - Part 2: Arc welding of ferritic steels) [38].

За смањење напона услед заваривања превасходно се води рачуна о равномерности уноса топлоте правцем и редоследом заваривања. Код извођења заваривања једнослојних шавова ***EPP*** поступком, због грубозрног метала шава и ***ZUT***, за уситњење зрна примењује се нормализационо жарење после заваривања. Предност је примена двослојног шава. Код конструкција високог напонског стања од челика R_e = 355 MPa примењује се жарење за смањење напона.

2.4. Дефиниција и класификација врста челика према SRPS EN 10020:2003

Сходно стандарду EN 10020:2007 [43], челик се дефинише као материјал који у масеним процентима садржи железа (*Fe*) више од било којег појединачног елемента, у којем је садржај угљеника (***C***) нижи од 2,11% односно 2,14% и који садржи и друге елементе. Учешће ***C*** у количини од 2% обично је гранична линија између челика и ливеног гвожђа.

2.4.1. Класификација према хемијском саставу

Према хемијском саставу челици се класификују на [44]:

- нелегиране челике, и
- легиране челике.

Нелегирани челици су врсте челика чији садржај ни за један елемент не достиже утврђену граничну вредност.

Легирани челици су врсте челика код којих садржај најмање једног елемента достиже утврђену граничну вредност.

Стандардом су дефинисане граничне вредности између нелегираних и легираних челика за сваки елемент, таб.2.3.

Табела 2.3. Граничне вредности између нелегираних и легираних челика (мас %) [44]

Елемент	Гранични садржај
➢ Алуминијум (*Al*)	0,10
➢ Бор (*B*)	0,0008
➢ Хром (*Cr*)	0,30
➢ Бакар (*Cu*)	0,40
➢ Манган (*Mn*)	1,65
➢ Молибден (*Mo*)	0,08
➢ Ниобијум (*Nb*)	0,06
➢ Никал (*Ni*)	0,30
➢ Титан (*Ti*)	0,05
➢ Ванадијум (*V*)	0,10
➢ Волфрам (*W*)	0,10
➢ Фосфор (*P*), Сумпор (*S*), Азот (*N*)	0,05

Критеријум за класификацију врста челика према хемијском саставу је хемијска анализа течног метала (анализа шарже), чији је састав утврђен стандардом или произвођачком спецификацијом. Када се хемијски састав материјала испитује из узорака (опиљака) узетих из производа (лим, цев, одливак и слично), дозвољене разлике између анализе шарже и производа утврђене су у одговарајућем стандарду примене за производ, односно врсте челика тог производа.

2.4.2. Класе квалитета челика

Врсте челика се класификују у главне класе квалитета, утврђене према главним особинама или карактеристикама у вези са применом. Нелегирани челици се класификују у три главне класе квалитета, а легирани у две главне класе квалитета. Главне класе нелегираних челика су [44]:

- нелегирани основни челици;
- нелегирани квалитетни челици;
- нелегирани специјални челици.

Нелегирани основни челици су они који задовољавају следеће услове [44]:

- не захтевају никакву термичку обраду (у овом смислу, жарење за смањење напона и нормализационо жарење не сматрају се термичком обрадом);
- механичке особине, савијање и енергија удара на +20°C у ваљаном и нормализационо жареном стању морају да буду у оквиру граничних вредности дефинисаних стандардом;
- садржај ***C, P, S***, мора да буде у оквиру дефинисаних граничних вредности;
- не утврђују ни један посебан захтев квалитета (нпр. захтев за способност обликовања хладним деформисањем);
- не утврђују никакве захтеве за легирајуће елементе, осим за ***Mn*** и ***Si***.

Нелегирани квалитетни челици су они код којих се постављају посебни захтеви квалитета као што су: жилави прелом, величина зрна, способност за обликовање [44].

Нелегирани специјални челици су [44]:

- челици са већим степеном чистоће од квалитетних челика (неметални укључци);
- челици предвиђени за термичку обраду побољшања и површинског отврдњавања;
- челици са захтевима отпорности на пузање, енергије удара на ниским температурама (−50°C), са ограниченим садржајем ***P*** и ***S***;
- челици феритно-перлитне структуре који ојачавају таложењем и садрже један или више микролегирајућих елемената (***Nb,V***), чији је садржај најмање у границама које одговарају легираним челицима.

За израду челичних конструкција (***S, P, L,***….) користе се челици који се, по одређеној основи, сврставају у одређену класу, а са аспекта њиховог развоја и понашања при заваривању разматрају се као [40,45]:

- ***C-Mn*** челици (класа основних и квалитетних челика; специјални челици отпорни на атмосферску корозију);
- ситнозрни челици (класа квалитетних и специјалних челика), и
- термомеханички ваљани челици (класа специјалних челика).

Нелегирани челици за челичне конструкције (***S, P, L***) се означавају на основу механичких особина, уз додатне ознаке за гарантовану жилавост и/или друге додатне ознаке значајне за примену.

Ниска цена и могућност масовне производње су велика предност угљенично-манганских челика. У ову групу спадају такозвани меки челици у виду лимова напона течења од 230 до 355MPa и затезне чврстоће до 600MPa. Они се често користе за израду котлова и опреме за високи притисак за радне температуре до 350°C. Изнад ове температуре њихова чврстоћа се нагло смањује, као и отпорност према корозији. Чврстоћа се може повећати нормализацијом, контролисаним ваљањем и побољшањем. Контролисано ваљани челици могу имати напон течења преко 400MPa (па и преко 500MPa), а побољшани челици су још веће чврстоће. Треба напоменути да се са повећањем пресека чврстоћа смањује, нарочито код контролисано ваљаних челика [27].

2.5. Систем за означавања челика

Јединствени систем за означавање челика се заснива на систему означавања утврђеном у релевантним стандардима, а који обухватају: означавање челика словним и бројчаним ознакама (основне ознаке), бројчани систем означавања (број челика) и додатне ознаке.

За челике специфициране у националним стандардима за додељивање ознака меродавна је национална организација за стандардизацију. За кориснике челичних производа глобално познавање система омогућава разумевање ознаке у степену потребном за препознавање особина значајних за примену, односно прераду.

2.5.1. Основне ознаке према SRPS EN 10027-1

Према стандарду SRPS EN 10027-1:2017 ознаке су сврстане у две основне групе [45]:

- Група 1.- за челике који се означавају на основу употребе и механичких и физичких особина;
- Група 2.- за челике који се означавају на основу хемијског састава.

Код ливених челика испред ових ознака ставља се словна ознака G.

Ознаке Групе 1.

За челике који се означавају на основу употребе и механичких и физичких особина означавање почиње са једном од ознака за употребу којих има 11. Обележавање челика према EN 10027-1 обухвата основни симбол челика [27,45]:

S – Конструкциони челици за општу примену;

P – Челици за посуде под притиском;

L – Челици за цевоводе;

E – Челици за механичке конструкције;

B – Бетонски челици;

Y – Челици за преднапрегнуте конструкције;

R – Челици за шине;

D – Челици за плочасте производе за хладно деформисање;

H(T) – Хладноваљани пљоснати производи од челика високе чврстоће за обликовање у хладном стању

T(H) – Лимови и траке за паковање

M – Електролимови и траке

G – Челични лив.

После прве словне ознаке следе ознаке најважнијих особина за употребу. Особине се исказују преко напона течења. За челике са првом ознаком ***S, P, L, E*** и ***B*** (конструкциони челици) после прве ознаке пише се број који се односи на најмању вредност напона течења R_e. За челик ознаке ***D*** нема бројчане ознаке и овде се додатном ознаком ***C*** означава хладно ваљано стање, ознаком ***D*** за хладну прераду и ознаком ***X*** да није дат начин ваљања) [44].

Ознаке Групе 2.

За челике који се означавају на основу хемијског састава ознаке су подељене у четири подгрупе. За нас су најважније прве две које се односе на нелегиране конструкционе челике [44]:

- *Подгрупа 2.1. Нелегирани челици са средњим садржајем **Mn** испод* 1% *(изузев челика за обраду на аутоматима)*

Ознака садржи словну ознаку ***C*** (угљеник), а затим следи утврђен средњи садржај угљеника помножен са 100.

- *Подгрупа 2.2. Нелегирани челици са средњим садржајем* ***Mn*** ≥ 1%*, нелегирани челици за обраду на аутоматима и легирани челици (осим брзорезних) код којих је садржај сваког легирајућег елемента* < 5%.

Прва ознака је средњи садржај угљеника у процентима помножен са 100, а затим следе хемијски симболи легирајућих елемената који карактеришу челик, а затим бројеви који означавају вредности садржаја легирајућих елемената у процентима помножен одговарајућим фактором и заокружен на најближи цео број. Фактори су [44]:

- 4 – за ***Cr, Co, Mn, Ni, Si, W****;*
- 10 – за ***Al, Be, Cu, Mo, Nb, Pb, Ta, Ti, V, Zr****;*
- 100 – за ***Ce, N, P, S****;*
- 1000 – за ***B***.

2.5.2. Бројчани систем означавања челика по EN 10027-2

Стандардом SRPS EN 10027-2:2015 [46], утврђује се систем за додељивање бројева за бројчано означавање врсте челика (број челика). Систем је примењив и за друге материјале и погодан је за статистичку обраду података. Број материјала се састоји од седам нумеричких места. Прво место означава главну групу материјала, четири наредна места означавају врсте материјала унутар главне групе и наредна два места су за додатне ознаке.

Бројчана ознака главне групе материјала за челик је 1. Стандардом су утврђени резервисани распони бројева за врсте челика по групама и подгрупама челика. За додељивање бројева врстама челика дефинисаним у европским стандардима надлежан је одговарајући технички комитет ***ECISS***, а за националне врсте челика компетентна је национална организација. У сваком стандарду примене за сваку врсту челика дата је и бројчана ознака.

2.5.3. Додатне ознаке према SRPS CR 10260

Додатне ознаке према CR 10260 је садржана у стандард SRPS CR 10260:2012, "*Систем за означавање челика - Додатне ознаке*" (Designation systems for steel - Additional symbols), [47]. Ова препорука CEN-а саставни је део SRPS EN 10027-1 и SRPS EN 10027-2. Њом се утврђују додатне ознаке које могу да буду допуна основним ознакама дефинисаним у SRPS EN 10027-1 и додатне ознаке које могу да допуне бројчане ознаке дефинисане у SRPS EN 10027-2 и употпуне идентификацију врста челика или производа од челика.

Додатне ознаке су подељене у две групе (група 1 и група 2), и додатне допунске ознаке. Група 2 ознака се обавезно примењује заједно и следно са групом 1 и односе се на врсту челика, док се додатне допунске ознаке стављају после додатних ознака и од њих се одвајају знаком +, а односе се на производе од челика. Додатне ознаке за ближу идентификацију врсте челика су карактера у вези са основним ознакама.

2.5.4. Додатне ознаке за челике на основу употребе и механичких особина

За челике за челичне конструкције (***S***), додатна ознака из групе 1 је припадност одређеној жилавости минималне вредности на одређеној испитној температури, таб. 2.4, или ознака термомеханичког стања (за финозрне челике) [1,10].

Табела 2.4. Начин означавања (последње ознаке), [27,44]

Енергија удара, K_V, J			**Температура испитивања, °C**
27J	***40J***	***60J***	
JR	KR	LR	+20
J0	K0	L0	0
J2	K2	L2	-20
J3	K3	L3	-30
J4	K4	L4	-40
J5	K5	L5	-50
J6	K6	L6	-60

Смисао ове последње ознаке је видљив у SRPS EN 10025, где се ознака ***S ..... JRG1*** односи на неумирен челик са гарантованом жилавошћу од 27J на +20°C, ***S ..... JRG2*** на умирен

челик са гарантованом жилавошћу од 27J на +20°C, ***S.....J2G3*** на посебно умирен и нормализован челик са гарантованом жилавошћу од 27J на - 20°C, а ***S.....J2G4*** на челик са гарантованом жилавошћу од 27J на - 20°C, али необавезним стањем испоруке. Ознака ***J*** се односи на гарантовану енергију удара од 27J [27,44].

Ознаке термомеханичког стања обраде су [44]:

- ***A*** – Отврдњавање термичким таложењем;
- ***N*** – Нормализовање и/или нормализационо ваљање;
- ***M*** – Термомеханички ваљан;
- ***Q*** – Каљење и отпуштање (побољшање);
- ***G*** – Остале врсте обраде.

Друга група додатних ознака челика са основном ознаком ***C*** може да буде за упућивање на одређене друге особине или намену, као [44]:

- ***C*** – Посебне способности за обликовање хладним деформисањем;
- ***L*** – За ниске температуре;
- ***S*** – За бродоградњу;
- ***T*** – За цеви;
- ***W*** – Отпорност на атмосферску корозију.

За челике за опрему под притиском (***P***) додатне ознаке групе 1 су за термомеханичка стања обраде или за намену, као [44]:

- ***B*** – Боце за гас;
- ***S*** – За једноставне посуде под притиском;;
- ***T*** – За цеви.

Додатне ознаке из групе 2. ових челика су идентификација намене за рад на температурама [44]:

- ***H*** – повишена температура;
- ***L*** – За ниске температуре;

- ***R*** – температура околине;
- ***X*** – ниска и повишена температура.

За челике за цеви цевовода (***L***) група 1 додатних ознака је иста као у претходном случају, док је група 2 додатна ознака за класу захтева.

Поред горе наведених допунских ознака, користе се и следеће [27]:

- ***+U*** – Необрађен, у ваљаном стању;
- ***+S*** – За обраду на маказама на хладно;
- ***+Q*** – Каљен;
- ***QA*** – Побољшан на ваздуху;
- ***QL*** – Побољшан у течности;
- ***J*** – Гарантована укупна енергија удара 27J
- ***K*** – Гарантована укупна енергија удара 40J
- ***L*** – Гарантована укупна енергија удара 60J
- ***R*** – Гарантована укупна енергија удара на собној температури

2.5.5. Додатне ознаке за челике који се означавају на основу хемијског састава

За ове челике додатне ознаке су утврђене само за случај челика основне ознаке *C*. У групи 1. додатних ознака су ознаке које се односе на садржај сумпора [44]:

- ***E*** – са највећим утврђеним садржајем сумпора;
- ***R*** – са утврђеним опсегом садржаја сумпора, или ознаке за намену, нпр. ***W*** - за жицу за електроде.

У групи 2 је ознака хемијског симбола легирајућег елемента, нпр. *Cu* (челици отпорни на атмосферску корозију) са бројем 10x% средње вредности садржаја.

2.5.6. Додатне допунске ознаке

Ове ознаке се примењују за ближу идентификацију специјалних захтева за челик, врсте превлака и стања после обраде производа од челика. Гарантоване особине, вредности контракције при затезању управном на правац ваљања (дебљину) могу се посебно захтевати код групе квалитетних челика и тада се примењују одредбе стандарда EN 10164. У том

случају разликују се три класе квалитета: +***Z15***, +***Z25*** и +***Z35*** које се односе на гарантовану најмању вредност контракције (*A*%) по целој дебљини производа (лима). Ове величине представљају гарантовану минималну контракцију (15%, 25% и 35%) при затезању управно на правац ваљања. Додатне допунске ознаке се, после знака +, примењују и код бројчаног система означавања челика [44].

2.6. Нелегирани конструкциони челици према SRPS EN 10025-2

Квалитет нелегираних општих конструкционих челика је дефинисан стандардом SRPS EN 10025-2:2020 "*Топловаљани производи од конструкционих челика – Део 2: Технички захтеви за испоруку нелегираних конструкционих челика*" (Hot rolled products of structural steels - Part 2: Technical delivery conditions for non-alloy structural steels) [48].

Према SRPS EN 10025-2 нелегирани угљенични челици се могу испоручити као ваљани (ознака ***U***), неумирени (***FU***) или умирени (***FN***) са гарантованом укупном енергијом удара, ***KV*** (ако је испитивање рађено на инструментираном Шарпи клатну онда је ознака W_t) на +20°C, и тада их карактерише релативно грубозрна структура. Енергију удара на 0°C треба проверити ако су ови челици посебно умирени. Ако се испоручују у нормализованом стању, они су умирени или посебно умирени, па их карактерише ситније зрно.

У намени за заварене конструкције стандард се позива на оне врсте челика код којих се гарантује хемијски састав (макс. вредности). То не значи да се у пракси не сусреће примена и осталих врста челика, али се тада мора рачунати на значајно предузимање технолошких мера за повећање заварљивости (*E* челици за машинске конструкције), а тиме и на снижење економичности израде.

Данас се они испоручују и као термомеханички ваљани ситнозрни челици, са мањим садржајем угљеника. Преглед ових челика је дат у таб. 2.5. Ознаке челика су већ објашњене тако да у таб. 2.5. се само позива на њих, без посебних објашњења. Наведени су подаци када је предгревање потребно.

Стандард SRPS EN 10025-2:2020 се односи на три врсте топловаљаних металуршких производа [49]:

- тешки профили, ***U***- профили, угаоници, ***T***- профили и ***Z*** -профили;
- шипке и жице;
- пљоснати производи (лимови и траке),

и одсликава достигнути степен развоја ових челика, са модификацијама квалитета за широк дијапазон захтева, зависних од намене и начина производње конструкције.

Стандардом се утврђује седам врста челика, које се међусобно разликују по механичким особинама. Врсте челика за које не постоје захтеви за хемијски састав практично нису намењене за заваривање. Тиме су челици за заваривање, према овом стандарду, сведени на три врсте (означавање према EN 10027-1) [49]:

- S235 (мин. вредност $\boldsymbol{R_{eH}}$ = 235MPa),
- S275 (мин. вредност $\boldsymbol{R_{eH}}$ = 275MPa), и
- S355 (мин. вредност $\boldsymbol{R_{eH}}$ = 355MPa).

(Минималне вредности $\boldsymbol{R_{eH}}$ у ознаци односе се на дебљине ≤ 16mm)
Ове врсте челика могу да се испоручују као челици квалитета [49]:

- S235JR, S235JRG1, S235JRG2, S275JR, S355JR (мин. жилавости 27J на +20°C);
- S235JO S235JO, S275JO i S355JO (мин. жилавости 27J на 0°C);
- S235J2G3, S235J2G4, S275J2G3, S275J2G4, S355J2G3, S355J2G4 (мин. жилавости *27*J на -20°C);
- S355K2G3 и S355K2G4 (мин. жилавости *40*J на -20°C).

Треба напоменути да се S275 у свим наведеним групама квалитета ретко користи за заваривање. Разлог је што се њихове вредности механичких особина практично преклапају са S235 и S355 [49].

2.6.1. Начин дезоксидације

За челике S235JR и S235JRG1 начин дезоксидације је према избору произвођача, односно неумирен (***FU***), али је намењен само за дебљине ≤ 25mm. За челик S235JR може да се постави додатни захтев за начин дезоксидације.

За квалитете S235JRG2, S235JO, S275JR, S355JR и S355JO, "не дозвољава се неумирен" (***FN***) челик. Квалитетни челици (QS) S235JRG3, S235JRG4, S275J2G3, S275J2G4, S355J2G3, S355J2G4, S355K2G3 и S355K2G4 су потпуно умирени (***FF***) [49].

2.6.2. Термичко стање испоруке

Сходно одредбама стандарда, могуће термичко стање производа, узимајући у обзир и "према избору произвођача", топло ваљано стање и нормализовано жарено (***N***), односно нормализирајуће ваљано (***N***).

Стање испоруке ***N*** је заступљено код пљоснатих производа (лимови) квалитета S235J2G3, S275J2G3, S355J2G3 и S355K2G3. Код свих осталих квалитета и дугачких производа је према избору произвођача или на основу додатног захтева. На вредности механичких особина челика ***N*** стања испоруке може да се рачуна и после накнадне обраде жарења ради смањења напона на температури од 580°C у трајању жарења не више од 1 час [49].

Табела 2.5. Нелегирани конструкциони челици према SRPS EN 10025 [27,49]

Ознака по EN 10025	Садржај C, %, максимум			Напон течења R_e, MPa, мин.	Затезна чврстоћа R_m, MPa	Издужење A, %	Енергија удара		Предгревање
	шаржа	комад	пресек				KV, J	°C	
S185		0,21-0,25							
S235JR			0,10-0,15	235	320-360	21	27	20	
S235JRG1	0,17-0,20	0,19						20	Није потребно
S235JRG2								20	
S235J0								0	
S235J2G3								-20	
S235J2G4								-20	
S275JR	00,18-0,22	0,21-0,25		275	380-420	17	27	20	Није потребно
S275J0								0	
S275J2G3								-20	
S274J2G4								-20	
S355JR	0,24	0,27		355	450-560	17	270	20	На 80 - 150°C за дебљине изнад 20 мм
S355J0	0,20-0,22	0,23	0,18-0,22 +1,1-1,3 Mn					0	
S355J2G3								-20	
S355J2G4								-20	
S355K2G3							40	-20	
S355K2G4								-20	
E295			0,3	295	440-490	15			Захтева се предгревање
E335			0,4	335	540-590	11			
E360			0,5	360	640-690	7			

2.6.3. Механичке особине

Механичке особине морају да одговарају захтевима овог стандарда, таб. 2.5. Гарантоване вредности затезних особина су у правцу ваљања. За производе од челика квалитета ***J2G3***, ***J2G4, K2G3*** и ***K2G4*** може да се постави додатни захтев за побољшану погодност за деформацију у правцу управном на површину, када морају да се испуне захтеви EN 10164. У том случају стање испоруке разликује три класе квалитета: ***Z15, Z25*** и ***Z35***, при чему ове величине представљају гарантовану минималну контракцију (15%, 25% и 35%) при затезању управно на правац ваљања - у правцу дебљине производа [49].

2.6.4. Хемијски састав

Хемијски састав (максималне вредности) наведених врста и квалитета челика, и њихових модификација у вези начина дезоксидације, утврђене су у таб. 2.5. За наведене групе квалитета S235 и S355 могућ је додатни захтев за садржај ***Cu*** од 0,25% до 0,4%. Треба напоменути да се овим додатним захтевом не постижу гарантоване особине конструкционих челика отпорних на атмосферску корозију (челици према EN 10 155) [49].

У вези хемијског састава могућ је додатни захтев за највећу вредност еквивалента угљеника ***CEV*** засновану на анализи шарже. Вредност угљеничног еквивалента одређена је коришћењем обрасца 2.3. У случају када постоји додатни захтев за ***CEV***, контролишу се сви елементи (анализа шарже) који су наведени у обрасцу.

Треба напоменути да формула ***CEV*** (***IIW***), на коју се позива стандард, има подручје примене само у оквиру граничних вредности садржаја: < 0,5%***C***; < 1,0%***Mn***; <1,0%***Cr***; < 3,5%***Ni***,< 0,6%***Mo***.

Хемијски састав се гарантује само у максималним вредностима и то за оне елементе који указују на степен умирености и чистоћу, и на основне елементе, ***C*** и ***Mn***, којима се постиже чврстоћа. Уколико се наруџбином захтева гарантована вредност ***CEV***, она је дата као гарантована максимална вредност, у примени ***IIW*** формуле, и тада се дају подаци о свим елементима који се појављују у једн. 2.3.

Код квалитета S355JO, S355J2G3, S355J2G4, S355K2G3 и S355K2G4 могућ је додатни захтев за контролисање садржаја ***Cr, Cu, Mo, Nb, Ni, Ti*** и ***V***, што указује на уситњење зрна и другим елементима осим ***Al*** (***J0, J2G3***), и на микролегирање (***J2G4, K2G3*** и ***K2G4***) те припадају ситнозрним челицима. И код присуства ових елемената у стандардом утврђеној количини, за производе дебљине 30mm ограничава се садржај угљеника на 0,18% (анализа шарже) односно 0,20% (анализа производа) [49].

Челици ***JRG3, JRG4, J2G3, J2G4, K2G3*** и ***K2G4*** су потпуно умирени (***FF***). Термичко стање испоруке код пљоснатих производа (лим, трака) је N (нормализационо жарено или нормализирајуће ваљано (***JRG4, J2G4, K2G3, K2G4***). U EN 10155 за челике отпорне на атмосферске услове ознака ***S ....G1*** значи нормализован, а ознака ***S .... G2*** необавезно, слободно стање испоруке.

За челике S185 и S235JR дезоксидација није прописана, челик S235JRG1 се испоручује неумирен (***FU***), посебно су умирени (***FF***) челици са ознаком ***G3*** и ***G4*** на крају, а остали су челици умирени (***FN***).

2.6.5. Заварљивост

Челици садржани у европском стандарду EN 10025 немају неограничену способност за заваривање различитим поступцима, јер понашање челика приликом заваривања и касније не зависи само од материјала већ и од мера и облика, као и услова израде и употребе елемената заварене конструкције.

За челике квалитета S185, E285, E335 и E360 за које не постоје захтеви за хемијски састав не дају се подаци о заварљивости.

Челици квалитета ***JR, JO, J2G3, J2G4, K2G3*** и ***K2G4*** по правилу су погодни за заваривање применом свих поступака за заваривање. Погодност за заваривање се побољшава код сваког челика следеће групе квалитета, идући од ***JR*** до ***K2***. Умирени челик врсте и квалитета S235JP погоднији је од неумиреног, посебно ако током заваривања могу да се појаве зоне сегрегације [49].

Са повећањем дебљине производа, чврстоће челика и вредности угљеничног еквивалента долази до опасности од појаве прслина насталих у хладном стању у зони заваривања. Прслине настале у хладном стању проузроковане су заједничким дејством следећих фактора [49]:

- садржај водоника који у материјал који се заварује доспева дифузијом,
- крта структура у зони утицаја топлоте,
- висока концентрација затезних напона у завареном споју.

2.6.6. Додатни захтеви и повећање способности заваривања

Примена додатног захтева за умирени квалитет S235JP у општем случају нема оправдања, јер на располагању је могућ избор челика вишег квалитета S235JRG2. За повећање заварљивости производа код којих се "не дозвољава неумирени челик" (***FN***) неопходно је што мање мешање додатног и основног материјала (смањење енергије заваривања, право полагање завара без њихања, употреба базичних електрода, посебно код већих дебљина).

Код квалитета челика и врсте производа код којих је термичко стање испоруке према избору произвођача, или ***N*** на основу додатног захтева купца, треба имати у виду да је код топло ваљаног стања челик релативно грубозрн, неуједначене величине зрна, и да се у уској зони ***ZUT***, посебно код великог уноса топлоте (***EPP*** поступак) може очекивати значајан пораст зрна и снижење деформабилности. Код ***N*** стања испоруке структура је финозрна и уједначена, мање склона порасту зрна. Зато, у намени за конструкције код којих се очекују висока оптерећења, за повећање способности заваривања, посебно са аспекта појаве кртости, потребно је поставити додатни захтев за ***N*** стање испоруке, или се определити за квалитет материјала којем је *N* нормално стање испоруке [49].

Други важан додатни захтев за повећање способности заваривања је захтев за вредност ***CEV***. Постављањем додатног захтева за ***CEV*** сигурнија су опредељења примене предгревања из разлога хемијског састава. Код челика квалитета S275 већих дебљина и челика повећане чврстоће квалитета S355, гарантоване максималне вредности ***CEV*** (када је постављен додатни захтев за ***CEV***) су веће од 0,45, те је потребна и примена предгревања, а код конструкција код којих се очекују висока напонска стања услед заваривања (укљештени спојеви, накупине спојева), потребна је и примена термичке обраде жарења за смањење напона после заваривања (уједно и отпуштање структура каљења) [49].

Додатни захтев за контролисање садржаја ***Cr, Cu, Mo, Nb, Ni, Ti*** и ***V***, код квалитета S355JO, S355J2G3, S355J2G4, S355K2G3 и S355K2G4, указује да је код ових челика повећање чврстоће и жилавости (финозрна структура) на принципима микролегирања и контролисаног нормализирајућег ваљања. За спречавање деградације структура у ***ZUT*** ових челика при заваривању је неопходно применити концепт контролисаног уноса топлоте и брзине хлађења, без накнадне примене нормализационог жарења. Жарење за смањење напона услед заваривања је ограничено температуром и временом (580°C, макс. 1час) [49].

Наведени додатни захтеви за хемијски састав су веома значајни за оптимална технолошка решења процеса заваривања. Додатни захтев за гарантоване вредности контракције при затезању у правцу управном на површину је битан ако је конструкција оптерећена у правцу дебљине, јер се изменом облика и распореда укључака смањује опасност од ламеларних прслина (терасасти лом). Ако нема довољног конструкционог оправдања за постављање овог додатног захтева, конструкционим решењима треба да се обезбеди да затежући напони не буду управни у правцу дебљине, а при заваривању водити рачуна о што мањем мешању основног и додатног материјала, уз примену базичних електрода [16].

2.7. Челици према ASTM A516/A516M

Нелегирани угљенични челици дефинисани стандардом ASTM A516/A516M-10 (2015) "*Standard Specification for Pressure Vessel Plates, Carbon Steel, for Moderate- and Lower-Temperature Service*" [5] су један од најчешће коришћених ASTM стандардних челика за посуде под притиском. Гарантовани хемијски састав и механичке особине садржане у стандарду ASTM A516/A516M су дате у таб. 2.6 и 2.7.

Табела 2.6. Хемијски састав челика из категорије ASTM A516 [5]

Ознака челика	Елемент, % мас.						
	C, max.	*Mn*		*Si*		*P*, max.	*S*, max.
		Анализа шарже	Анализа производа	Анализа шарже	Анализа производа		
A516 Gr. 55	0,20	060-1,20	0,55-1,30	0,15-0,40	0,13-0,45	0,035	0,035
A516 Gr. 60	0,23	085-1,20	0,79-1,30	0,15-0,40	0,13-0,45	0,035	0,035
A516 Gr. 65	0,26	085-1,20	0,79-1,30	0,15-0,40	0,13-0,45	0,035	0,035
A516 Gr. 70	0,28	085-1,20	0,79-1,30	0,15-0,40	0,13-0,45	0,035	0,035

Табела 2.7. Механичке особине челика из категорије ASTM A516 [5]

Ознака челика	Напон течења $R_{p0,2}$, MPa, мин.	Затезна чврстоћа R_m, MPa	Издужење A, %, мин.	Енергија удара, KV на -40°C, J, мин.
A516 Gr. 55	205	380-515	27	27
A516 Gr. 60	220	415-550	25	27
A516 Gr. 65	240	450-585	23	27
A516 Gr. 70	260	485-620	21	27

2.7.1. ASTM A516 Gr. 60

Нелегирани угљенични челик ознаке A516 Gr. 60, је одличан избор за рад на умереним и ниским температурама (и температурама испод -40°C) и широко се користи за израду посуда под притиском, у нафтној, хемијској, термоенергетској, и другим индустријама. Користи се за сферне резервоаре, резервоаре за гас, резервоаре за течни гас, бубњеве за котлове, и др. Произвођачи у индустрији нафте, гаса и петрохемије обично користе овај челик јер испуњава њихове строге захтеве.

A516 Grade 60 је пожељан за израду индустријских котлова и посуда под притиском због своје чврстоће и издржљивости. Ови квалитети су важни за безбедно и ефикасно коришћење опреме под високим притиском и екстремним условима.

Поред тога, A516 Grade 60 нуди високу ефикасност производње због своје одличне заварљивости. Ово осигурава да су заварени спојеви уз квалитетно дефинисану технологију заваривања чврсти и поуздани, неопходни за одржавање интегритета структуре и сигурности опреме. Такође, жилавост снажног челика осигурава да може да се носи са дефектима или тачкама напрезања, смањујући могућност изненадних ломова или зареза [7-10].

2.7.2. ASTM A516 Gr. 65

A516 Gr. 65 је врста угљеничног челика који је веома погодан за производњу посуда под притиском и котлова. Његов дизајн посебно омогућава високе перформансе кроз јаке температурне разлике. Конкретно, када околно окружење има вишу температуру од ускладиштеног медијума.

Кључна предност A516 Gr. 65 је његова добра заварљивост. Ово омогућава произвођачима да конструишу сложене структуре; кључно својство у производњи посуда под притиском и котлова, јер обезбеђује интегритет и снагу финалног производа. Одлична жилавост A516 Gr. 65 осигурава да може издржати ове захтевне услове без угрожавања његовог структуралног интегритета. A516 Grade 65 има већу специфичну чврстоћу и напон течења у поређењу са ASTM A516 Gr. 60. Различите индустрије као што су нафтна, гасна и петрохемијска индустрија користе ову класу челика. Такође налази примену у апликацијама за киселе и влажне средине, посебно средина са H_2S. У овим применама, челик се подвргава ***HIC*** тестирању [9,10].

2.7.3. ASTM A516 Gr. 70

Угљенични челик ознаке ASTM A516 Gr. 70, посебно је дизајниран за употребу за рад на ниским температурама. Веома је жилав што га чини одличним код спречавања кртог лома на ниским температурама.

Једна од примарних употреба ASTM A516 Gr. 70 је у производњи посуда под притиском и котлова. Ове критичне компоненте су подвргнуте условима високог притиска и морају бити у стању да издрже екстремне температуре. Челичне плоче класе 70 нуде одличну затезну чврстоћу и жилавост. Ово осигурава структурални интегритет ових посуда и котлова чак и у тешким радним окружењима.

A516 Grade 70 има микроструктуру фино зрнасте структуре која побољшава његова механичка својства. Постигнута пажљивим легирањем и термичком обрадом, финозрнаста структура побољшава њену отпорност на лом и побољшава заварљивост.

Произвођачи се у великој мери ослањају на ACTM A516 Grade 70 због његових изузетних својстава и поузданости. Челична плоча долази у различитим величинама, тако да је произвођачи могу прилагодити својим потребама пројекта. Овај материјал је популаран за различите примене као што су производња електричне енергије, прерада нафте и гаса и хемијска постројења. Произвођачи га фаворизују због његове свестраности и лакоће производње [9,10].

Генерално, угљенични челици из категорије A516 су превасходно намењени за израду посуда под притиском и котлова. Намењени су за рад на умереним и ниским температурама (и температурама испод -40°C). Широко се користи за израду посуда под притиском и цеви за транспорт у нафтној, хемијској, термоенергетској, и другим гранама индустрије. Користи се за сферне резервоаре, резервоаре за гас, резервоаре за течни гас, бубњеве за котлове, и др.

Угљенични челици из категорије A516 испуњавају и захтеве ASME SA516 стандарда (Стандард ASME SA516 идентичан је са стандардом ASTM A516/A516M) [6], те у потпуности задовољавају експлоатационе услове код преноса нафтног гаса са високим садржајем сумпора и водоника, смањују сумпорну и водоничну корозију, смањују одржавање опреме и продужавају век трајања опреме.

Такође, ови челици се добро заварују. Основни метал (***OM***) и компоненте завареног споја (***ZUT*** и ***MŠ***) имају добру отпорност на удар на ниским температурама. Такође имају добру нискотемпературну деформацију, добре особине чврстоће и деформације, добру отпорност на замор, високу чистоћу, ниски еквивалент угљеника (према једн. 2.3), јаку отпорност на сумпор и водоник. Производи од овога челика имају добре толеранције димензија и квалитет површине.

Ако говоримо о Стандардној спецификацији за посуде под притиском, сертификација у складу са EN10204 3.1 или EN10204 3.2 [50], односно угљенични челик, за умерену и нижу температуру, оне су произведене у складу с националним и међународним стандардом и спецификацијом која укључује и челике из категорије ASTM A516. Дебљина ових плоча варира од 6mm до 120mm, док њихова ширина варира од 1000mm до 4500mm и више а према захтевима купаца. Ове плоче су често нормализоване и доступне су у различитим облицима које укључују превасходно котлове плоче, топло ваљане плоче и плоче за посуде под притиском.

Сертификат о инспекцији EN 10204 типа 3.1 [50] су стварни резултати испитивања материјала у серији из које су челични производи испоручени (формално се називају „специфично испитивање“). Сертификат о инспекцији 3.1 одобрава само представник произвођача који мора бити независан од процеса производње, као што је одељење квалитета или менаџер/супервизор куће за испитивање.

Сертификат о инспекцији EN 10204 типа 3.2 [50], сличан је 3.1, али је додатно потписан и верификован од стране независног трећег лица да би потврдио материјал путем верификационог теста. Када се захтева тип сертификата 3.2, фабрика за производњу може да припреми сертификат типа 3.1 да га представи „спољном инспектору“ како би се користио као основа за припрему независног сертификата 3.2.

Важно је напоменути да су производи од челичних плоча категорије ASTM A516 и ASME SA516-60 направљени од угљеник-манган челика и произведени у складу са стандардима квалитета посуда под притиском (PVQ) као што је наведено у ASTM A20/ASME SA20 [51,52].

2.8. Нелегирани угљенични челици према EN 10155:2014

Ови челици припадају групи специјалних, због посебног захтева за отпорност на атмосферску корозију. Стандардом EN 10155:2014, "*Конструкциони челик са повећаном отпорношћу према атмосферској корозији - Технички захтеви за испоруку*" (Structural steels with improved atmospheric corrosion resistance - Technical delivery conditions) се утврђују особине пљоснатих топловаљаних производа од конструкционог челика са повећаном отпорношћу према атмосферској корозији, врсте и квалитет (хемијски састав), (механичке особине) и уобичајена стања испоруке, таб. 2.8 [53].

Код конструисања мора се обратити пажња на добро проветравање да се не стварају џепови за задржавање воде. Заваривање је као код челика према EN 10025 (осим челика легираних фосфором).

И поред сниженог садржаја угљеника, због повећаног садржаја легирајућих елемената нешто је повишено закаљивање. Због тога је код S355 ≥ 10mm, код S235 ≥ 20/30mm препоручиво предгревање [53].

Примењују се додатни материјали чији је чист метал шава отпоран на атмосферску корозију. Могућа је и примена само у извођењу покривног слоја шава.

Пре заваривања са подручја жлеба, у ширини 10 - 20mm, треба одстранити већ формиран оксидни заштитни слој. Материјали морају да имају "Уверење о квалитету" (сертификат према EN 10204, врсте ***3A, B*** или ***C***), са извештајем о испитивању завареног споја на савијање за одговарајућу дебљину лима. Код челика S355JWP и S355J2WP са повећаним садржајем фосфора обавезно треба применити базичне електроде. Сви остали услови за повећање заварљивости су исти као код одговарајућих челика према EN10025 [30].

2.9. Челици према EN 10210-1:2008

Нелегирани конструкциони челици дефинисани у EN10025-2 налазе се и у стандардима примене за шупље профиле за челичне конструкције од нелегираних конструкционих челика за шавне и бешавне цеви, таб. 2.9. Стандард EN 10210-1:2008, "*Шупљи профили од нелегираног финозрног конструкционог челика израђени у топлом стању - Део 1: Технички захтеви за испоруку*" (Hot finished structural hollow sections of non-alloy and fine grain steels - Part 1: Technical delivery conditions) [54].

Способност заваривања као код одговарајућих челика према EN 10025 су дефинисани технички захтеви за испоруку за шупље профиле за челичне конструкције израђене у топлом стању кружног, квадратног, правоугаоног или елипсастог облика и примену шупљих профила обликованих у топлом стању, са или без накнадне термичке обраде, или обликованих у хладном стању са накнадном термичком обрадом да се постигну еквивалентни металуршки услови за следећи добијен производ обликован у топлом стању.

Табела 2.8. Нелегирани угљенични челици отпорни на атмосферску корозију

Ознака	Производ		Степен умирености	Хемијски састав (%)				
	пљоснати	дугачки		*Si*	*Mn*	*P*	*Cr*	*Cu*
S235J0W	+	+	***FN***	0,4	0,2 - 0,6	0,040	0,4 do 0,8	
S235J2W	***N***	+	***FF***					
S355JWP	+	+	***FN***	0,75	1,0	0,06 - 0,150	0,3 - 1,25	0,25 - 0,55
S355J2WP	***N***	+	***FF***					
S355J0W	+	+	***FN***	0,5	0,50 - 1,50	0,040	0,4 - 0,8	
S355J2G1W	***N***	+	***FF***			0,035		
S355J2G2W	**-**	**-**	***FF***			0,035		
S355K2G1W	***N***	+	***FF***			0,035		
S355K2G2W	**-**	**-**	***FF***			0,035		

N: нормализационо жарен; +: по договору; -: према избору произвођача, $0{,}13 \leq \%\ \boldsymbol{C} \leq 0{,}16$

Табела 2.9. Топло ваљани челици за шупље профиле

Ознака	Степен умирености	Напон течења, R_e, MPa	*KV* min 27J на T°C
S235JRH	*FN*	235-215	+20
S275JOH	*FN*	275-255	0
S275 J2H	*FF*	275-255	-20
S355JOH	*FN*	355-335	0
S375J2H	*FF*	355-335	-20
Остали квалитети су од ситнозрних конструкционих челика			

3. ПОНАШАЊЕ МАТЕРИЈАЛА ПРИ УДАРНОМ И ДИНАМИЧКОМ ОПТЕРЕЋЕЊУ

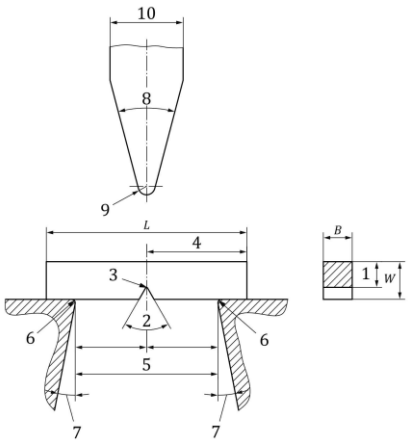
3.1. Испитивање савијањем ударним дејством силе на епруветама са зарезом

Познато је да је у току експлоатације велики број делова машина и конструкцијских елемената изложен деловању ударних односно импулсних напрезања. Понашање основног метала-***ОМ***, а посебно компоненти завареног споја (метал шава-***МШ*** и зона утицаја топлоте-***ЗУТ***), при дејству ударног оптерећења значајно се разликује од понашања добијеног деловањем статичког и динамичког оптерећења. Зато је разумљива потреба за њиховим одређивањем. Понашање материјала при концетрацији напона (просторном напонском стању), односно при ометаном деформисању може да се објасни испитивањем савијањем ударним дејством силе на епруветама са ***V*** или ***U*** зарезом. Ова испитивања се раде са циљем одређивање апсорбоване енергије потребне за лом епрувете под утврђеним условима испитивања [55].

Доминантно се испитују метални материјали, као и заварени спојеви металних материјала. Одређивање апсорбоване енергије удара потребне за лом најчешће служи за текућу контролу квалитета и хомогености материјала, као и избор материјала за одређену намену. Овим поступком испитивања може се утврдити склоност ка кртом лому, односно склоност ка повећању кртости у току експлоатације (старење). За сврху ових испитивања дефинишу се критични услови испитивања (температура и компоненте завареног споја) који условљавају крти лом [55]. За испитивање савијањем при ударном дејству силе на узорцима (епруветама) са зарезом постоји неколико поступака: Шарпи, Изо, Гијери, Шнат. Услови испитивања, као и облик и димензије епрувета код наведених поступака се разликују, те се резултати испитивања добијени различитим поступцима не могу упоређивати.

За одређивање апсорбоване енергије удара најпознатија је метода по Шарпију. Испитивања ударом Шарпијевим клатном епрувета са зарезом се раде у циљу одређивања апсорбоване енергије удара. Стандардом SRPS EN ISO 148-1:2017 "*Метални материјали – Испитивање ударом Шарпијевим клатном – Део 1: Метода испитивања*" (Metallic materials - Charpy pendulum impact test - Part 1: Test method - ISO 148-1:2016) [56] утврђује се поступак испитивања, метода испитивања ударом Шарпијевим клатном (***V*** или ***U***-зарез), као и облик и

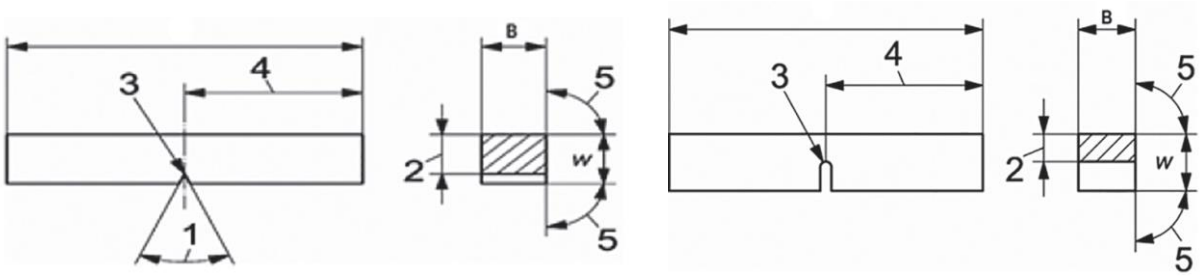
димензије епрувета. Епрувета са зарезом на средини се положи на два ослонца. Испитивање се врши ломљењем уз помоћ клатна, које на свом крају има тег у облику ножа (чекића). Шема постављања епрувете као и основне ознаке и димензије приказане су на сл. 3.1 [57].



Дужина испитног узорка, ***L***, mm	55±0.60mm
Ширина узорка ***W***, mm	10±0.075mm
Дебљина испитног узорка, ***B***, mm	10±0.11mm
1 Лигамент	8±0.075mm
2 Угао зареза	45°±2°
3 Радијус зареза	0.25±0.025mm
4 Позиција зареза	27.5±0.42mm
5 Распон између ослонаца	40±0.mm
6 Радијус ослонца	10±0.11mm
7 Угао конуса ослонца	
8 Угао конуса чекића	
9 Радијус ударне ивице	
10 Ширина чекића	

Слика 3.1. Шема постављања епрувете, основне ознаке и димензије епрувете

Облик и димензије епрувета за испитивање методом по Шарпију са ***V*** и ***U*** зарезом су дате на сл. 3.2 и таб. 3.1. [56]



V **- зарез** ***U*** **- зарез**

Слика 3.2. Облик стандардног узорка (епрувете) за испитивање методом по Шарпију са *V* и *U* зарезом

Табела 3.1. Димензије епрувете за испитивање методом по Шарпију са *V* и *U* зарезом

Ознака	Симбол и бројчана ознака	*V* - зарез			*U* - зарез		
		Номинална димензија	Толеранција и класа обраде[a)]		Номинална димензија	Толеранција и класа обраде[a)]	
Дужина	***L***	55mm	±0.60mm	js15	55mm	±0.60mm	js15
Ширина	***W***	10mm	±0.075mm	js12	10mm	±0.11mm	js13
Дебљина[b)]	***B***	10mm	±0.11mm	js13	10mm	±0.11mm	js13
- Стандардни испитни комад		10mm	±0.11mm	js13	10mm	±0.11mm	js13
- Узорак мање дебљине ***A***		7.5mm	±0.11mm	js13	7.5mm	±0.11mm	-
- Узорак мање дебљине ***B***		5mm	±0.06mm	js12	5mm	±0.06mm	-
- Узорак мање дебљине ***C***		2.5mm	±0.05mm	js12	-	-	-
Угао зареза	1	45°	±2°	-	-	-	-
Лигамент	2	8mm	±0.075mm	js12	5mm	±0.09mm	js13
Радијус зареза	3	0.25mm	±0.025mm		1mm	±0.07mm	js12
Позиција зареза	4	27.5mm	±0.42mm[c)]	js15	27.5mm	±0.42mm[c)]	js15
Угао између равни симетрије зареза и уздужне осе узорка		90°	±2°	-	90°	±2°	-
Угао између суседних уздужних површина узорка	5	90°	±2°	-	90°	±2°	-

a) У складу са ISO 286-1.

b) Ако је наведена друга дебљина (2mm или 3mm), потребно је навести и одговарајуће толеранције.

c) За машине са аутоматским позиционирањем испитног комада, препоручује се да се толеранција узме као ±0.165mm уместо ±0.42mm.

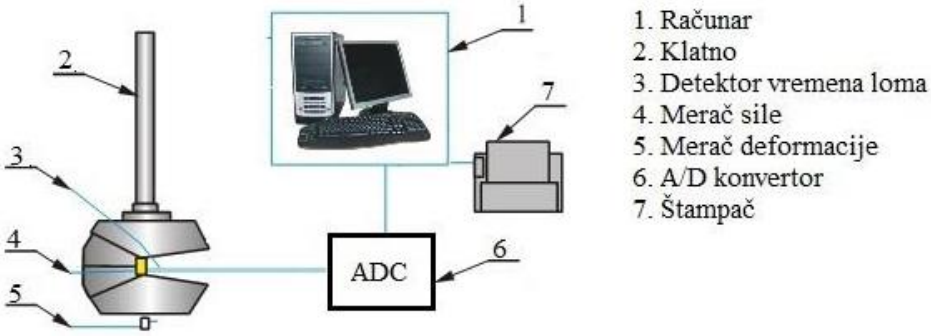
Испитивање се састоји у томе што се епрувета ломи једним ударом клатна, при чему се удар врши у правцу зареза, али са супротне стране. Затим се мери утрошена енергија као разлика потенцијалне енергије клатна у радном положају и потенцијалне енергије након ломљења епрувете. То је, у ствари, рад потребан за ломљење епрувете или енергија удара датог узорка епрувете.

3.1.1. Испитивање епрувета са V-зарезом ударом Шарпијевим клатном – Инструментална метода испитивања

Енергија удара омогућава диференцирање различитих материјала у погледу њихове жилавости и њиховог карактера лома. Код испитивања савојним ударним оптерећењем, добијена вредност енергије удара одређује се као интегрална величина. На овај начин енергија удара не даје могућност одређивања максималног отпора материјала према стварању, односно развоју (ширењу) прслине. Да би се повећала способност приказа енергије удара, ова се мора раставити на саставне компоненте, силу и померање (угиб пробе), а све у функцији времена. Због тога је потребно континуирано записивати

целокупни процес испитивања. Ово је могуће извести инструментирањем система испитивања ударом, односно клатна.

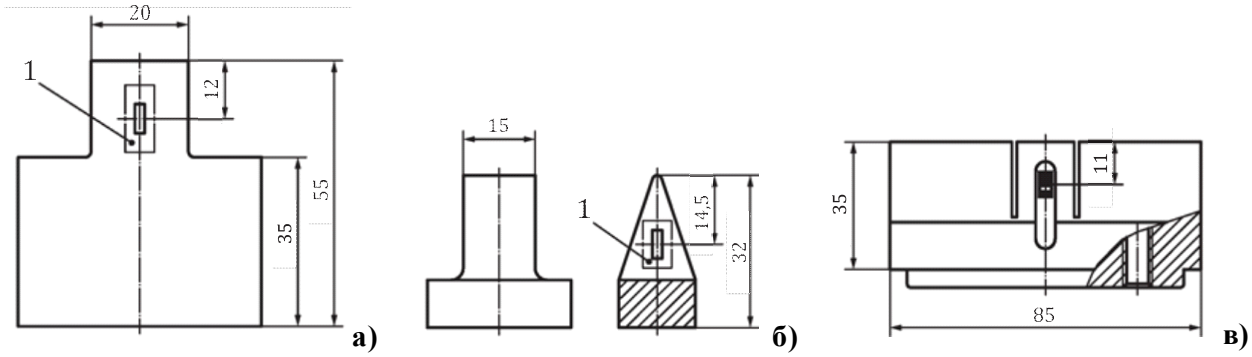
Дефиниција инструментације испитивања ударом епрувета са ***V***-зарезом Шарпијевим клатном на челичним производима и дефинисање захтева у погледу мерења и опреме за снимање је дефинисана стандардом SRPS EN ISO 14556:2023 "*Метални материјали – Испитивање епрувета са V-зарезом ударом Шарпијевим клатном – Инструментална метода испитивања*", (Metallic materials - Charpy V-notch pendulum impact test - Instrumented test method) [57]. Шема савременог инструментираног клатна је дата на сл. 3.3. [55]



Слика 3.3. Шематски приказ савременог инструментираног клатна

Из приложене шеме је видљиво да инструментирање клатна обухвата повезивање мерача силе, који је инсталиран у чекић клатна, детектора времена лома и мерача померања (угиба) преко појачивача са ***A/D*** конвертором. Како је лом епрувете изазван ударом краткотрајна појава (*0,5 – 8*ms), то је улога ***A/D*** конвертора да регистроване сигнале учини видљивим најважнија. ***A/D*** конвертор се затим повезује са рачунаром ради обраде добијених сигнала при мерењу.

Мерење силе се обично постиже коришћењем два активна електрична отпорна мерача напрезања (мерне траке) која су залепљена на стандардном држачу (чекић клатна) да би се формирао претварач силе, сл. 3.4 [57]. Пун мост је направљен од две једнако напрегнуте (активне) мерне траке везане са супротне стране чекића клатна и од две компензационе (пасивне) мерне траке. Уместо пасивних мерних трака могу да се користе и заменски отпорници. Компензационе мерне траке не смеју бити постављене на било који део машине за испитивање који има утицаје на ударе или вибрације.



1 - Мерна трака

Слика 3.4. Начин припреме чекића клатна као давача силе

Систем за мерење силе (инструментирани чекић клатна, канал на ***A/D*** конвертору, систем за снимање) треба да има одзив од најмање 100kHz, што одговара времену појачања сигнала не већем од 3.5μs. Једноставна динамичка процена ланца мерења силе може се извршити мерењем вредности првог инерционог врха. Према искуству, динамика мерног ланца може се сматрати задовољавајућом ако челични испитни комад са ***V***-зарезом покаже почетни врх већи од 8kN и када се користи брзина удара клатна између 5m/s и 5.5m/s. Ово важи ако су центри активних мерних трака удаљени 11mm до 15mm од контактне ударне тачке [57].

Инструментирање чекића клатна мора бити адекватно да пружи тражени распон номиналне силе. Инструментирани чекић клатна треба да буде пројектован тако да минимизира његову осетљивост на несиметрично оптерећење, сл. 3.4 [57].

Померање (угиб) се може одредити бесконтактним мерењем померања чекића клатна, коришћењем оптичких, индуктивних или капацитивних метода. Карактеристике преноса сигнала система за мерење померања (угиба) морају одговарати оним у систему за мерење силе како би два система за снимање били синхрони.

Систем за мерење померања треба да буде пројектован за номиналне вредности до 30mm; грешке линеарности у мерном систему дају измерене вредности у границама ±2% у опсегу од 1mm до 30mm. Динамичка калибрација система померања може се постићи отпуштањем клатна без тестног комада на месту, када је брзина одређена зависношћу [57]:

$$v_0 = \sqrt{2gh} \tag{3.1.}$$

Сигнал брзине регистрован када клатно прође кроз најнижу позицију одговараће брзини v_0.

Препоручује се да се помаци између 0mm и 1mm одреде на основу мерења времена и брзине удара ударца, коришћењем двоструке нумеричке интеграције као што је описано у случају да се померање (деформација) одреди из података добијеним мерењем силе и времена трајања појаве.

Осим директним мерењем, угиб се може одредити и из зависности сила - време. Веза између силе и времена је пропорционална карактеристикама убрзања. Користи се крути тег масе $\boldsymbol{m}$, почетне брзине удара $\boldsymbol{v_0}$, а деформације почињу у тренутку времена $\boldsymbol{t_0}$. Померање (угиб) се прорачунава двоструком интеграцијом [57]:

$$s(t) = \int_{t_0}^{t} v(t)dt \tag{3.2.}$$

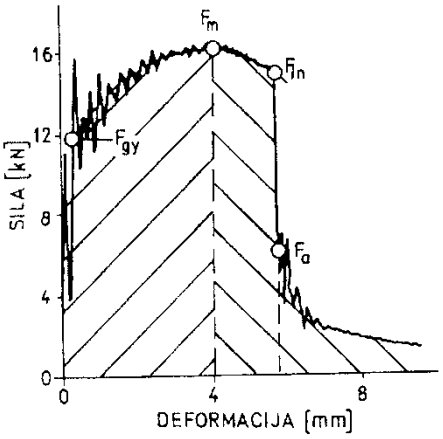
где је:

$$v(t) = v_0 + \frac{1}{m}\int_{t_0}^{t} F(t)dt \tag{3.3.}$$

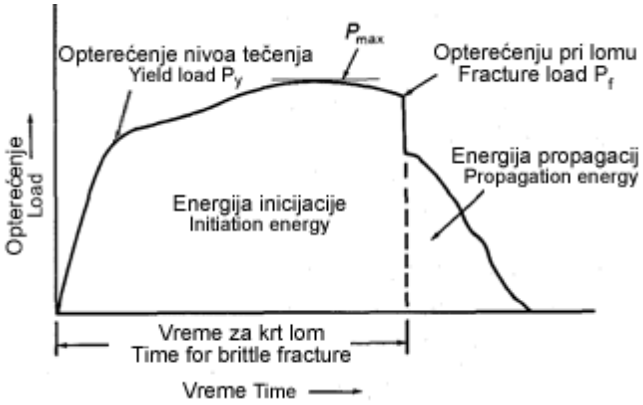
Праћење промене силе са померањем (угибом) и временом омогућава да се сазна више о томе да ли је утрошена енергија за лом узорка последица деловања ниске вредности силе на дуже време, или краткотрајног деловања високе вредности силе, што је битно за оцену понашања материјала, и још важније за избор материјала за одређену намену.

Испитивањем епрувете са зарезом на инструментираном клатну омогућено је праћење промене силе и померања (угиба) у реалном времену, односно омогућено је да се одреде две групе карактеристичних вредности испитивања на удар, као и два карактеристична дијаграма, сила - померање (угиб), сл. 3.5 [57] и сила - време, сл. 3.6. [58]. Две групе карактеристичних вредности испитивања су:

- Карактеристичне вредности силе, и
- Карактеристичне вредности померања (угиба).



Слика 3.5. Типичан дијаграм сила-угиб



Слика 3.6. Типичан дијаграм сила – време

Карактеристичне вредности силе шематски су приказане на дијаграму сила – померање, (сл. 3.5). Тако добијен дијаграм сила – померање, омогућава одређивање следећих података [57]:

- F_{gy} - ***Динамичка сила напона течења***; одређује се на месту где долази до закривљења на дијаграму, тј. на прелазној тачки од линеарног раста до закривљеног дела зависности сила - угиб. Она служи у првој апроксимацији као мера пластичног попуштања лигамента узорка. Сила течења се одређује повлачењем праве по Хуковом закону.
- F_m - ***Максимална сила*** на кривој сила – угиб.
- F_{iu} - ***Сила почетка нестабилног раста прслине***; одређује се као сила на пресеку глатке криве и стрмо падајућег дела криве сила - угиб
- F_a - ***Сила завршетка нестабилног раста прслине***; одређује се као сила на пресеку глатке криве и дела криве сила - угиб при којој се зауставља брзи раст прслине.

Карактеристичне вредности померања (угиба). Дефинисане силе на сл. 3.5 одговарају померањима (деформацијама) које носе исте индексе као ове силе [57]:

- s_{gy} - Померање (угиб), које одговара сили пластичног попуштања лигамента узорка, F_{gy}.
- s_m - Померање (угиб), које одговара максималној сили, F_m.
- s_{iu} - Померање (угиб), које одговара сили почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}; одређује се као сила на пресеку глатке криве и стрмо падајућег дела криве сила - померање
- s_a - Померање (угиб), које одговара сили при којој се зауставља брзи раст прслине, F_a.

s_t - Укупно померање (угиб), на крају криве сила – померање. Укупно померање s_t се одређује само у случају потпуног лома узорка током испитивања, када се крива сила - померање асимтотски приближава нули. Укупно померање, s_t, у том случају је дато као вредност апсцисе добијене криве која одговара сили $F = 0$. Ако се сила не врати на основну линију (тј. $F = 0$) укупно померање s_t, у том случају се може дефинисати као вредност апсцисе добијене криве при чему је крај ове силе дефинисан као $0{,}02 \cdot F_m$.

Из дијаграма сила – време, могуће је израчунати енергију удара, W, потребну за лом узорка [4]:

$$W_t = \int_0^{t_1} F(t) \cdot v(t) \cdot dt \tag{3.4.}$$

где је:

$F(t)$ - сила која се мења са временом трајања испитивања, kN,

$v(t)$ - промена брзине клатна од тренутка контакта са епруветом до коначног лома, m/s,

t - време трајања померања (деформације епрувете), од тренутка контакта са епруветом до коначног лома, ms.

Други начин одређивања укупне енергије удара, односно укупног рада који може да се примени на наше услове узима у обзир рад изражен преко момента инерције [59]:

$$W_0 = \frac{1}{2} \cdot I \cdot \omega_0^2$$

$$W_k = \frac{1}{2} \cdot I \cdot \omega_k^2 \tag{3.5.}$$

где је:

W_0 - почетна енергија клатна, J,

W_k - енергија клатна после лома епрувете, J,

ω_0 - угаоне брзине клатна пре лома епрувете, rad/s,

ω_k - угаоне брзине клатна после лома епрувете, rad/s,

I - момент инерције клатна у односу на осу вешања, kg·m^2.

Момент инерције клатна у односу на осу вешања се рачуна по формули [59]:

$$I = m \cdot a \cdot l_{pr} \tag{3.6.}$$

где је:

m - маса тега на клатну, kg,

a - удаљење од осе окретања до тежишта клатна, m,

l_{pr} - привидна дужина клатна (дужина између тачке вешања и најудаљеније тачке на тегу), m.

Укупна енергија удара, односно утрошени рад за лом узорка је [59]:

$$W_t = \frac{1}{2} \cdot I \cdot \omega_0^2 - \frac{1}{2} \cdot I \cdot \omega_k^2 \tag{3.7.}$$

Угаона брзина ω_k може да се одреди изједначавањем измереног момента количине кретања клатна при удару са моментом импулса силе [59]:

$$I \cdot \omega_0 - I \cdot \omega_k = L \int_0^{t_1} F \cdot dt \tag{3.8.}$$

где је:

L - растојање од осе вешања клатна до тачке судара, m,

F - сила узајамног деловања узорка и клатна, kN,

t_1 - време ломљења епрувете, s.

Из претходних формула се добија [59]:

$$\omega_k = \omega_0 - \frac{L}{I} \int_0^{t_1} F \cdot dt \tag{3.9.}$$

а из формула 3.7 и 3.9 добија се [59]:

$$W_t = \left(v_0 - \frac{1}{2m} \cdot \frac{L}{l_{pr}} \cdot \frac{Q}{F_1} \cdot \int_0^{t_1} F \cdot dt \int_0^{t_1} F \cdot dt\right) \tag{3.10.}$$

где је:

Q - тежина тега, kg,

F_1 - сила потребна за уравнотежење клатна у хоризонталном положају, N,

v_0 - линеарна брзина тачке судара клатна са узорком у тренутку судара, m/s.

Линеарна брзина тачке судара клатна са узорком у тренутку судара је дата у једн. [59]:

$$v_0 = \omega_0 \cdot L \tag{3.11.}$$

После скраћивања у формули 3.10 добија се облик [59]:

$$W_t = (v_0 - \frac{1}{2} \cdot \frac{L}{l_{pr}} \cdot \frac{g}{F_1} \cdot \int_0^{t_1} F \cdot dt \int_0^{t_1} F \cdot dt) \tag{3.12.}$$

Величине L, l_{pr}, F_1, су дате за свако клатно понаособ. Уколико претпоставимо да је брзина клатна константна за време лома и да износи:

$$v_{sr} = \frac{v_0 - v_1}{v_{sr}} \tag{3.13.}$$

где је:

v_1 - брзина клатна после лома, m/s

добија се да је укупна енергија удара, односно рад утрошен за ломљење узорка [59]:

$$W_t = E_a (1 - \frac{E_a}{4W_0}) \tag{3.14.}$$

где је:

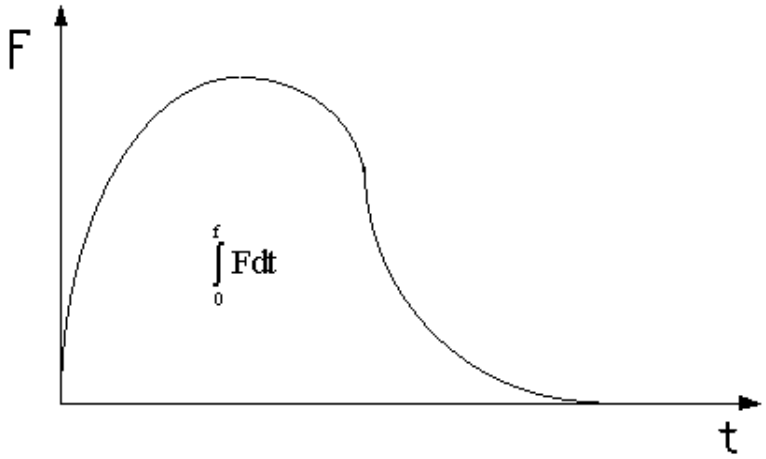
$$E_a = v_0 \int_0^{t_1} F \cdot dt \tag{3.15.}$$

W_0 - почетна енергија клатна, J.

Израчунавање укупне енергије удара, односно рада, W може да се поједностави уколико може да се израчуна или измери вредност интеграла $\int_0^{t_1} F \cdot dt$. Савремени програми који се

данас користе поред зависности сила - време даје и вредност интеграла, што практично представља површину између криве сила - време и апсцисе, сл. 3.7 [60].

Према томе, инструментирањем клатна је омогућено адекватном аквизицијом повезивање мерача силе, који је инсталиран у чекић клатна, детектора времена и мерача померања (угиба) преко појачивача са ***A/D*** конвертором, да помоћу рачунара и једн. 3.4, израчунамо апсорбовану енергију потребну за лом епрувете. Ово нам је омогућило да дефинишемо и трећу групу карактеристичних вредности енергије удара.



Слика 3.7. Промена силе узајамног деловања клатна и узорка за време трајања лома

Карактеристичне вредности енергије удара. Компоненте укупне енергије удара су представљене као површине испод криве сила - померање (угиб), које одговарају истим индексима силе и померања како је то приказано на сл. 3.5 [57]:

W_m - Енергија удара при максималној сили F_m. Део енергије удара израчунат као површина испод криве сила - померање (угиб), које одговара померању од $s = 0$ до $s = s_m$.

W_{iu} - Енергија удара при сили почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}. Део енергије удара израчунат као површина испод криве сила - померање (угиб), које одговара померању од $s = 0$ до $s = s_{iu}$.

W_a - Енергија удара при сили завршетка нестабилног раста прслине, F_a. Део енергије удара израчунат као површина испод криве сила - померање (угиб), које одговара померању од $s = 0$ до $s = s_a$.

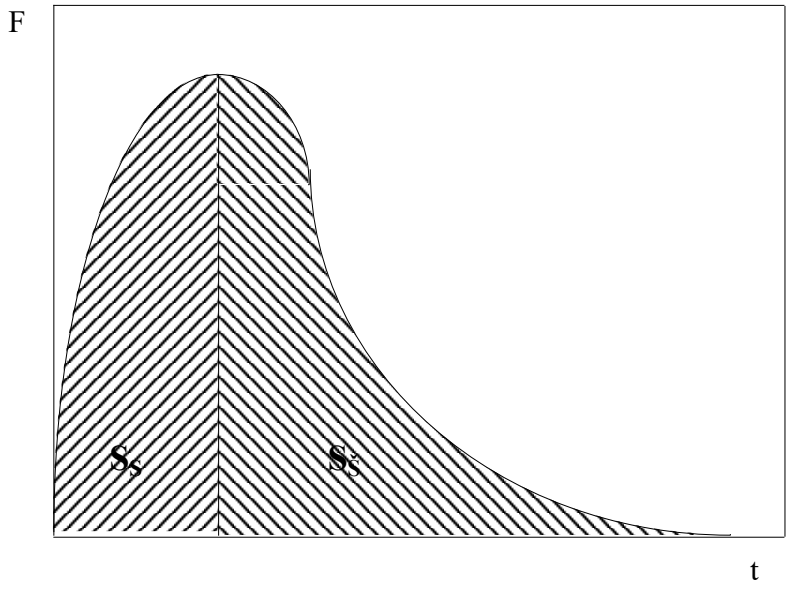
W_t - Укупна енергија удара при сили $0.02F_m$. Део енергије удара израчунат као површина испод криве сила - померање (угиб), које одговара померању од $s = 0$ до $s = s_t$.

Међутим, за целовитију оцену понашања материјала при ударном оптерећењу потребно је знати који се део енергије троши за стварање прслине, а који део за ширење прслине. Постоји више метода којима се може раздвојити укупна енергија удара, W_t, на енергију за стварање прслине, W_s, и енергију за ширење прслине, $W_š$. Већина њих се заснива на томе да енергија за стварање прслине не зависи од радијуса зареза, већ да радијус утиче на енергију за ширење прслине [59].

Најприхватљивији поступак одређивања енергије ширења прслине је преко "заморне прслине". Суштина овог поступка је у томе да се на епруветама са "V" зарезом изазива заморна прслина, па се таква епрувета ломи на Шарпи клатну и енергија која се при том утроши за лом је практично енергија ширења прслине, $W_š$. Уколико је позната вредност укупне енергије удара испитиваног материјала онда може да се израчуна део енергије потребне за стварање прслине, W_s:

$$W_s = W_t - W_{Pš} \tag{3.16.}$$

Одређивање енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$, на дијаграму сила - време добијеном испитивањем на инструментираном клатну, обавља се на једном узорку, што даје повећану тачност. На сл. 3.8 [60] дат је дијаграм сила - време и на њему су обележене површине S_s и $S_š$ које су пропорционалне енергији стварања прслине и енергији ширења прслине [55].



Слика 3.8. Дијаграм *F(t)* са обележеним површинама S_s и $S_{\check{s}}$ које су пропорционалне енергијама W_s и $W_{\check{s}}$

Уколико одредимо вредности S_s и $S_{\check{s}}$, онда могу да се одреде и W_s и $W_{\check{s}}$ преко разних израза, али већина од њих садржи у себи размеру за силу, за време, брзину клатна у тренутку удара, масу клатна и др. Одређивање брзине клатна у тренутку удара је сложен експериментални задатак, па се користи рачунска брзина. За одређивање брзине клатна потребно је прецизно знати масу клатна, што је такође тешко. Изрази који узимају у обзир поред површине S_s и $S_{\check{s}}$, масу клатна (m) и брзину клатна у тренутку удара (v_0) гласи:

$$W_s = (v_0 - \frac{S_s}{2m}) \cdot S_s \qquad (3.17.)$$

где је: W_s - енергија стварања прслине, J.

$$W_{\check{s}} = (v_0 - \frac{S_s}{m} - \frac{S_{\check{s}}}{2m}) \cdot S_{\check{s}} \qquad (3.18.)$$

где је: $W_{\check{s}}$ - енергија ширења прслине, J.

$$v_0 = \sqrt{W_0 / m}$$

где је: v_0 - брзина клатна у тренутку удара у епрувету, m/s.

Други начин одређивања енергије стварања прслине и енергије ширења прслине базира се на једн. 3.12 и гласи [5]:

$$W_s = (v_0 - \frac{1}{2}\cdot\frac{L}{l_{pr}}\cdot\frac{g}{F_1}\cdot\int_0^{t_s} F\cdot dt)\cdot\int_0^{t_s} F\cdot dt \qquad (3.19.)$$

$$W_{\check{s}} = (v_0 - \frac{L}{l_{pr}}\cdot\frac{g}{F_1}\int_0^{t_s} F\cdot dt - \frac{1}{2}\cdot\frac{L}{l_{pr}}\cdot\frac{g}{F_1}\cdot\int_{t_s}^{t_k} F\cdot dt)\cdot\int_{t_s}^{t_k} F\cdot dt \qquad (3.20.)$$

где је: - t_s - време које одговара постизању максималне силе, s.

- $\int_0^{t_s} F\cdot dt$ - импулс силе до времена $t_s \equiv S_s$

- $\int_0^{t_k} F\cdot dt$ - импулс силе од времена t_s до краја лома, $t_k \equiv S_{\check{s}}$

Како се види, једн. 3.19 и 3.20 узимају у обзир вредности импулса до времена t_s које одговара максималној сили и импулс од t_s до t_k што се може очитати са дијаграма сила - време, уколико постоји интегратор. Ове једначине су применљиве јер елиминишу масу клатна при прорачуну, али недостатак је што садрже апсолутне вредности импулса силе.

Постоји образац за прорачунавање W_s и $W_{\check{s}}$ који не обухвата у себи ни масу клатна, ни размеру за силу и време, већ само почетну енергију (W_0), крајњу енергију (W_k) клатна и релативан однос импулса $\left(\int_0^{t_s} F\cdot dt \Big/ \int_0^{t_k} F\cdot dt\right)$. Та једначина гласи [58]:

$$W_s = (2\sqrt{W_0} - \frac{S_s}{S}\cdot(\sqrt{W_0} - \sqrt{W_k}))\cdot\frac{S_s}{S}\cdot(\sqrt{W_0} - \sqrt{W_k}) \qquad (3.21.)$$

$$W_{\check{s}} = (2\sqrt{W_0} - (1+\frac{S_s}{S})\cdot(\sqrt{W_0} - \sqrt{W_k}))\cdot\frac{S_s}{S}\cdot(\sqrt{W_0} - \sqrt{W_k}) \qquad (3.22.)$$

где су: - S_s и $S_{\check{s}}$ - површине на дијаграму $F(t)$

- W_k - преостала енергија клатна после лома ($W_k = W_0 - W$)

С обзиром да је површина у координатама сила - време изражена преко интеграла $\int F\cdot dt$, онда је:

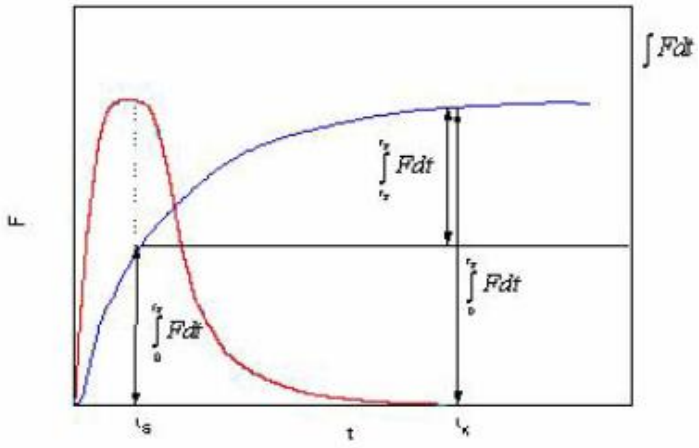
$$S_s = \int_0^{t_s} F\cdot dt, \quad \text{а} \quad S_{\check{s}} = \int_0^{t_k} F\cdot dt \qquad (3.23.)$$

На сл. 3.9 [60] је приказано како се очитавају вредности интеграла са дијаграма сила-време. Уврштавањем очитаних вредности у једн. 3.21 и 3.22 лако се израчунава енергија стварања прслине и енергија ширења прслине.

Треба напоменути да се из дијаграма сила - време могу одредити и сила на граници течења, максимална сила и сила кртог лома. Међутим, треба узети у обзир да се не јављају увек све ове силе, па не треба очекивати код сваког узорка да се одреде све горе наведене силе.

Одређивање енергије стварања и енергије ширења прслине по овој методи обавља се на једном узорку (за разлику од других поступака), што даје већу тачност. На дијаграму сила – време (сл. 3.8), обележене су површине W_s и $W_š$ које су пропорционалне енергијама стварања и ширења прслине [58].

Као што је напред наведено, из дијаграма сила – време могу се одредити и сила на граници течења, максимална сила, сила почетка нестабилног лома (кртог лома), и сила заустављања кртог лома, као што је то приказано на сл. 3.5. Међутим, треба узети у обзир да се у испитивању не исказују увек све ове силе. Два материјала која имају једнаке вредности укупне енергије удара, могу да имају различите енергије стварања и ширења прслине. С тачке гледишта сигурности конструкције бољи је онај материјал који има малу енергију стварања прслине, а велику енергију ширења прслине.



Слика 3.9. Пример очитавања вредности импулса са дијаграма *F(t)*

У зависности од врсте испитиваног материјала, температуре испитивања, режима термичке обраде, испитивањем на инструментираном клатну могу да се добију различити типови

зависности сила – померање (деформација), односно сила – време. На основу кривих са сл. 3.10 може да се одреди ком типу понашања при лому припадају испитани узорци (***A*** до ***F***) [57]:

- Типови ***A*** и ***B*** одговарају кртом понашању материјала.
- Типови ***C***, ***D***, ***E*** одговарају крто-дуктилном понашању материјала. У овом случају имамо различит удео кртог и дуктилног лома.
- Тип ***F*** одговара дуктилном понашању материјала.

Ако дође до наглог пада силе, величина пада, у односу на друге карактеристичне вредности силе, омогућава да се добије приближна вредност пропорције дуктилне површине лома коришћењем било које од следећих формула, које омогућавају процену пропорције дуктилна површина лома унутар ±20 %. Код дијаграма где се појављује стрми пад силе (типови *C, D, E*), величина пада силе у односу на друге карактеристичне величине силе омогућава да се приближно оцени удео дуктилног лома (%*DL*) на преломној површини према следећим формулама [57]:

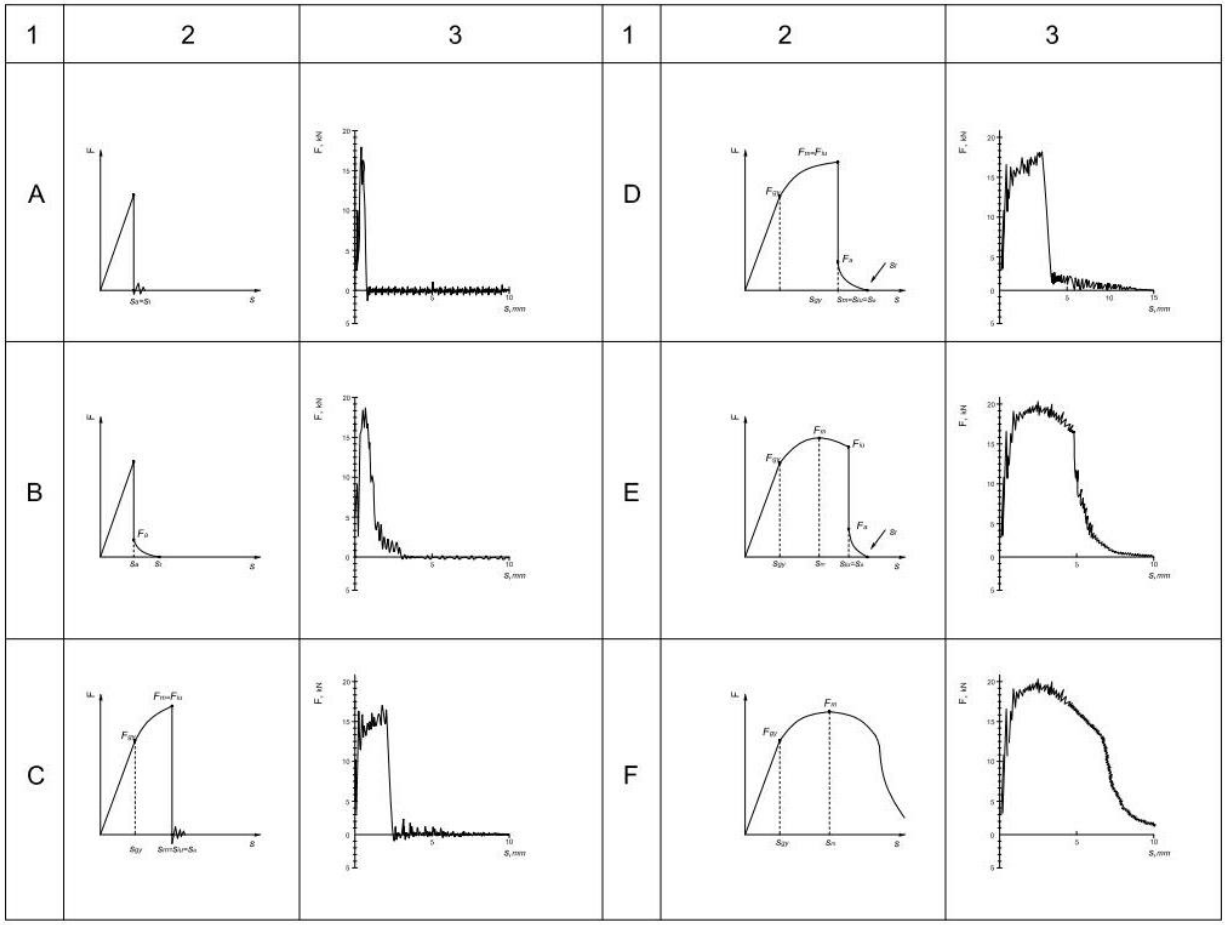
$$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m}\right] \times 100\% \tag{3.24.}$$

$$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m + \left(F_m - F_{gy}\right)}\right] \times 100\% \tag{3.25.}$$

$$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m + 0{,}5 \cdot \left(F_m - F_{gy}\right)}\right] \times 100\% \tag{3.26.}$$

$$\%DL = \left[\sqrt{\frac{\frac{F_{gy}}{F_m} + 2}{3}} \times \left(\sqrt{\frac{F_{iu}}{F_m}} - \sqrt{\frac{F_a}{F_m}}\right)\right] \times 100\% \tag{3.27.}$$

Наведене формуле су развијене у различитим лабораторијама и за различите челике [61]. Избор формуле која ће се користити треба да се заснива на претходном искуству. Као пример, једн. 3.26 је прикладна за челике намењене за посуде под притиском.



1 - Тип криве сила - померање (угиб)

2 - Шематски приказ криве сила - померање (угиб)

3 - Реална крива сила - померање (угиб)

Слика 3.10. Карактеристичне криве сила-померање добијене испитивањем на инструментираном клатну и дефиниција вредности силе и померања

Ако у току криве сила - померање или сила - време не дође до наглог пада силе (крива типа *F* на сл. 3.10), то може указивати да удео дуктилног лома израчунат као површина испод криве приближно износи 100% укупне површине прелома.

3.1.2. Утицајни фактори на енергију удара

3.1.2.1. Утицај температуре на компоненте енергије удара

Експериментално је утврђено да се бројни метали ломе дуктилним механизмом на вишим температурама и кртим на нижим температурама. Прелаз од пластичног ка кртом понашању

одиграва се у одређеном температурном интервалу, али из практичних разлога уобичајено је да се дефинише одређена температура која се назива прелазна температура.

Отпорност на лом конструкцијских елемената зависи од димензије грешке, врсте и величине оптерећења, апсолутних димензија пресека, температуре испитивања и брзине деформације. Снижење температуре доводи до повећања чврстоће и смањења пластичности већине конструкцијских материјала. У вези са тим посебан значај има информација о склоности материјала према кртом лому, који се за рад са материјалима повишене и високе чврстоће и у подручју ниских температура где може доћи до изненадног и динамичког оптерећења, мора брижљиво разматрати.

Крти лом се може разматрати као брзи, катастрофални лом материјала или целе конструкције, при оптерећењима нижим од напона течења метала, без приметне заостале деформације. Извор кртог лома су, по правилу, најјаче напрегнуте запремине материјала (зона концентрације напона) и грешке. У грешке спадају микронехомогеност распореда одређених структурних фаза, различите структурне грешке, окупљања дислокација и вакансије, микропрслине и сл.

Поред снижења температуре, кртом лому погодује повећање апсолутних димензија, оштећења површине и постојање оштрих прелаза пресека елемената, блискост границе еластичности и напона лома, присуство двоосног и троосног затезања итд. Тако се прелаз метала у крто стање одређује комплексом структурних, конструкционо-технолошких и експлоатационих фактора. Данас не постоји опште призната теорија кртог лома, мада постоје многа испитивања његових металофизичких, механичких и физичко-хемијских аспеката.

Процес лома при механичком оптерећењу почиње у металима знатно пре достизања граничног оптерећења. У процесу лома могуће је у општем случају издвојити четири критична периода: почетни убрзани, период заустављања, стабилног развоја и завршни убрзани. Дужина ових периода зависи од структурне грађе конструкцијског материјала, услова оптерећења, температуре, средине и облика напонског стања (распореда напона). Температура прелаза из пластичног у крто стање битно зависи од степена локализације и блокирања пластичне деформације у некој запремини материјала. Због нехомогености тока

пластичне деформације јављају се високи унутрашњи напони, који су извори настанка лома.

Данас постоји више теорија о механизму настанка микропрслине. Дислокациони механизам је прихваћен као основни за први стадијум. Отпорност кретању дислокације, како је утврђено, одређена је густином дислокација, хемијском природом материјала и концентрацијом интерстицијских елемената (***O₂, N₂, H₂, C***), а такође и међуатомским везама (силе **Peierls-a**). Испитивање температурне зависности напона течења различитих метала је показало да се са снижењем температуре снижава и топлотна флуктуација. За излазак дислокационе петље из атмосфере примеса потребно је веће спољне оптерећење. Битан удео у температурној зависности напона течења носи отпорност кретању дислокација ослобођених при пластичној деформацији.

У физици метала за анализу и квантитативну оцену параметара, који одређују крти лом, примењује се низ аналитичких израза, на пример, израз за одређивање сила трења у кристалној решетки (силе **Peierls-Nabarro**), једначине температурне зависности критичног напона смицања (**Yokobori**), фомула за одређивање температуре кртости према познатим структурним карактеристикама метала, брзина деформације и отпорности кретања дислокације при апсолутној нули, једначине које одређују услове настанка кртих прслина (**Stokes-Cottrell**), итд.

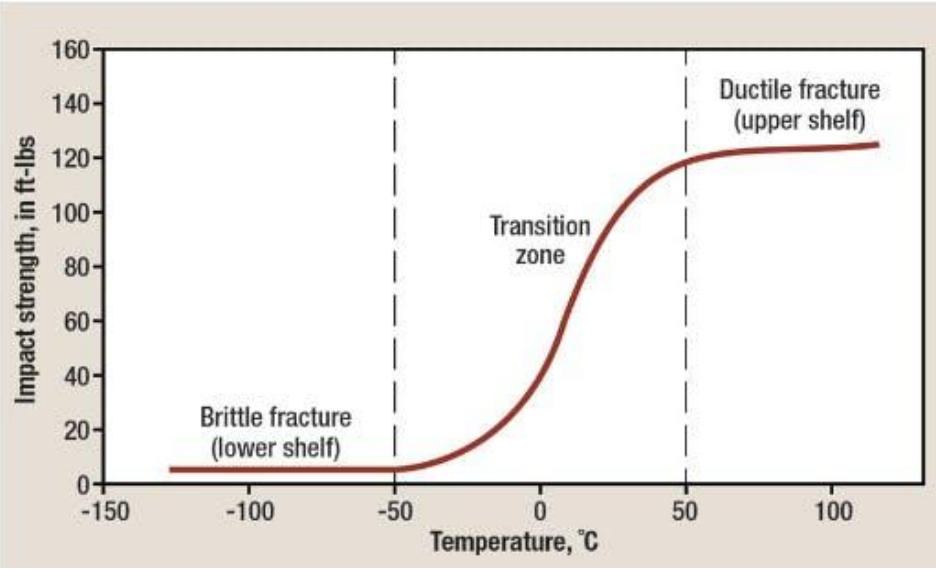
Ови, у научној литератури познати односи, служе у основи за квалитативно постављање утицаја различитих фактора, који одређују процес деформације и лома и подесни су само за оцену пластичности и кртости ограниченог броја чистих метала са идеализованом структуром у условима једноосног напонског стања. Опште је признато са физичке тачке гледања, да је прелаз метала у крто стање повезан са израженом зависности напона течења (границе развлачења) од температуре, брзине деформације и препрека у кристалној решетки које ометају кретање дислокација.

Механизми настанка кртог лома, предложени од стране различитих аутора, базирају на унутрашњој хомогености мада ретко искључују један другог, применљиви су само за одређене услове. Битне представе о физичкој природи заустављања пластичног течења метала при хлађењу, сасвим су недовољно изучени и не могу бити довољна база за разраду

металуршких метода за повећање отпорности на крти лом на сниженим температурама метала. Оне дају у основи правилне квалитативне оцене, али само у ограниченим условима.

Подаци, добијени на бази физичке металургије, не омогућују чак ни квалитативне прогнозе утицаја комплексних фактора (структурних, конструкционо-технолошких, временских и услова оптерећења) на отпорност техничких конструкционих материјала деформисању и лому при ниским температурама. Такву врсту података могуће је добити само као резултат специјалних методских разрада испитивања, чије извођење поставља искључиво актуелни задатак.

Не улазећи у низ параметара које се могу пратити у процени начина лома, констатујемо да зависно од услова оптерећења може доћи до кртог, квази кртог или жилавог лома. Испољавање једног или другог карактера битно зависи од температуре испитивања. Прелаз жилавог лома у квази крти дефинише се **првом критичном температуром** (T_{1kr}), а из квази кртог у крти **другом критичном температуром** (T_{2kr}), сл. 3.11 [62]. Прва критична температура означава почетак смањења локалних пластичних деформација и оцењује се по уделу жилавог прелома у укупној површини прелома. Друга критична температура се одређује по снижењу номиналних напрезања на лом. Напон који изазива лом на температурама нижим од друге критичне температуре, одређује се на бази критеријума линеарне механике лома.



Слика 3.11. Дијаграм Апсорбована енергија - температура (*S* - крива)

Данас у литератури постоји велики број метода за одређивање критичних температура, које се називају прелазним температурама али не постоји једнозначно тумачење шта оне за практично понашање материјала значе и какви су корелациони односи ових температура одређених различитим методама. Критичне температуре се одређују за различите стадијуме настанка и развоја кртог лома. Најстрожији услови одређивања критичних температура су услови заустављања крте прслине, при датом статичком оптерећењу. Ако се критична температура одређује за поједине стадијуме развоја кртог лома, онда су најстрожији услови када се изводи ударно испитивање на узорцима који имају претходно створену иницијалну прслину у зони зареза. Наравно да су најблажи услови одређивања критичних температура при лаганом порасту статичког оптерећења.

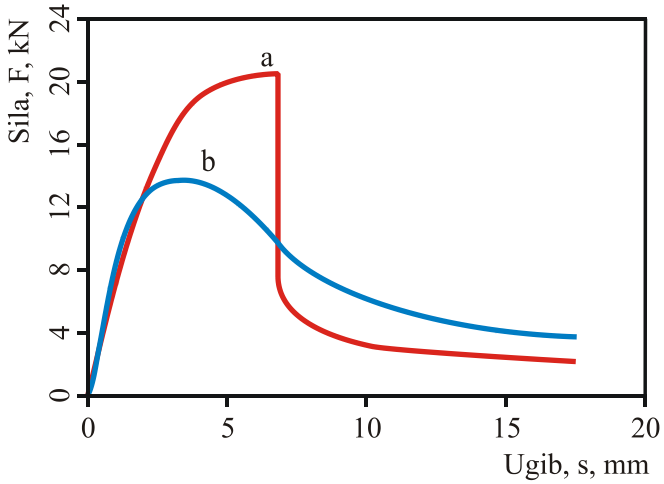
Може се разматрати промена механичких карактеристика у зависности од температуре испитивања на узорцима са и без зареза. При промени облика напонског стања у врху прслине од равног стања напона у равно стање деформације жилавост се смањује по кривој ***S***-облика, сл. 3.11. Удео кртости при томе расте, а његова зависност од температуре такође се испољава у облику ***S***-криве. Екстремне вредности за жилавост и удео крте фазе на доњем и горњем платоу ***S***-кривих, условљене су достизањем равног стања напона и равног стања деформације на врху прслине. Интересантно је да на оба платоа влада подручје слабе зависности механичких карактеристика од температуре, док је она јако изражена у прелазној зони. Полазећи од анализе зависности жилавости од температуре, могуће је претпоставити да се при било ком начину испитивања под утицајем температуре, у врху прслине која се шири ствара равно стање деформације или равно стање напона, па ће карактеристике, које одређују понашање материјала бити независне од величине које је условила настајање датог стања. Одатле следи да је одсуство зависности ударне жилавости од температуре условљено достизањем равног стања дефомације у врху прслине без обзира што при томе механизам дефомације, који доводи до равног стања деформације при ударном оптерећењу, може бити различит.

Може се навести много других примера, код којих карактер промена неке величине у зависности од различитих фактора добија изглед ***S***-криве. Сличан карактер има зависност интензитета напрезања у врху прслине од дебљине, дужине деловања корозионе средине, температурне зависноти критичног отварања прслине, жилавости лома и ефективне површинске енергије.

Данас највећи број аутора сматра да је општа законитост промене карактеристика лома метала и легура условљена величином ефективне површинске енергије, која је једнозначно повезана са напонским стањем испред врха прслине. Анализа температурне зависности ефективне површинске енергије при преласку из равног стања напона у равно стање деформације, показује класичан изглед ***S***-криве са веома оштрим променама у прелазном интервалу.

Према томе, највећи утицај на вредности укупне енергије удара, као и на компоненте енергију стварања прслине и енергију ширења прслине, затим, на механизам лома и изглед преломних површина има температура испитивања, јер је она уско повезана са пластичним особинама испитиваног материјала. Снижење температуре погодује стварању кртог стања и посебно је изражено код свих врста челика, као и компоненти завареног споја као типичне хетерогене структуре. Укупна енергија удара, W_t опада са снижењем температуре испитивања.

Испитивања ударних својстава у циљу одређивања укупне енергије удара, носе у себи све познате недостатке везане за тип пробе и услове испитивања. Поменимо само сликовит пример укупне енергије удара приказаног на сл. 3.12, за случај материјала високе чврстоће и мале пластичности, односно материјала ниске чврстоће и високе пластичности.



Слика 3.12. Дијаграм ударног испитивања сила - угиб
а) висока чврстоћа - мала пластичност
б) ниска чврстоћа - велика пластичност

Из саме бројчане вредности укупне енергије удара није могуће утврдити разлике у особинама ова два челика, односно није могуће користити добијену вредност испитивања

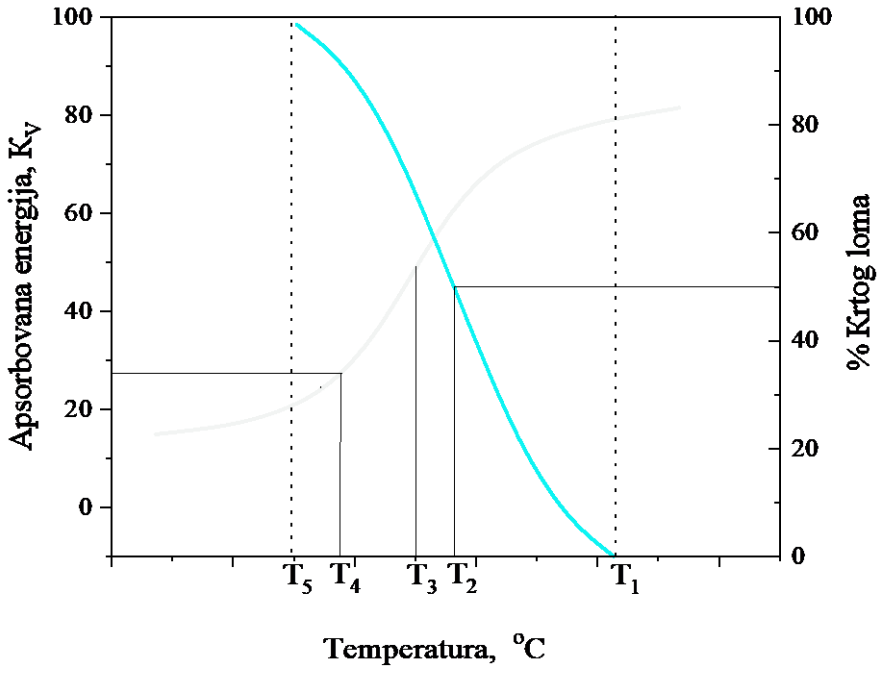
као упоредну, приликом избора материјала за одређену намену. То значи да добијене вредности укупне енергије удара без обзира што су идентичне, у првом случају задовољавају критеријуме прихватљивости употребе, а у другом случају не задовољавају.

Како смо већ навели, у зависности од температуре испитивања може се доћи до кртог, квази кртог или жилавог лома. Са снижењем температуре чврстоћа метала расте, а способност деформисања односно жилавост опада. Код неких метала жилавост опада постепено до једне одређене температуре, а затим опада нагло. Температура при којој настаје нагло смањење способности деформисања односно жилавости назива се **температуром кртог лома или прелазном температуром лома или температуром нулте пластичности**, и представља најважнији параметар који се добије ударним испитивањима при различитим температурама. Овој појави су посебно подложни метали који кристалишу у облику просторно центриране и хексагоналне решетке, а најизраженија је код челика.

Код неких челика прелаз из жилавог у крто стање се са снижењем температуре одиграва скоро тренутно у веома уском температурном интервалу (10°C до 20°C) и у таквим случајевима је једноставно одредити критичну температуру прелаза која је уствари и највиша температура прелаза. Међутим, за велики број челика не постоји овако јасан и узан прелаз. То се такође односи и на заварени спој и компоненте завареног споја. Енергија утрошена на ломљење узорака за жилавост постепено се смањује од максималне вредности до неке минималне вредности у једном широком температурном интервалу.

Поставља се питање коју температуру унутар овог интервала треба сматрати прелазном, односно критичном. Испитивањем епрувета на Шарпијевом клатну меримо апсорбовану енергију, а након лома се на површини узорка одређује удео кртог и пластичног лома у структури и контракција узорка, тј. степен деформације. Са снижењем температуре смањују се апсорбована енергија, удео пластичног лома у структури и степен пластичне деформације који прати лом. Све ове промене одигравају се у одређеном температурном интервалу. Зато је за одређивање прелазне температуре потребно усвојити неке критеријуме, на основу којих се онда дефинише прелазна температура. Прелазна температура се обично дефинише на основу једног од следећих критеријума, сл. 3.13 [56]:

- T_1 - Прелазна температура потпуне пластичности (температура на којој се потпуно пластични лом први пут трансформише у мешовити лом и она се одређује помоћу апсорбоване енергије).
- T_2 - Прелазна температура 50% пластични-50% крти лом (температура на којој у укупном лому пластични и крти лом учествују са по 50%, одређује се на основу изгледа површине лома).
- T_3 Прелазна температура 50% апсорбоване енергије (температура на којој је апсорбована енергија једнака алгебарској средини између енергије горњег и доњег прага).
- T_4 - Прелазна температура 27*J* (температура на којој апсорбована енергија износи 27*J*. Овај критеријум се показао као веома поуздан за оцену склоности ка кртом лому бродских лимова. За друге конструкције неки други износ енергије може да буде релавантнији).
- T_5 - Прелазна температура нулте пластичности (температура на којој се мешовити лом први пут трансформише у потпуно крти лом).

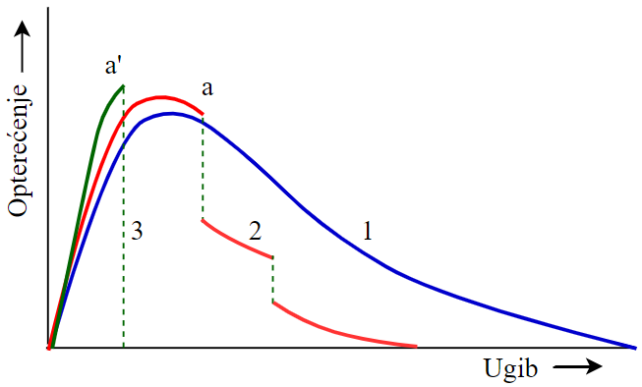


Слика 3.13. Утицај температуре на апсорбовану енергију и удео кртог лома у структури

Данас, највише прихваћен критеријум одређивања прелазне температуре, односно температуре преласка из дуктилног у крто стање је енергија удара од *27J*, односно температура при којој је енергија удара минимум *27J*.

За илустрацију разлика утрошене енергије удара при жилавом и кртом лому може послужити дијаграм сила -угиб добијен савијањем ударним дејством силе челичних епрувета са зарезом на инструментираном клатну, сл. 3.14. [64]

Ако је температура испитивања довољно висока, дијаграм ће имати облик као и ***крива 1***, тј. пораст и пад оптерећења биће континуирани. Прслина почиње отприлике при достизању највећег оптерећења и постепено пропагира до потпуног раздвајања. Прелом је жилав са знацима деформације материјала, а преломна површина показује ситно-зрнасту-влакнасту структуру без сјаја. При нижој температури испитивања дијаграм има у почетку сличан ток; прслина пропагира до неке тачке ***a***, ***крива 2***, као жилав лом, а затим при наглом паду оптерећења прелази у зрнаст крти лом. Овај крти лом може да захвати цели остатак попречног пресека или, да поново пређе у жилав лом са поступним повећањем оптерећења. Ако температура испитивања даље опада удео кртог лома се повећава; почетак кртог лома помера се ближе тачки највећег оптерећења, а може настати и раније, тј. на пењућем делу криве (тачка ***a'*** на ***кривој 3***); у том случају прелом је потпуно крт. На кртом прелому се не уочавају знаци деформисања материјала, а преломна површина је храпавија, крупнозрнаста и светлије боје. Са опадањем температуре, према томе, прелом настаје при мањем угибу и енергија потребна за поступну пропагацију прслине при жилавом лому у знатној мери опада [64].



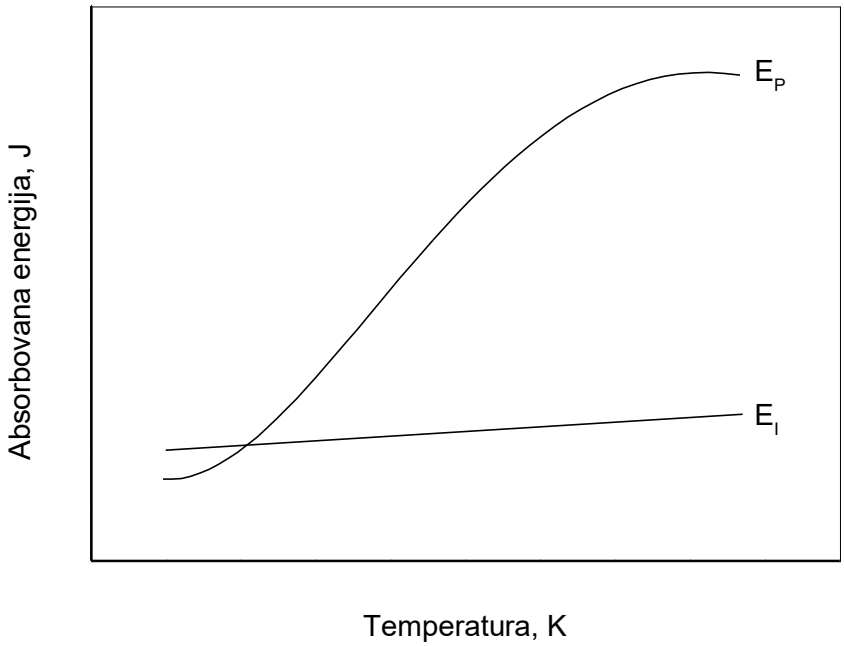
Слика 3.14. Дијаграм сила – угиб при ударном испитивању савијањем епрувета са зарезом при различитим температурама

Да ли ће настати прелаз жилавог у крти лом, зависи, с једне стране, од особина челика при температури испитивања, а с друге, од расподеле напона условљене начином напрезања и обликом епрувете. Уколико је већи однос између једновремено насталих највећих затезних и смичућих напона, утолико затезни напон лакше достигне чврстоћу раздвајања челика, пре него што настане деформисање. Према томе, уколико се расподела напона више приближава напонском стању са три једнако велика затезна напона као главна напона, утолико брже, тј. при утолико вишим температурама и утолико нижим брзинама деформација, настаје крти лом .

Од нарочитог значаја у том правцу је дејство зареза. Постојање зареза доводи до спречавања попречног деформисања, а тиме до једног просторног напонског стања са попречним затезним напонима. Осим тога, услед зареза деформација се ограничава на малу запремину чиме се, при једнакој брзини испитивања, местимична брзина деформисања у дну зареза сразмерно повећава, а рад потребан за лом, такође и при жилавом лому, знатно смањује. Са настајањем прслине наведена дејства зареза показују се у повишеној мери [64].

При једнакој горњој граници критичне температуре сматра се да мање нагиње кртом лому челик код којег је прелаз постојанији. За тачније разврставање челика потребно је познавати обе границе прелазног подручја или, поред горње граничне температуре, још и податак о оштрини прелаза. Резултати испитивања показују да је код перлитних и мекших челика прелаз оштрији него код аустенитних и тврђих челика. Обично се сматра да челици чија је температура кртог лома испод -25°C имају добру сигурност од кртог лома. Челици са критичном температуром изнад 0°C нису довољно сигурни од кртог лома.

Осим утицаја металуршких фактора на вредност прелазне температуре, значајан утицај имају и вредности енергије стварања прслине и енергије ширења прслине са променом температуре. Та зависност је дата на сл. 3.15. [65]
За очекивати је да енергија стварања прслине не опада са снижењем температуре, односно опадаће веома благо. Разлог тог веома благог опадања је тај што енергију за стварање прслине једним делом чини и енергија пластичне деформације узорка. Тај део енергије опада са снижењем температуре, јер пластичност опада са снижењем температуре.



Слика 3.15. Утицај температуре на енергију стварања прслине (W_s) и енергију ширења прслине ($W_š$)

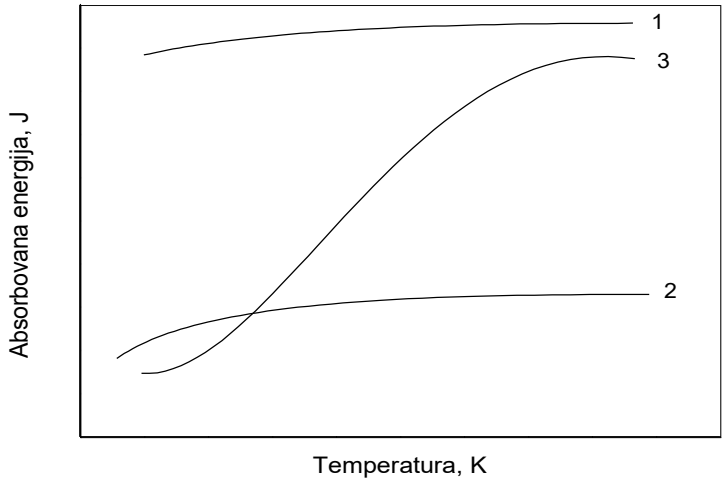
Енергија ширења прслине је много осетљивија на промену температуре. С обзиром да код кртог лома за раст прслине није потребна додатна енергија, а удео кртог лома расте са снижењем температуре, закључак се намеће сам по себи; са снижењем температуре енергија ширења прслине опада тежећи нули како удео кртог лома тежи 100%.

Према својој осетљивости на температуру, метали могу да се поделе у три групе, сл. 3.16 [65]:

1. У прву групу спадају пов-ц-к и већина г-с-х метала и легура мале и средње чврстоће, који показују велику апсорбовану енергију, односно укупну енергију удара на свим температурама.
2. У другу групу спадају легуре алуминијума високе чврстоће и челици високе чврстоће ($\boldsymbol{R_{p0,2} > E/150}$) који поседују малу енергију удара на свим температурама. Челици на високим температурама и легуре алуминијума на свим температурама се, микроскопски гледано, ломе пластичним механизмом. Међутим, макроскопски посматрано, лом је крт, јер се одвија уз малу апсорбовану енергију. На ниским температурама челици показују крти лом и са макроскопског и са микроскопског становишта; лом се одиграва механизмом цепања.
3. У трећу групу спадају прост-ц-к и неки г-с-х метали и легуре мале и средње чврстоће (нискоугљенични челик, ***Zn, Be, Mg***), код којих се $\boldsymbol{R_{p0,2}}$ брзо повећава са снижењем

температуре, односно са повећањем брзине деформације. Ови метали се на високим температурама и при малим брзинама деформације ломе пластичним механизмом уз велику апсорбовану енергију, а на ниским температурама и при великим брзинама деформације механизмом цепања уз малу апсорбовану енергију.

Према томе, основна карактеристика метала, код којих се јавља прелазна температура је да се код њих напон течења повећава са снижењем температуре, а самим тим опада укупна енергија удара, односно ударна жилавост.



Слика 3.16. Утицај температуре на апсорбовану енергију у зависности од типа решетке

3.1.2.2. Утицај величине и облика зареза епрувете на компоненте енергије удара

Као што је већ наведено, стандард SRPS EN ISO 148-1e дефинише методу испитивања енергије удара динамичким дејством силе по Шарпију. Испитивање се врши на епруветама са ***U*** или ***V*** зарезом при чему су облик и димензије епрувете стандардизовани, као и дубина зареза.

Утицај зареза је да локализује деформацију на редуковану површину епрувете, а нарочито да појача притисак на основу-дно зареза [66]. Такође, зарез умањује могућност прелома услед природних дефеката и пукотина.

Облик и димензије зареза веома утичу на вредност енергије удара испитиваног материјала. Генерално, може се рећи да се мање вредности добијају код епрувета са ***V***-зарезом у

поређењу са епруветама са U-зарезом за исти материјал. Што се тиче величине зареза, логично је за очекивати да се енергија удара смањује са повећањем дубине зареза.

3.1.2.3. Утицај микроструктурних фактора на укупну енергију удара

У микроструктурне факторе који утичу на укупну енергију удара, односно ударну жилавост, спадају [66]:

- Хемијски састав легуре;
- Структура;
- Величина зрна и текстура.

Такође, треба напоменути да и деформационо, растварајуће и таложно ојачавање као и радна средина утиче на вредност укупне енергије удара, односно ударну жилавост. Најпознатији су ефекат графитизације, водонична кртост, напонска корозија, радијационо оштећење, кртост у додиру са течним металима, и др.

Код челика важнији легирајући елементи (***C, Mn, Si, Al, Ni…***) и нечистоће (***P, N, O, S***) могу се, према свом утицају на жилавост, поделити у две групе:

I) Елементи који смањују укупну енергију удара [66]**:**

- ***C*** - повећава садржај цементита и перлита због чега се повећава прелазна температура
- ***Si*** - сужава област ***γ-Fe***. Не гради карбиде већ поспешује излучивање угљеника у облику графита.
- ***N*** - са снижењем температуре већи део азота се издваја у облику игличастих кристала кртог једињења Fe_4N. Значи да се распадање чврстог раствора манифестује знатним повећањем тврдоће и кртости.
- ***P*** - умањује пластичност и жилавост челика већ при десетим и стотим деловима процента садржаја. Изазива крти лом при хладној обради што је последица утицаја кртог чврстог раствора фосфора у железу, фосфида железа, који се распоређује по границама зрна и у међупросторима дендрита.

- ***O, S*** - образују укључке (оксиди, сулфиди, оксисулфиди) који се излучују по границама зрна изазивајући појаву кртости у црвеном жару.
- Олигоелементи (***Sn, Sb, As***)…

II) Елементи који повећавају укупну енергију удара [66]**:**

- ***Mn*** - смањује величину зрна и уситњава цементитне ламеле у перлиту, због чега се повећава жилавост. Проблем кртог лома заварених бродских лимова у II светском рату решен је додавањем ***Mn*** и смањењем %***C***. Поред тога, ***Mn*** везује ***S*** у ***MnS*** и тако елиминише појаву кртости у црвеном жару. Међутим, у присуству издужених ***MnS*** укључака јавља се тзв. ламеларни лом.
- ***Al*** - čelik дезоксидисан са ***Al*** (***Al*** умирени челик) има ситнозрну структуру и повећану жилавост. Честице ***AlN***, које се образују због великог афинитета ***Al*** према ***N***, блокирају границе зрна. Поред тога, смањује се садржај ***N*** у чврстом раствору, што такође повећава жилавост.
- ***Ni*** - проширује γ-област и утиче врло повољно на жилавост.
- ***Ti, Mo, V*** - спадају у групу елемената који поспешују излучивање карбида. Повећавају жилавост тако што утичу да се добије равномерна ситнозрна структура.

У најопштијем случају челици се према својој структури деле на феритне, феритно-перлитне, беинитне, мартензитне и аустенитне. Особине тих структура су следеће:

- Феритно-перлитни челици - са повећањем перлита, односно цементита, смањује се укупна вредност енегрија удара, односно ударна жилавост (видети утицај ***C***). При истом садржају перлита (цементита) већу укупну енергију удара, односно ударну жилавост има челик са финијом структуром.
- Беинитни челици - горњи беинит има мању вредност укупне енергије удара, односно ударне жилавости од доњег беинита, који је финији.
- Мартензитни челици - неотпуштени мартензит има знатно мању вредност укупне енергије удара, односно ударне жилавости од отпуштеног мартензита. Код отпуштеног

мартензита се вредност укупне енергије удара повећава са повишењем температуре отпуштања.

- Аустенитни челици - аустенит, захваљујући својој пов-ц-к решетки, има већу вредност укупне енергије удара, односно ударне жилавости од отпуштеног мартензита. Зато се ударна жилавост легираних челика, који поред мартензита садрже и заостали аустенит, повећава са повећањем садржаја заосталог аустенита

Утицај величине зрна се испољава кроз вредности преломне чврстоће. Преломна чврстоћа једнака је:

$$\sigma_p = \frac{2 \cdot G \cdot \gamma}{k_S \cdot d^{1/2}} \tag{3.28.}$$

где је: - d - величина зрна
- k_S - Hall-Petch-ов фактор
- γ - површинска енергија

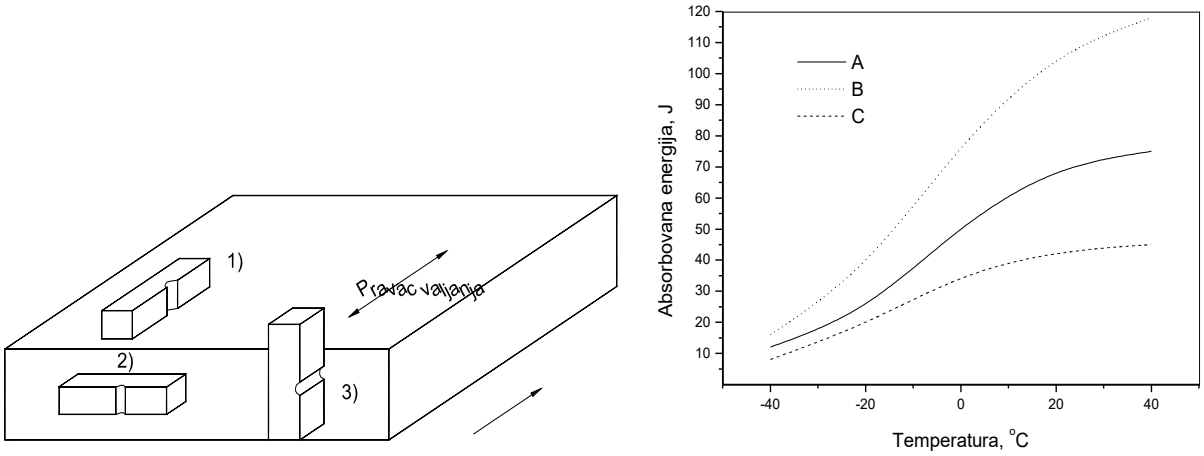
Израз 3.28 показује да се затезно напрезање при коме долази до лома повећава са смањењем величине зрна. С обзиром да се са смањењем величине зрна повећава и напон течења, $R_{p0,2}$, то произилази да се рафинацијом зрна истовремено повећавају и напон течења и вредност укупне енергије удара, односно ударна жилавост материјала. Овај пример је од изузетне важности у металургији, с обзиром да је у већини других случајева повећање напона течења, односно ојачавање, праћено смањењем вредности укупне енергије удара, односно ударне жилавости материјала.

Разлог повећања вредности укупне енергије удара са смањењем величине зрна је тај што границе зрна отежавају раст прслине. Међутим, екпериментално је утврђено да је основни разлог повећања вредности укупне енергије удара тај што је дужина почетне прслине једнака пречнику зрна. Пошто је према Грифиту преломна чврстоћа једнака:

$$\sigma_P = \sqrt{\frac{E \cdot \gamma}{a}} \tag{3.29.}$$

то је јасно да ситнозрни материјал има већу преломну чврстоћу, јер је тада дужина почетне прслине (а) мања.

Вредност укупне енергије удара челика доста зависи и од текстуре. Највећа је у правцу ваљања, мања у попречном правцу, а најмања у правцу управном на површину лима. Узорци који одговарају наведеним правцима приказани су на сл. 3.17. [66] Анизотропију вредности укупне енергије удара, односно ударне жилавости изазивају усмерени сулфидни укључци и траказта феритно-перлитна структура.



Слика 3.17. Утицај оријентације узорака на вредност апсорбоване енергије

3.1.3. Испитивање ударом заварених спојева металних материјала

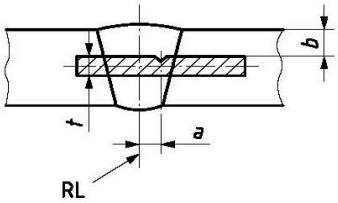
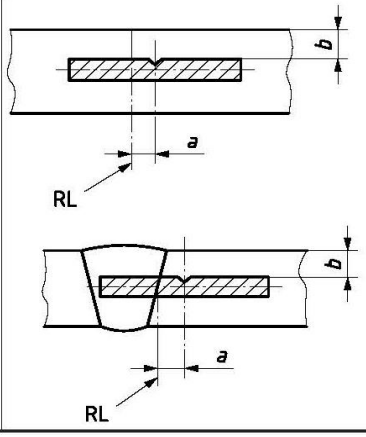
Како су ударна испитивања поред епрувета са ***V***-зарезом у основном металу-***OM*** рађена и на епруветама са ***V***-зарезом у компонентама завареног споја (металу шава-***MŠ*** и зони утицаја топлоте-***ZUT***), положај зареза у односу на заварени спој је дефинисан стандардом SRPS EN ISO 9016:2022 "*Испитивање са разарањем заварених спојева металних материјала – Испитивање ударом - Постављање епрувета, оријентација зареза и испитивање*" (Destructive tests on welds in metallic materials - Impact tests - Test specimen location, notch orientation and examination-ISO 9016:2022) [67]. Дефинисање типа епрувете, односно начин означавања положаја V-зареза у компонентама завареног споја, је такође дефинисано стандардом SRPS EN ISO 9016:2022.

Означавање епрувете се базира на систему слова који описује тип епрувете, локацију и оријентацију зареза, као и систем нумерисања који показује растојање (у милиметрима) зареза од референтних линија (RL). Опис ознака и њихово значење код означавања епрувета узоркованих из компоненти завареног споја је дат у таб. 3.1.

Табела 3.1. Систем означавања епрувета узоркованих из компоненти завареног споја [67]

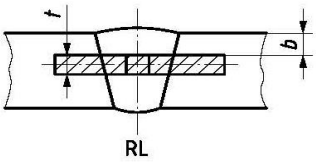
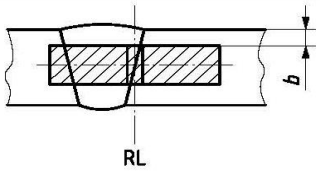
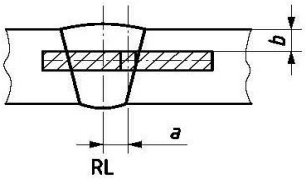
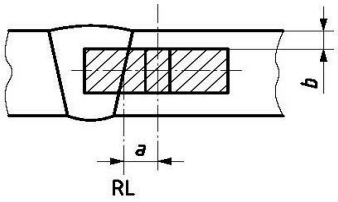
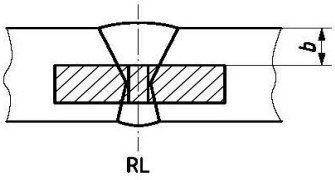
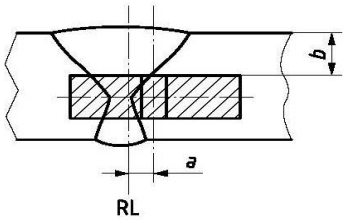
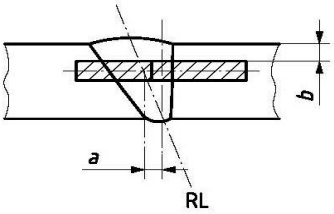
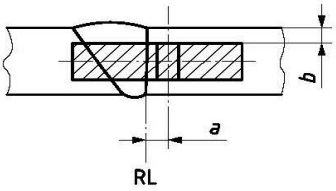
Прва словна ознака: Тип епрувете и облик зареза	
V	- Шарпи епрувета са ***V***-зарезом
U	- Шарпи епрувета са ***U***-зарезом
Друга словна ознака: Локација врха зареза	
W	- Врх зареза у металу шава, референтна линија је средња линија метала шава на узорку за испитивање
H	- Врх зареза у зони утицаја топлоте, референтна линија је у делу температурно захваћеног основног материјала (зона фузије) или на линији стапања, где је врх зареза у зони утицаја топлоте.
Трећа ознака: Оријентација зареза	
S	- Зарез паралелан са површином испитиваног узорка. Ова оријентација је еквивалентна називу "површински зарез" који се користи код испитивања механике лома.
T	- Зарез окомит са површином испитиваног узорка. Ова оријентација је еквивалентна називу "зарез по дебљини испитиваног узорка".
Четврта ознака: Растојање зареза од референтних линија (RL)	
a	- Растојање врха зареза од референтне линије испитиваног узорка. Ако је врх зареза на референтној линији онда је $a = 0$.
b	- Растојање од површине испитиваног узорка. Ако је епрувета узоркована са површине испитиваног узорка, онда је $b = 0$.

Узорак за испитивање се узима из завареног споја тако да његове уздужне осе буду под правим углом у односу на дужину шава. Начин постављања ***V***-2 зареза на компоненте завареног споја је приказан на сл. 3.18 и 3.19. [67] Практично, начин означавања је приказан на сл. 3.20. [67]

Denomination	Centre of the weld Representation	Denomination	Fusion/joint line Representation
VWS a/b		VHS a/b (pressure weld) VHS a/b (fusion weld)	

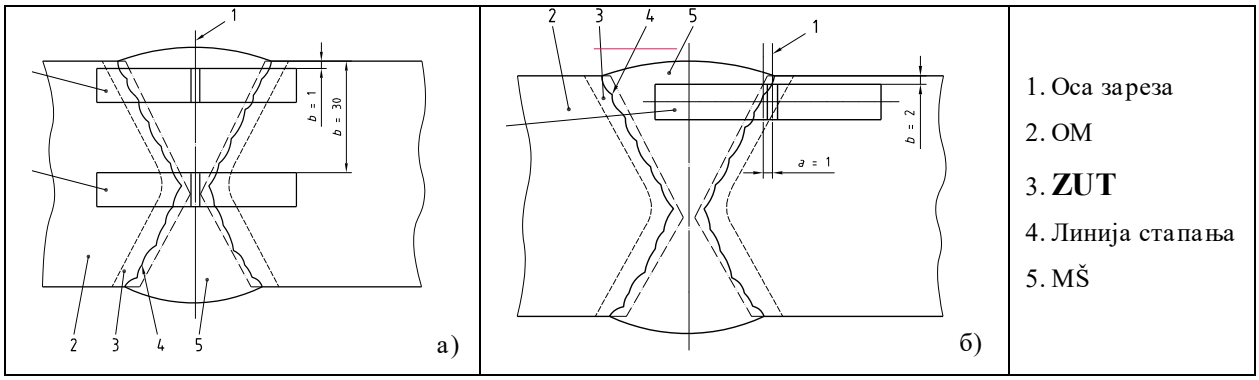
Слика 3.18. Положај зареза у односу на заварени спој S-правац

Зарез паралелан са површином испитиваног узорка

Denomination	Centre of the weld Representation	Denomination	Fusion/joint line Representation
VWT $0/b$		VHT $0/b$	
VWT a/b		VHT a/b	
VWT $0/b$		VHT a/b	
VWT a/b		VHT a/b	

Слика 3.19. Положај зареза у односу на заварени спој T-правац

Зарез управан на површину испитиваног узорка



Слика 3.20. Узорковање Шарпи епрувета и начин постављања зареза
а) зарез у *МШ* б) зарез у *ZUT*

Стандард SRPS EN ISO 9016:2022 специфицира постављање епрувета, оријентацију зареза и поступак испитивања ударом на сучеоно завареним спојевима. Примењује се на испитивања ударом металних материјала у свим облицима производа који су изведени заваривањем топљењем. Користи се као додатак стандарда EN ISO 148 (сви делови) и укључује означавање епрувета и додатне захтеве извештавања. Зарез се по правилу израђује глодањем тако да при обради не дође до промене стања материјала. У радијусу зареза не сме да буде видљивих трагова машинске обраде.

3.2. Понашање материјала у условима деловања динамичког оптерећења

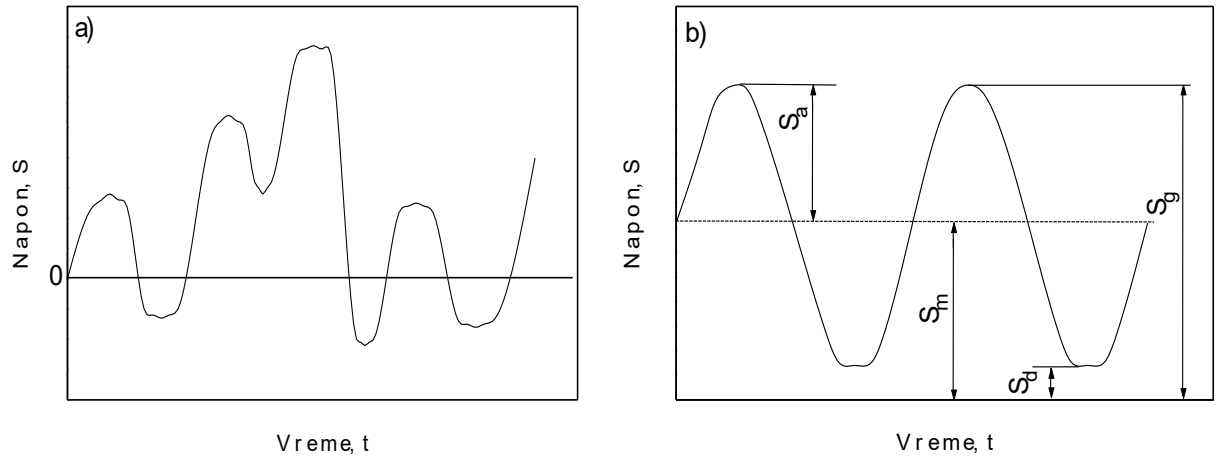
Појава постепеног разарања материјала под дејством променљивог оптерећења назива се замор материјала. Замор је процес у коме се акумулирају оштећења у материјалу изложеном променљивом оптерећењу, које доводи до лома чак и када је највећи напон испод напона течења материјала. Реч "замор" је први употребио Велер 1858. године, ради описивања појаве лома осовина железничких вагона. До лома осовина железничких вагона је долазило при деловању променљивог оптерећења, прво иницирањем а затим и ширењем прслине при напонима нижим од напона течења. Оштећења конструкција, изазвана замором материјала, представљају 60-90% свих оштећења конструкција у експлоатацији [68]. Значај заморних оштећења, чак и ако су на доњој граници ове процене, је очигледан, посебно када се зна да велики број оваквих оштећења доводи до катастрофалних хаварија. Због тога се проучавању заморних ломова и услова у којима долази до појаве и раста заморних прслина посвећују обимна истраживања.

Примери промењљивог оптерећења су конвоји на мостовима, дејство ветра на витке конструкције, таласи на морским платформама, оптерећење кранова. Неколико тешких хаварија мостовних конструкција који су настали деловањем промењљивог оптерећења у САД, приказано је на сл. 3.21. [69]

Слика 3.21. Хаварије мостова услед деловања промењљивог оптерећења у САД

Откази који се јављају због замора материјала су по природи крти чак и код изразито дуктилних метала. Процес се одвија иницијацијом и ширењем прслине, а површина лома је окомита на смер примењеног оптерећења. Експериментална испитивања замора, које је на осовинама железничких вагона започео Велер средином 19. века, су била и остала основа за проучавање понашања материјала при дејству промењљивог оптерећења.

Велер је уочио зависност напона при заморном лому и одговарајућег броја циклуса оптерећења, која се исказује у виду тзв. "**Велерове криве**". Данас се таква крива дефинише као ***S-N*** крива, где је ***S*** просечни напон, а ***N*** број циклуса [70]. Велер је утврдио да је при промењљивом оптерећењу амплитуда напона S_a (разлика горњег напона S_g и доњег напона S_d у циклусу) важан, ако не и најважнији параметар динамичког оптерећења конструкције, сл. 3.22. [70]. Уместо између два константна напона, наизменично оптерећење може осцилирати и између две константне деформације, горње, ε_g и доње, ε_d. У том случају се на сличан начин дефинишу амплитуда деформације ε_a и средња деформација ε_m.



Слика 3.22. Шема промењивог оптерећења

а) Неравномерно наизменично оптерећење;

б) Оптерећење са константном амплитудом

После радова **Velera**, бројни истраживачи уложили су значајне напоре у експериментално испитивање различитих параметара који условљавају заморно понашање материјала. До данас је део тих испитивања ушао у оквир постојећих стандарда. Ипак, због сложене и међузависне природе утицајних фактора, ови стандарди представљају тек полазну основу за даља и детаљнија истраживања. Испитивања променљивим оптерећењем услед чега долази до замора материјала може се генерално поделити у две групе, и то:

- Испитивање високоцикличним променљивим оптерећењем;
- Испитивање нискоцикличним променљивим оптерећењем.

Високоцикличним променљивим оптерећењем се по правилу одређује трајна динамичка чврстоћа испитивањем глатких епрувета. Појам "трајна динамичка чврстоћа" дефинише максимални напон при коме неће доћи до појаве прслине код глатких конструкцијских облика. Обично се трајна динамичка чврстоћа дефинише при 10^7 циклуса, када су у питању челици, и одређује се за основни метал (***OM***). Када су у питању заварени спојеви (***ZS***), односно када су у питању уопште заварене челичне конструкције, одређује се "динамичка чврстоћа" при одређеном броју циклуса, која за заварене спојеве (***ZS***) износи $2x10^6$ циклуса. Број циклуса од $2x10^6$ за одређивање динамичке чврстоће код заварених спојева је уобичајен број циклуса који користе пројектанти код пројектовања заварених челичних конструкција.

Важно је напоменути да се испитивања у циљу одређивања параметара високоцикличног променљивог оптерећења у највећем броју случајева реализују испитивањем глатких епрувета. Међутим, данас се све већи број заварених спојева и заварених конструкцијских елемената и целих конструкција испитује без претходне обраде заварених спојева, односно испитују се реални заварени спојеви са реалном конструкцијом и геометријом (без машинске обраде лица и корена завареног споја).

Параметари нискоцикличног замора се одређују испитивањем глатких епрувета нискоцикличним променљивим оптерећењем. Акумулација оштећења у виду образовања и раста микропрслина представља прву фазу разарања која се завршава када се спајањем микропрслина образују прслине. Прслине образоване при броју цилкуса $N<10^4$ (10^5) резултат су нискоцикличног замора. Испитивања у циљу одређивања параметара нискоцикличног променљивог оптерећења се искључиво раде на глатким епруветама, из простог разлога јер се ова испитивања раде у контроли деформације.

Код савремених конструкција срећу се оба типа замора материјала. Високоциклични замор је типичан за опрему код које се функција остварује уз обртно кретање или вибрације високе учесталости (моторна возила, авиони, бродови, компресори, турбине, пумпе, генератори, мостови, кранови). Нискоциклични замор је типичан за реакторе, посуде и цевоводе под притиском изложене подизању притиска у виду пуњења или изложене смањењу притиска у виду пражњења.

3.2.1. Високоциклично променљиво оптерећење (Високоциклични замор)

Делови конструкција и машина су изложени у раду најчешће неравномерном наизменичном оптерећењу, сл. 3.22а. Често је оптерећење периодично, као што је приказано на слици 3.22б. За одређивање века тако оптерећеног дела потребно је да напони, који се задају при испитивању, имају исти ток промена као и у експлоатацији. За поређење различитих материјала с обзиром на њихове особине при замору, као и за основна истраживања при периодичном оптерећењу, обично се користи упрошћен начин равномерног оптерећивања. Амплитуда напона S_a дефинисана је са:

$$S_a = \frac{S_g - S_d}{2} \tag{3.30.}$$

а средњи напон S_m са:

$$S_m = \frac{S_g + S_d}{2} \tag{3.31.}$$

Уводи се и појам односа напона у облику:

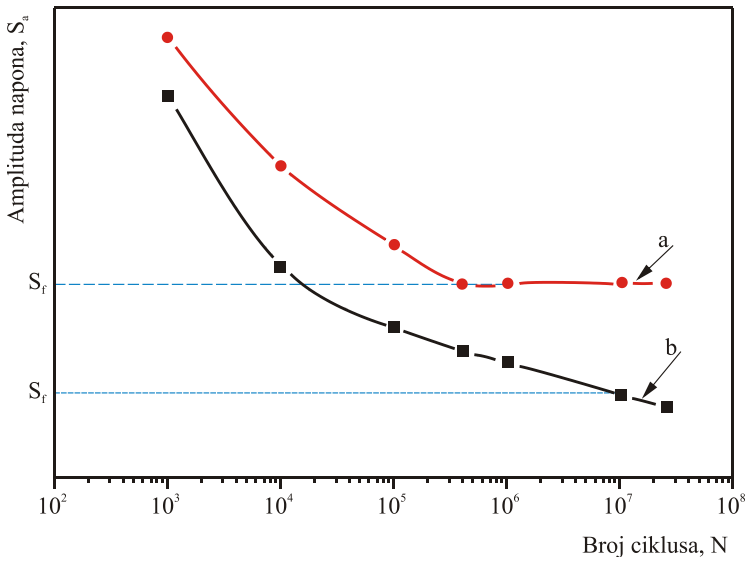
$$R = \frac{S_d}{S_g} \tag{3.32.}$$

С обзиром на величине S_m и S_a, односно S_g и S_d, дефинишу се различита карактеристична променљива оптерећења:

- $S_g > 0$, $S_d \geq 0$: једносмерно променљиво затезање;
- $S_g > 0$, $S_d < 0$: наизменично променљиви аксијални напон;
- $S_g < 0$, $S_d < 0$: једносмерни променљиви притисак.

Посебни случај наизменичног оптерећења са $S_m = 0$ назива се чисто наизменично оптерећење.

Резултати испитивања уносе се у координатни систем на коме су, као ординате, нанете амплитуде напона, уз назначење средњег напона, а као апсцисе одговарајући бројеви циклуса до лома. На основу испитивања уносе се тачке и спајају се у континуалну криву, сл. 3.23, која прво стрмо пада, а затим постепено прелази у хоризонталну праву. Овако добијен дијаграм назива се дијаграм замарања или Велерова крива (S-N крива [70]). Напон који одговара хоризонталном делу Велерове криве представља вредност трајне динамичке чврстоће. Према томе, динамичка чврстоћа S_f може се исказати као напон састављен од збира средњег напона S_m и највеће амплитуде напона S_a који епрувета може да издржи без лома и при неограниченом броју циклуса.



Слика 3.23. Карактеристични облици *S-N* криве
a) Трајна динамичка чврстоћа S_f
b) Динамичка чврстоћа S_f за одређени број циклуса

Динамичка чврстоћа при $S_m \neq 0$ има облик:

$$S_f = S_m + S_a \tag{3.33.}$$

Испитивање промењљивим оптерећењем може се извести, уместо до граничног броја циклуса, до неког одређеног броја циклуса. На тај начин може се одредити динамичка чврстоћа за ***N*** циклуса која се зове и временска чврстоћа. Динамичку чврстоћу за N циклуса треба схватити као напон састављен од збира средњег напона S_m и највеће амплитуде напона S_a који материјал може да издржи само за одређени број циклуса, односно само одређено време. По истеку тог времена, односно броја циклуса треба рачунати са ломом. Динамичка чврстоћа за ***N*** циклуса већа је од трајне динамичке чврстоће, и од значаја је ако за време процењеног века трајања неке машине поједини делови треба да издрже само ограничени број промена оптерећења [71].

Резултати испитивања на замор показују често расипања, већа него код осталих механичких испитивања метала, па је зато, у циљу добијања што поузданијих података, потребно испитати велики број епрувета и резултате интерпретирати статистички.

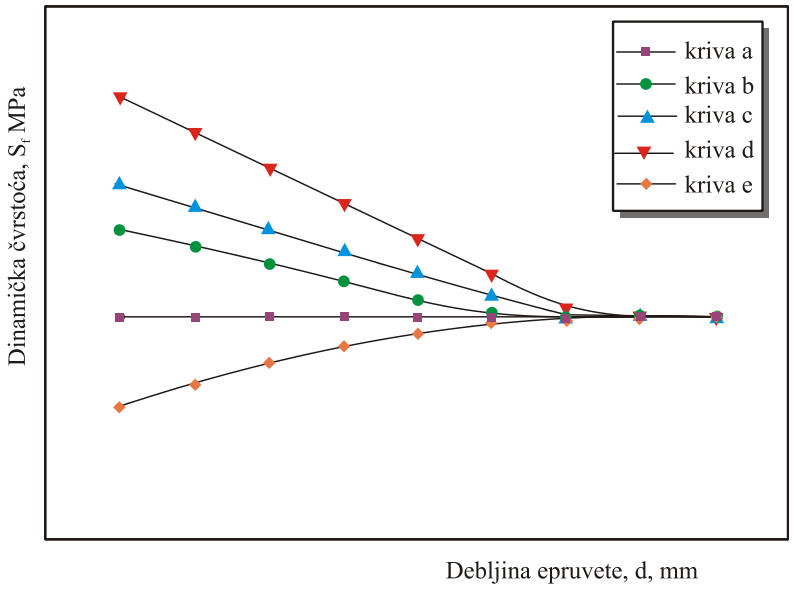
3.2.2. Фактори који утичу на динамичку чврстоћу

Понашање материјала при деловању променљивог оптерећења није лако оценити. Показало се, наиме, да динамичка чврстоћа зависи од читавог низа утицајних величина [64]. То се пре свега односи на услове израде и прераде, димензије узорака, врсте напрезања, квалитета и стања површине, фреквенције оптерећења, температуре испитивања, корозије, краткотрајних преоптерећења, као и концентрације напона изазване утицајем зареза.

На динамичку чврстоћу металног материјала у великој мери утичу унутрашње грешке у материјалу, па динамичка чврстоћа зависи од поступка добијања материјала, бар у мери у којој се овим поступком утиче на чистоћу структуре. Поступци термичке обраде, којима се статичке особине чврстоће могу мењати у широким границама, од утицаја су и на вредности динамичке чврстоће. Тако се, нпр. каљењем челика, поред затезне чврстоће, повећава и динамичка чврстоћа. Међутим, при високим вредностима тврдоће, нечистоће у структури неповољније делују на динамичку чврстоћу него на затезну чврстоћу[64].

Подаци о динамичкој чврстоћи, који се за поједине материјале налазе у литератури, добијени су испитивањем епрувета релативно малих димензија (пречника). Међутим, динамичка чврстоћа машинских елемената већих димензија или попречног пресека различитог од кружног, ни у ком случају не достиже вредности које се добијају на епруветама. Утицај величине може се посматрати са технолошког и геометријског гледишта.

Под технолошким утицајем величине подразумевају се разлике у динамичкој чврстоћи које настају као последица геометријског утицаја величине, али које у себи садрже и све утицаје израде. Овако посматрано динамичка чврстоћа осетно ће зависити од величине епрувете. Под геометријским утицајем величине подразумевају се разлике у динамичкој чврстоћи, које настају само због утицаја величине, тј. при одсуству свих других могућих утицаја. Утицај дебљине епрувете у зависности од различитих фактора је шематски приказан на сл. 3.24.[64]



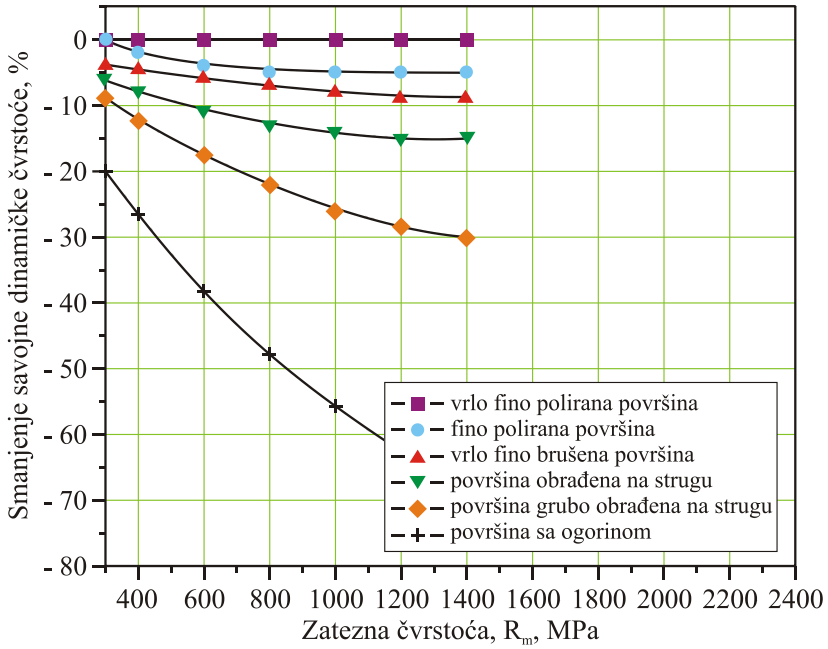
Слика 3.24. Утицај дебљине епрувете на динамичку чврстоћу

Код идеално еластичног материјала динамичка чврстоћа не зависи од дебљине епрувете, (сл. 3.24, крива ***a***). Технички материјал, међутим, није хомоген, па се утицај дебљине исказује и код фино обрађених електролитички полираних епрувета (крива ***b***). Крива ***c*** представља утицај дебљине при уобичајеној обради епрувета. Највећи утицај на динамичку чврстоћу настаће ако се геометријски утицај сабере са утицајима условљеним израдом (крива ***d***). При дејству корозије, динамичка чврстоћа дебљих епрувета може бити већа него код тањих епрувета (крива ***e***).

Утицај врсте напрезања је изузетно важан за вредност динамичке чврстоће материјала. При напрезању затезањем или савијањем, од три главна напона, која могу деловати у неком оптерећеном телу, два су једнака нули. Да би се напонско стање у овом случају једнозначно дефинисало, довољно је познавати само напон у правцу осе затезања, односно савијања. У пракси, међутим, често делују сложена напонска стања па је потребно познавати сва три главна напона како би могло да се процени њихово укупно дејство на особине чврстоће. Тако је код кртих материјала за опасност од заморног лома одлучујући највећи затезни напон. Према томе, динамичка чврстоћа при једноосном и вишеосном напонском стању практично се неће разликовати. Код материјала, који су склони пластичним деформацијама, напон течења је од пресудног утицаја на динамичку чврстоћу. Напонска стања која делују тако да спречавају течење, повећавају динамичку чврстоћу, и обрнуто [64].

Код металних делова, поломљених услед замора, у већини случајева може се констатовати да прелом почиње од површине. Са једне стране, на површини настају највећи напони при напрезању затезањем делова са зарезом, а с друге, површина је ослабљена траговима обраде који, као ситни зарези, изазивају концетрацију напона, затим често површинским разугљеничењем, корозијом и другим утицајима. Када се узму у обзир још и сопствени површински напони, разумљиво је да је утицај површине на динамичку чврстоћу врло значајан.

Утицај квалитета површине на вредности савојне динамичке чврстоће у зависности од затезне чврстоће, исказано у процентима, у односу на врло фину обрађену површину, приказано је на сл. 3.25. [64]. Нарочито је значајан утицај храпавости коре код ливених материјала.

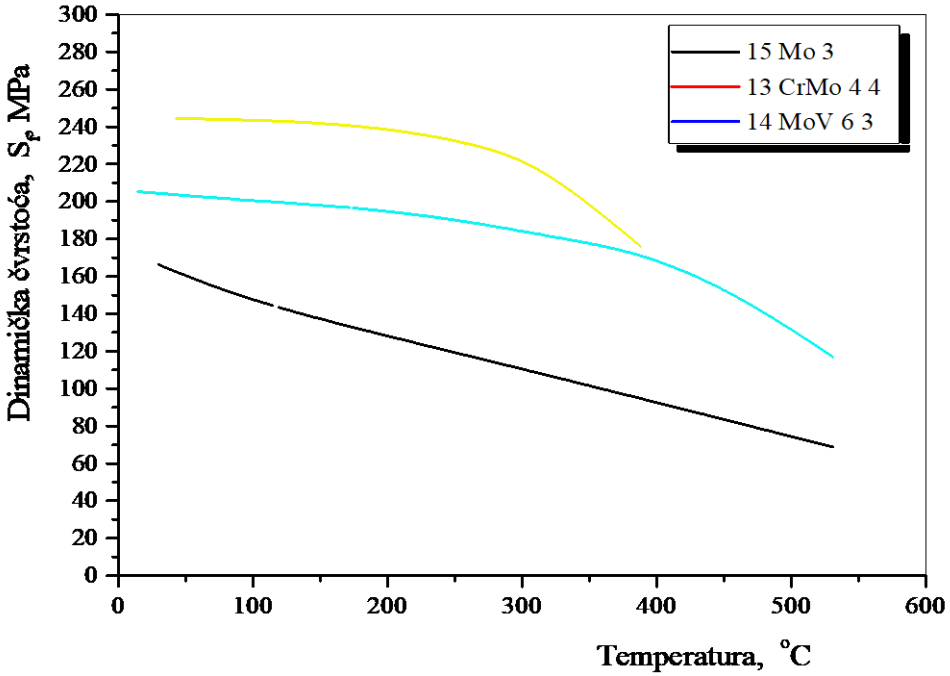


Слика 3.25. Смањење савојне динамичке чврстоће у зависности од затезне чврстоће и квалитета обраде површине

Утицај фреквенце је могао да се оцени тек после увођења резонантних и високофреквентних машина за испитивање променљивим оптерећењем (пулзатори). Наиме, код уређаја са механичким и хидрауличним погоном фреквенција се креће између 3 и 50Hz и, у тим границама, практично не утиче на динамичку чврстоћу. При вишим фреквенцама које се код високофреквентних пулзатора крећу и до 300Hz, температура епрувете се мало повећава, што потпомаже очвршћавању, па се стога динамичка чврстоћа нешто повећава[64].

У подручју временски ограничене чврстоће, тј. динамичке чврстоће за N циклуса, нарочито при вишим фреквенцама, температура услед пригушивања толико порасте да се епрувета може и ужарити. Стога се динамичка чврстоћа за N циклуса код материјала са високим декрементом пригушивања не испитује на високофреквентним пулзаторима, а и при уобичајеним фреквенцама потребно је обезбедити хлађење епрувета.

Слично промени затезне чврстоће и динамичка чврстоћа опада са повишењем температуре, а расте са њеним снижавањем. Код легираних челика предвиђених за рад на повишеним температурама са порастом температуре до око 450°C опада скоро линеарно и доста благо. Тек са даљим порастом температуре настаје знатније смањење динамичке чврстоће, сл. 3.26.[64].



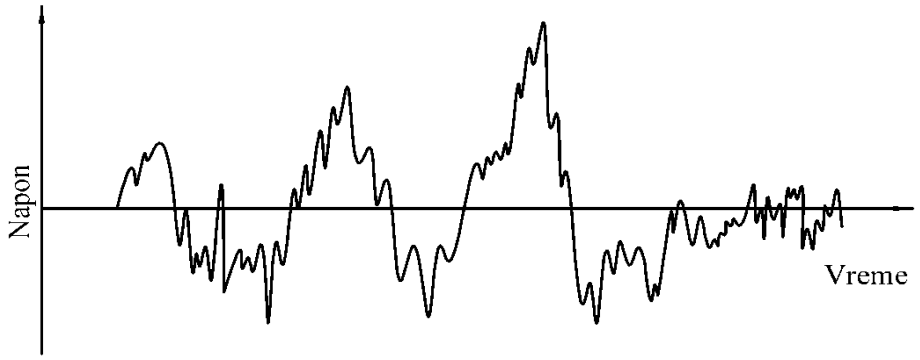
Слика 3.26. Промена вредности динамичке чврстоће челика за рад на повишеним температурама у зависности од температуре ($N = 40 \cdot 10^6$ циклуса)

Динамичка чврстоћа на повишеним температурама одређује се по Велеровом поступку на исти начин као и на собној температури. Међутим, при вишим температурама и при већим средњим напонима може настати трајно деформисање материјала (пузање), које се мора узети у обзир при одређивању граничних напона које материјал може трајно да подноси. Са снижењем температуре динамичка чврстоћа расте. При сниженим температурама, које у пракси најчешће настају, тј. до око -40°C, повећање динамичке чврстоће није велико.

На металним површинама које долазе у додир са водом, нарочито са морском водом, као резултат корозије образује се танка превлака која спречава додир метала са ваздухом, те тако штити метал од даљег разарања. При променљивим оптерећењима, ова превлака, која је најчешће крта, прска и отпада па се процес корозије неометано одвија. Стога динамичка чврстоћа при дејству корозије осетно опада и код оних материјала који у неоптерећеном стању или при статичком оптерећењу показују добру антикорозиону отпорност [64].

Услед дејства корозије, на површини метала настају удубљења која делују као оштри зарези, те су подесна места за почетак заморног лома, услед чега се динамичка чврстоћа смањује. Смањење динамичке чврстоће зависи од степена корозионог оштећења. Поред других фактора, на степен оштећења утиче састав течности која изазива корозију (кишница, морска вода и др.), а такође и време трајања процеса корозије. Утицај корозије на динамичку чврстоћу најчешће се испитује директно, односно епрувете су у току испитивања променљивим оптерећењем изложене дејству корозије.

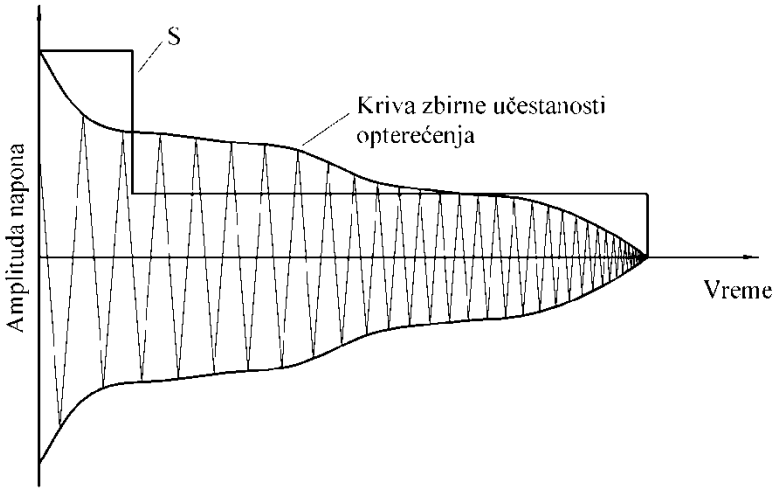
Делови машина и конструкција често су у току експлоатације изложени и променљивим оптерећењима различите амплитуде напона, а понекад и краткотрајним преоптерећењима. Код жилавих материјала преоптерећење изнад напона течења има за последицу хладно ојачавање и тиме повећање динамичке чврстоће. Разуме се да је број таквих преоптерећења ограничен (испод 1000) како динамичком издржљивошћу материјала тако и димензионалном постојаношћу, јер услед пластичног деформисања могу настати додатни напони који врло брзо могу довести до лома. Делови возила изложени су у току експлоатације напонима различитих амплитуда, са повременим високим преоптерећењима, због утицаја кривина и неравнина на путу, сл. 3.27.[64].



Слика 3.27. Промена амплитуде напона у току експлоатације код делова возила због утицаја неравнина на путу

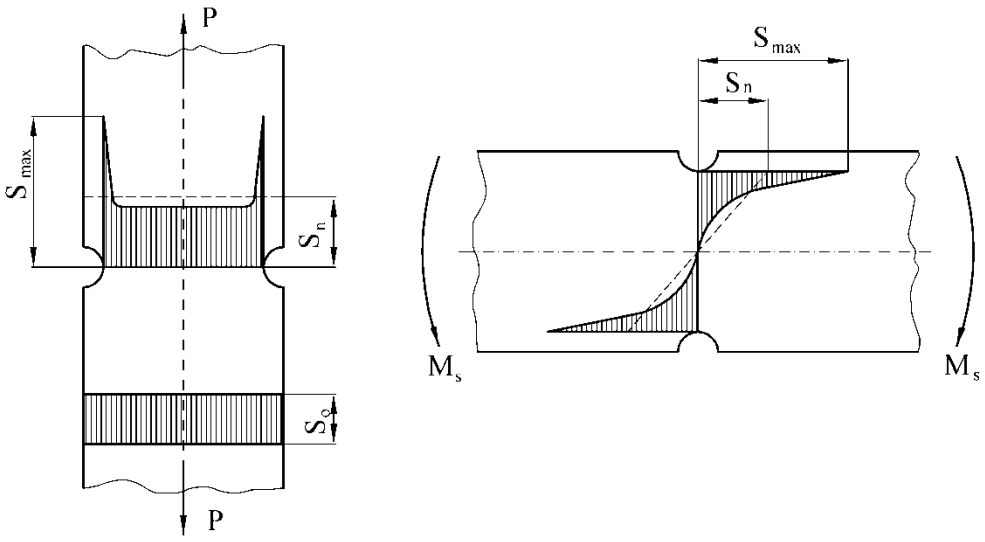
Мада овакав ток оптерећења изгледа потпуно неправилан, ипак се могу извући извесне статистичке законитости, уколико се број и висина оптерећења довољно дуго посматрају, односно региструју помоћу подесних мерних уређаја. Као резултат таквих мерења, може се нацртати крива збирне учестаности оптерећења која показује трајање појединих амплитуда напона различите величине, слика 3.28.

Оптерећења са овако различитим амплитудама напона у току времена је тешко остварити на машини за испитивање. Зато се крива збирне учестаности замењује степенастом кривом (крива ***S*** на слици 3.28 [64]), са два или више степена. Разумљиво је да оваква испитивања имају смисла само ако је амплитуда напона бар у једном степену већа од динамичке чврстоће. Како оваква испитивања имају за циљ да се установи број циклуса до лома, то није свеједно којим ће редоследом деловати појединци степени оптерећења.



Слика 3.28. Крива збирне учестаности оптерећења

Димензионисање делова машина и конструкција мора бити тако изведено да напони који делују у експлоатацији буду стално и на свим местима мањи од дозвољеног напона за одговарајућу врсту оптерећења и за одговарајући материјал. Дисконтинуитети пресека делују као зарези, тј. изазивају неравномерну расподелу напона. Као пример за утицај зареза на расподелу напона, на сл. 3.29 [64] приказана је пљосната епрувета са зарезима на две наспрамне стране. У попречном пресеку на месту зареза, као и у суседним попречним пресецима, напон при затезању неће бити равномеран, а при савијању смањење напона од корена зареза према неутралној оси неће бити линеарно.



Слика 3.29. Расподела напона у равној епрувети са зарезима, оптерећеној затезањем, односно савијањем

Највећи напон S_{max}, биће у корену зареза. Он је већи од тзв. основног напона (S_o) који делује у пресецима удаљеним од зареза, а исто тако је већи и од номиналног напона S_n. Номинални напон представља средњу вредност неравномерно расподељеног напона, а израчунава се из односа силе F и површине попречног пресека ослабљене зарезима. Однос највећег напона и номиналног напона зависи од спољњег облика зареза и назива се фактор облика α_k:

$$\alpha_k = \frac{S_{max}}{S_n} \tag{3.34.}$$

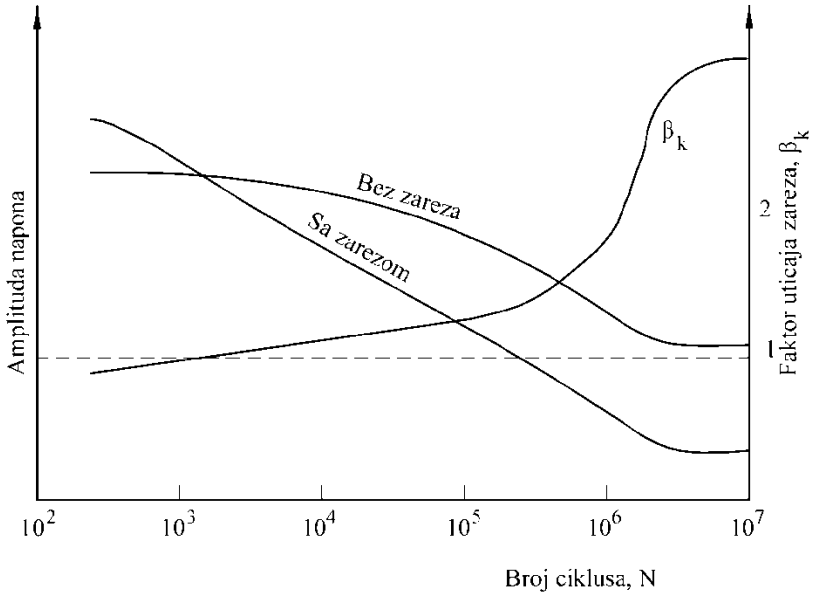
Фактор облика показује према томе, колико је пута S_{max} веће од S_n, односно колико се S_n увећа услед дејства зареза.

Утицај зареза на напонско стање при променљивом оптерећењу разликује се од утицаја зареза који важи за подручје еластичних деформација, иако су при променљивом оптерећењу деформације до напона који одговара динамичкој чврстоћи углавном еластичне. Показало се наиме, да максимални напон, који настаје на епрувети са зарезом, може бити већи од динамичке чврстоће епрувете без зареза, а да ипак због тога не настане лом. Однос напона који настају у епрувети без зареза и у епрувети са зарезом и однос њихових динамичких чврстоћа нису реципрочни. Зато се за приказ напонског стања при променљивом оптерећењу не може употребити фактор облика α_k. Као показатељ утицаја зареза на динамичку чврстоћу користи се фактор утицаја зареза:

$$\beta_k = \frac{S_f}{S_{fz}} \tag{3.35.}$$

где је S_f динамичка чврстоћа епрувете без зареза, а S_{fz} динамичка чврстоћа епрувете са зарезом. Величина овог фактора зависи не само од облика зареза, већ и од врсте материјала, висине амплитуде напона, као и од средњег напона.

При промењљивом оптерећењу настају мале пластичне деформације, чији је удео у укупној деформацији утолико већи, уколико напони леже више изнад динамичке чврстоће. Услед пластичног деформисања највећи локални напон се нешто смањује, а подручје ниских напона нешто више еластично оптерећује. Стога је разумљиво да фактор утицаја зареза зависи од величине оптерећења и да је у подручју временски ограничене чврстоће (динамичка чврстоћа за N циклуса) мањи него при напону једнаком динамичкој чврстоћи, сл. 3.30 [64].



Слика 3.30. Зависност фактора утицаја зареза од висине напона

Фактор утицаја зареза β_k зависи од збирног дејства три главна утицајна фактора:

- материјала,
- облика, и
- димензија.

Заједнички утицај ових фактора може се тачно одредити једино испитивањем делова конструкција. Иако су ова испитивања скупа, све чешће се примењују, нарочито када се ради о одговорнијим и сложенијим елементима.

3.2.3. Нискоциклично промењљиво оптерећење (Нискоциклични замор)

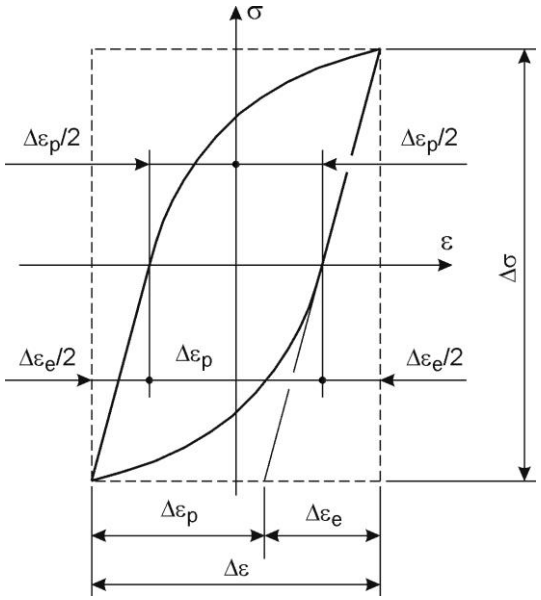
Када вредности промењљивог оптерећења прелазе напон течења материјала у ширем подручју, односно када су деформације нееластичне, развој оштећења, његово значајно проширење и на крају коначни лом наступају већ након релативно ниског броја циклуса оптерећења, ***N***. У том случају реч је о *нискоцикличном замору материјала* [20].

Нискоциклични замор материјала карактерише постојање макроскопске цикличне пластичне деформације, исказане петљом хистерезиса. Пластична деформација при промењљивом оптерећењу код нискоцикличног замора постаје значајан утицајни фактор. На том нивоу оптерећења број промена, довољан да проузрокује лом је мали, од стотинак промена до највише сто хиљада [20,21]. Битна карактеристика нискоцикличног замора се одвија у ограниченом броју циклуса, која зависи од чврстоће и пластичности материјала. За конструкционе пластичне челике је број промена ограничен на око $5x10^4$ циклуса. Ови подаци се односе на аксијално оптерећене глатке епрувете изложене циклусима константног напона или константне деформације [16-73].

Понашање материјала при нискоцикличном замору материјала се одређује експериментално помоћу глатких епрувета при константној амплитуди. Међу подацима о испитивању и резултатима се захтевају опис епрувете и опреме, околина у којој је обављено испитивање, услови и поступак испитивања (фреквенција, облик опреме и начин задавања оптерећења, минимална и максимална деформација), напон и деформација у току процеса (почетна вредност напона и деформација и вредност опсега пластичних деформација, дијаграми), број циклуса до лома и усвојена дефиниција лома. Најважнији показатељ нискоцикличног замора материјала је укупна величина цикличне пластичне деформације на основу које је могуће формулисати емпиријске зависности промењљивог напона, укупне деформације и заморног века материјала [22-74].

Напонско-деформациони одзив при нискоцикличном замору облика је идеализоване хистерезисне петље [44-72] приказане на сл. 3.31. Распон деформација $\Delta\varepsilon$ одговара укупној

ширини петље, а распон напона Δσ одговара њеној укупној висини. Амплитуда напона једнака је полураспону напона.



Слика 3.31. Идеализована хистерезисна петља

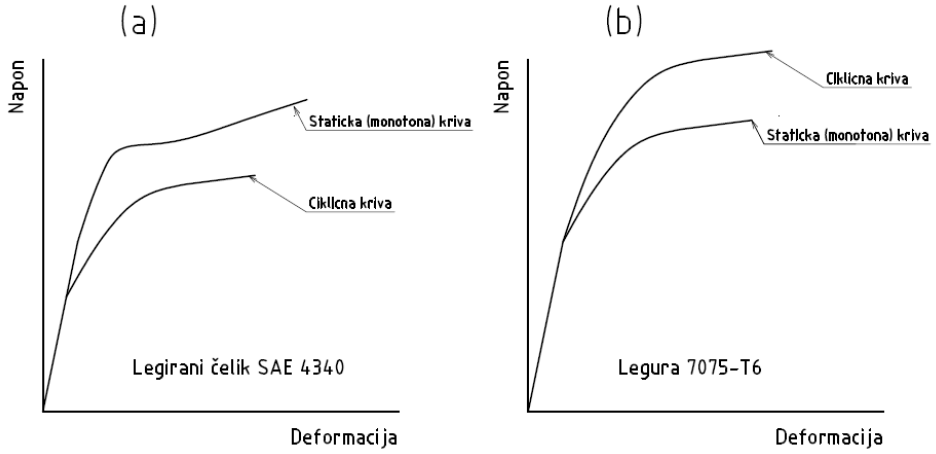
Распон деформација или укупна деформација $\Delta\varepsilon$ једнака је збиру укупне еластичне, $\Delta\varepsilon_e$ и укупне пластичне деформације, $\Delta\varepsilon_p$. Увођењем амплитуда деформација изражених преко одговарајућих полураспона долази се до једначине:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2}=\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}+\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \qquad (3.36.)$$

У случају оцене отпорности конструкције при замору материјала монотона напонско-деформациона крива се замењује кривом хистерезиса, која дефинише опсеге напона, $\Delta\sigma$ и деформације, $\Delta\varepsilon$. Тачније, фамилија стабилизованих хистерезних петљи за разне опсеге деформација се користи за дефиницију цикличне напонско-деформационе криве за дати материјал. Површина у петљи хистерезиса представља енергију по јединици запремине, расуту по циклусу највећим делом у облику топлоте. Важно је споменути да променљиво оптерећење мења својства материјала, која се односе на зависност напона и деформација. Због тога је потребно детаљно проучити који се све утицаји исказују при променљивом оптерећењу [45,46-75,76].

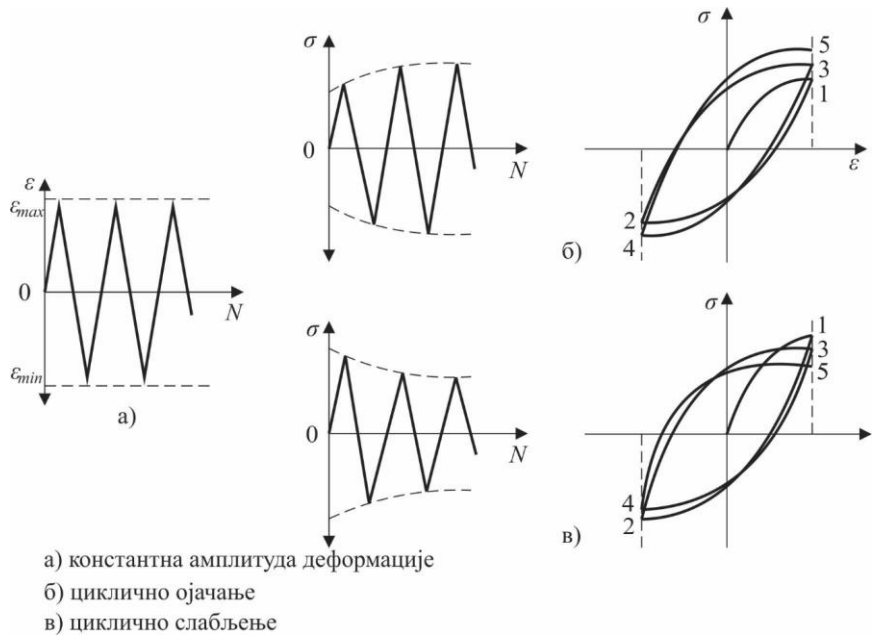
Величина петље хистерезиса зависи од опсега деформације, $\Delta\varepsilon$ и опсега напона, $\Delta\sigma$. Ојачавање или слабљење при променљивом оптерећењу се исказују мерењем $\Delta\sigma$ при константној амплитуди деформације и бројем остварених циклуса [47-77]. Циклично слабљење се јавља, када је циклична крива испод монотоне односно статичке (***a***), док се циклично ојачавање јавља ако је изнад ње (***b***), сл. 3.32. [22-74]. Разлика између ове две криве

варира, некад је мала, а некад значајна, што указује на различито деловање замора. У радовима [48-50, 78-80] је дато поређење монотоне и циклично напоско-деформационе криве у виду одређивања слабљења или ојачавања материјала.



Слика 3.32. Цикличне и монотоне (статичке) напонско-деформационе криве за различите материјале

Аналогно претходној слици, на сл. 3.33. [44-72] се може пратити начин на који материјал постиже своја коначна својства при пластичном понашању. Промена напона са временом показује његово повећање при ојачавању и његово смањење при слабљењу што јасно говори да при константном опсегу напона циклично ојачавање условљава смањење деформација, а циклично слабљење доводи до њиховог повећавања [16-73].



Слика 3.33. Шематски приказ цикличног ојачавања (а), и цикличног слабљења материјала (б)

Теоријска анализа разноликог понашања материјала изложених малоциклусном замарању заснована је на следећим претпоставкама [44-72]:

- Отвореност петље хистерезе је мала и занемарује се,
- Пластичне деформације не мењају еластичне константе материјала,
- Део циклуса $N = 0{,}25$ до тачке 1 на сл. 3.33 занемарује се, и
- Промене средњих вредности напона и деформација су такође мале и занемарују се.

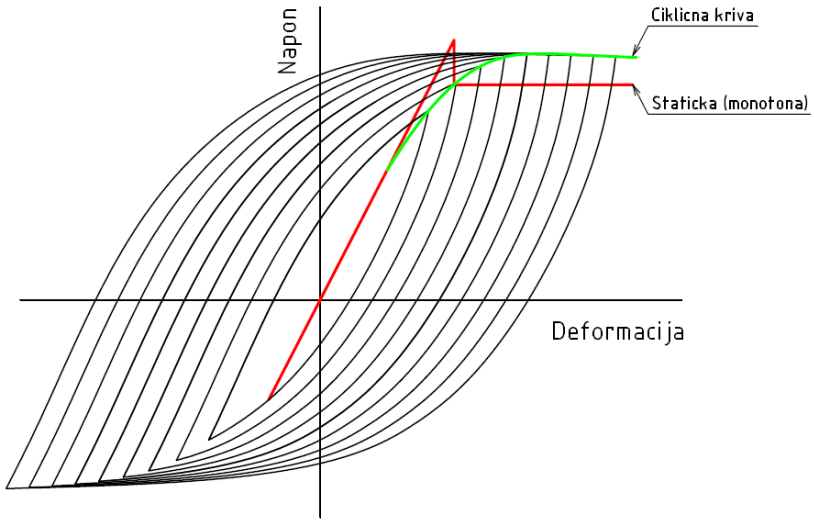
Дакле, колико је за радну способност у условима високоцикличног замора, када претежно постоје само еластичне деформације, од значаја била висока динамичка чврстоћа, код нискоцикличног замора ту улогу игра висока циклична пластичност материјала [20]. Стога, у оквиру испитивања понашања при нискоцикличном замору, постиже се стабилизовано стање у виду ***стабилизоване хистерезе***, која је представник свих хистереза. Помоћу стабилизоване хистерезе се даље одређују сви потребни параметри за дефинисање понашања материјала при променљивом оптерећењу. Стабилизована хистереза за циклус, N_s, у области стабилизације, се одређује као половина ***броја циклуса до иницирања прслине***, N_f [20,21].

Такође у теоријској анализи нискоцикличног замора за број циклуса до иницирања прслине, N_f може се наћи другачији назив као што је ***број циклуса до појаве заморне прслине*** односно век трајања без постојања заморне прслине [20,21]. У циљу дефинисања и описивања процеса нискоцикличног замора потребно је одредити:

- линеаризовану степену функцију амплитуда напона-амплитуда пластичне деформације,
- циклично напонско-деформациону криву, и
- еластичну и пластичну компоненту криве деформација-век и после криву деформација-век.

Једна од најбитнијих кривих за описивање понашања материјала при нискоцикличном оптерећењу је ***циклична напонско-деформациона крива***. За разлику од ***монотоне напонско-деформационе криве***, која се користи у прорачунима статичке чврстоће, циклична напонско-деформациона крива се користи у прорачунима заморне чврстоће и управо се ове две криве на крају прорачуна пореде због оцене понашања материјала [21].

Дефинисање и добијање цикличне напонско-деформационе криве је помоћу фамилије стабилизованих хистерезисних петљи односно њиховим спајањем при замарајућем оптерећењу, константним опсегом деформација различите вредности на епруветама једне серије, сл. 3.34 [20,21,81].

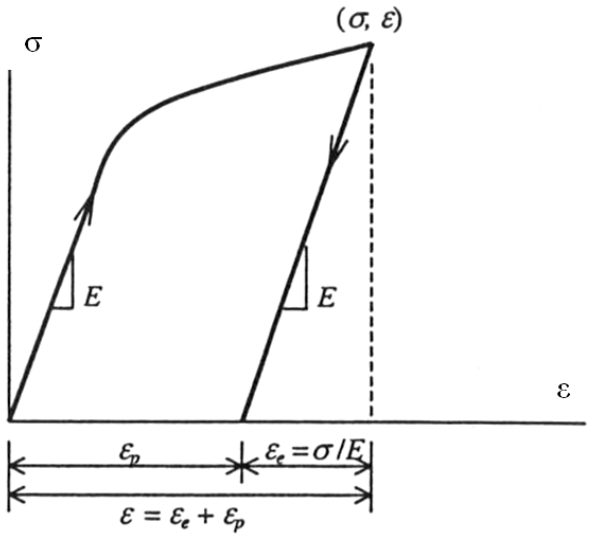


Слика 3.34. Циклична напонско-деформациона крива и петља хистерезиса

Циклична напонско-деформациона крива представља зависност амплитуде напона $\Delta\sigma/2$ од амплитуде укупне деформације $\Delta\varepsilon/2$. За дефинисање ове криве користе се експериментално одређене стабилизоване хистерезе. Амплитуда укупне деформације $\Delta\varepsilon/2$, према једн. 3.36. једнака је збиру еластичне $\Delta\varepsilon_e/2$ и пластичне компоненте $\Delta\varepsilon_p/2$. Еластична компонента се применом ***Hukovog*** закона може изразити у облику [35]

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} \tag{3.37.}$$

где је: E модул еластичности одређен из стабилизоване хистерезе, сл. 3.35. [20,81].



Слика 3.35. Одређивање модула еластичности из стабилизоване хистерезе помоћу Hukovog закона

Веза између амплитуде напона $\Delta\sigma/2$ и амплитуде пластичне деформације $\Delta\varepsilon_p/2$ дефинисана је степеном функцијом [20,21,72,81]

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K'\left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\right)^{n'} \tag{3.38.}$$

из које се инверзијом добија израз

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{3.39.}$$

gde su:

K' – Коефицијент цикличне чврстоће и

n' – Експонент цикличног деформационог ојачавања.

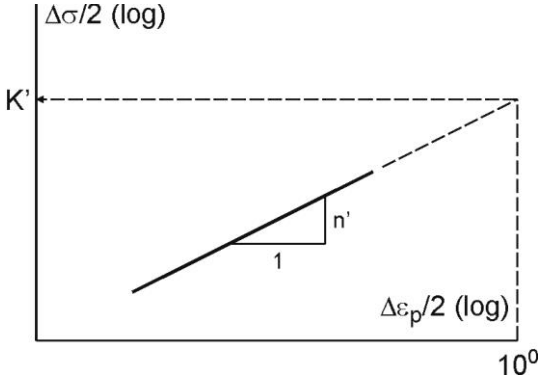
Вредности цикличног експонента n' се код метала налазе између 0,05 и 0,25 при чему вредности изнад 0,15 одговарају ојачавању, а испод 0,15 слабљењу материјала. Ово је само оријентационо предвиђање, а у сваком случају код нискоцикличног замора су неопходни експериментални резултати [21,72,81].

Степена функција амплитуда напона - амплитуда пластичне деформације, 3.38, у лог-лог координатном систему се линеаризује, односно трансформише у једначину праве облика

y=kx+n која се назива ***степена функција амплитуда напона-амплитуда пластичне деформације*** [72]:

$$\log\frac{\Delta\sigma}{2} = n' \log\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} + \log K' \tag{3.40.}$$

у чијем се експериментално одређеном облику уочава вредност експонента цикличног деформационог ојачавања ***n'*** док се до коефицијента цикличне чврстоће ***K'*** долази инверзијом. Линеаризована степена функција амплитуда напона – амплитуда пластичне деформације са илустрованим значењем ***n'*** и ***K'***, је дата на сл. 3.36. [72,81].



Слика 3.36. Линеарна степена функција амплитуда напона-амплитуда пластичне деформације

Израчунавањем вредности експонента, ***n'*** и коефицијента, ***K'***, добија се једначина цикличне напонско-деформационе криве сабирањем израза 3.37 и 3.39 а на основу 3.36, и представља ***Ramberg-Osgood релацију*** [72,81]:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{\frac{1}{n'}}. \tag{3.41.}$$

Према приближно тачној хипотези ***Masing-a*** [21,72], множењем са 2 обеју страна цикличне напонско-деформационе криве, једн. 3.41, добија се једначина криве стабилизованих хистереза (***Masing-ова крива***) у $\Delta\varepsilon$ - $\Delta\sigma$ систему:

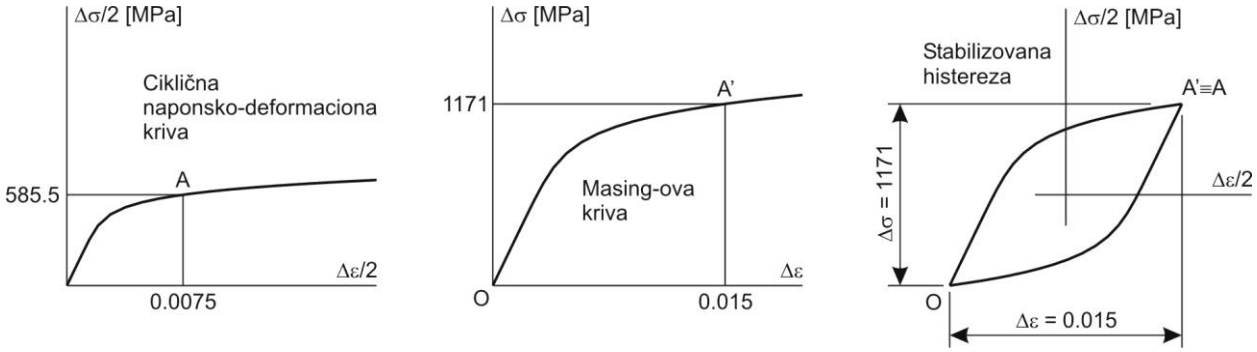
$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2\left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{3.42.}$$

Са овом кривом могуће је моделирати гране стабилизваних хистереза којима се дефинише напонско-деформациони одзив у критичној тачки конкретног машинског дела изложеног малоциклусном замарању. Ово има оправдања из тог разлога што ће се по овом

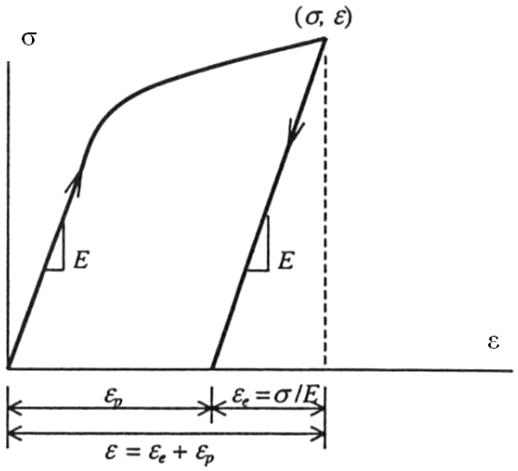
приближном поступку обрађивати хистерезе и радних и критичних стања што неће битно утицати на оцену радне способности.

Примера ради, на сл. 3.37 [72] приказане су: циклична напонско-деформациона крива, ***Masing-ова крива*** и један пример моделиране стабилизоване хистерезе за случај излагања материјала симетричном затезању и притиску. Моделирање стабилизоване хистерезе извршено је удвостручавањем координата тачке ***A*** на цикличној напонско-деформационој кривој и на тај начин добијена је одговарајућа тачка ***A'*** на ***Masing -овој кривој***. Део ***Masing -ове криве OA'*** идентичан је гранама стабилозоване хистерезе.

Разлика између прорачуна за добијање цикличне напонско-деформационе криве и монотоне напонско-деформационе криве је у начину одређивања цикличних односно монотоних карактеристика материјала. Наиме, код цикличне криве се користе подаци добијени из стабилизоване хистерезе док код монотоне криве се користе подаци добијени из прве четвртине првог циклуса, сл. 3.38. [20,81,82].



Слика 3.37. Циклична напонско-деформацона крива *Masing -ova крива* и један пример моделиране стабилизоване хистерезе



Слика 3.38. Прва четвртина дијаграма циклуса *N = 1*

Као и код цикличне криве, за конструисање монотоне напонско-деформационе криве употребљена је ***Ramberg-Osgood релација*** за 1/4 првог циклуса [72,82]:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{3.43.}$$

где су [72]:

K – Коефицијент монотоне чврстоће и

n – Експонент монотоног деформационог ојачавања.

Експонент, ***n*** и коефицијент, ***K*** су добијени конструисањем линеаризоване степене функције напон-пластична деформација, која је заснована на релацији:

$$\sigma = K\left(\varepsilon_p\right)^n \tag{3.44.}$$

Логаритмовањем израза 3.44 а касније линеаризовањем се добија једначина праве облика ***y=kx+n*** која се назива степена функција напона-пластичне деформације, из које се издвајају вредности експонента, ***n*** и коефицијента, ***K***:

$$\log\sigma = \boldsymbol{n}\ \log e_p + \log K \tag{3.44a}$$

На крају се добија ***Ramberg-Osgood релација*** за монотону напонско-деформациону криву (једн. 3.43.), помоћу које се конструише иста. Примери су дати на сл. 3.32 и сл. 3.34. Важно је напоменути, посматрајући дијаграм на сл. 3.37, да се пластична, а самим тим и после еластична деформација добија повлачењем праве паралелне почетној еластичној правој до тачке (***σ, ε***) [72,81,82].

3.2.3.1. Крива деформација-век и предвиђање века конструкција при нискоцикличном замору

Помоћу ***криве деформација-век*** такође познате као ***основна крива нискоцикличног замора***, која уједно представља зависност амплитуде укупне деформације, ***Δε/2*** од броја циклуса до иницирања прслине, N_f може се тачно одредити удео пластичне и еластичне компоненте материјала при дејству нискоцикличног променљивог оптерећења. Зато се поменута зависност може записати [72]:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varphi\left(N_f\right) \tag{3.45.}$$

Подлогу за дефинисање основне криве нискоцикличног замора, као и у случају цикличне напонско-деформационе криве, чине експериментално одређене стабилизоване хистерезе.

Еластична и пластична компонента укупне амплитудне деформације (једн. 3.36.) такође зависе од броја циклуса до иницирања напрслине:

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \varphi_1\left(N_f\right) \qquad \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varphi_2\left(N_f\right) \tag{3.46.}$$

Basquin је још 1910. године [72] уочио да се у области временски ограничене издржљивости класична ***Weller-ова*** крива у лог-лог координатном систему може линеаризовати помоћу израза (***Basquin*** -ove једначине)

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_f^{'} N_f^b \tag{3.47.}$$

gde su:

$\Delta\sigma/2$ – Амплитуда напона при чистом наизменично променљивом оптерећењу,

σ'_f – Коефицијент заморне чврстоће,

N_f – Број циклуса до иницирања прслине,

b – Експонент заморне чврстоће (***Basquin -ов експонент***)

Ако се једн. 3.47 унесе у једн. 3.37, добиће се:

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} N_f^b \tag{3.48}$$

што представља коначан облик зависности $\Delta\varepsilon_e/2 = \varphi_1(N_f)$ у једн. 3.46.

Коефицијент заморне чврстоће, σ'_f је дефинисан при напону првог циклуса и приближно је једнак затезној чвстоћи док експонент заморне чврстоће, b за већину метала има вредност између -0,05 и -0,12. Што је експонент b мањи, заморни век је дужи [16]. С обзиром да је оштећење при нискоцикличном замору проузроковано цикличном пластичном деформацијом, заморни век треба да повеже број промена оптерећења са амплитудом деформације.

Manson и ***Coffin*** су радећи независно, педесетих година прошлог века предложили емпиријску функцију у степеном облику [20,21,72,81]

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' N_f^c \tag{3.49.}$$

Ова функције, позната као ***Manson-Coffin-ова*** једначина, представља коначан облик зависности $\Delta\varepsilon_p/2 = \varphi_2(N_f)$ у једн. 3.46, где су дефинисани следећи параметри нискоцикличног замора:

ε'_f – Коефицијент заморне дуктилности, и

c – Експонент заморне дуктилности.

Ако се на основу једн. 3.37 изврши сабирање једн. 3.48 и 3.49 добиће се једначина основне криве нискоцикличног замора [72,81]

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} N_f^b + \varepsilon_f' N_f^c \tag{3.50.}$$

којом је представљен коначан облик зависности $\Delta\varepsilon/2 = \varphi(N_f)$ у једн. 3.45.

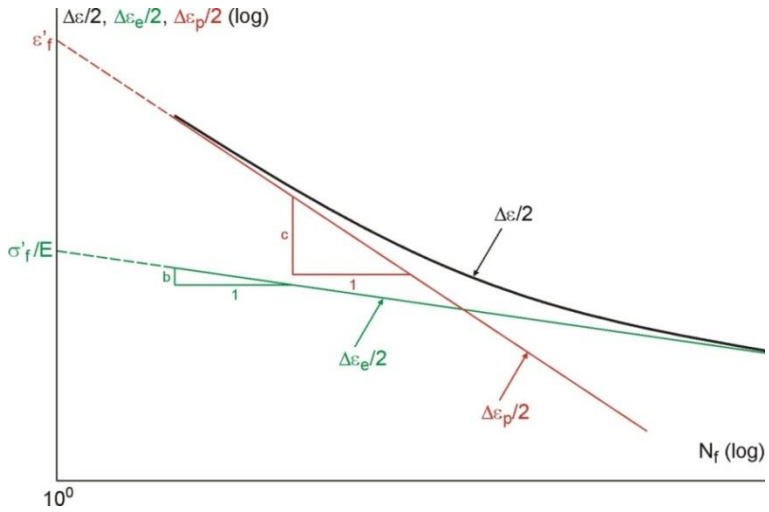
Заморни коефицијент дуктилности, ε'_f је дефинисан као деформација која одговара првом циклусу и приближно је једнака издужењу при лому у испитивању затезањем код великог броја метала. Експонент заморне дуктилности, c за метале износи између 0,5 и 0,7. Мање вредности c одговарају дужем заморном веку [72].

Еластична (једн. 3.48) и пластична компонента (једн. 3.49) укупне амплитудне деформације, у лог-лог координатним системима се линеаризују - трансформишу у једначине правих

$$\log\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = b\log N_f + \log\frac{\sigma_f'}{E} \tag{3.51.}$$

$$\log\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = c\log N_f + \log\varepsilon_f' \tag{3.52.}$$

из чијих се експериментално одређених облика одређују непознати коефицијенти и експоненти потребни за дефинисање једначине основне криве нискоцикличног замора. Значи, након дефинисања горе наведених израза, помоћу којих су добијене вредности свих коефицијената и експонената параметара нискоцикличног замора који се односе на еластичну и пластичну компоненту, конструише се крива деформација-век као на сл. 3.38. То је крива нискоцикличног замора са деловима који се односе на еластичну $\Delta\varepsilon_e/2$ и пластичну $\Delta\varepsilon_p/2$ компоненту. Такође, на сл. 3.39 [72,81] су илустрована значења експонената и коефицијената потребних за дефинисање основне криве нискоцикличног замора (једн. 3.50.).



Слика 3.39. Основна крива нискоцикличног замора приказана заједно са еластичном и пластичном компонентом

Коефицијенти заморне чврстоће и заморне дуктилности σ_f' и ε_f' у једн. 3.50, који се могу одредити помоћу експериментално добијених једначина 3.51 и 3.52 за $N = 1$ (доследније за $N = 1/4$), приближно су једнаки прâвом напону лома σ_f и прâвој пластичној деформацији лома $\varepsilon_{f,pl}$ [20,21].

Дакле, на сл. 3.39 су приказане деформацијске зависности у заморном веку где је уочљиво да је крива деформација-век асимптота пластичној кривој за велике опсеге деформација у циклусу, а асимптота еластичној кривој за мале опсеге деформација у циклусу. Пресек кривих еластичне и пластичне компоненте на сл. 3.39 означава прелазну тачку односно прелазни век, који се добија изједначавањем наведених компоненти (једн. 3.48. и 3.49.):

$$\frac{\sigma_f^{'}}{E} = N_f^b = \varepsilon_f^{'}\, N_f^c \tag{3.53.}$$

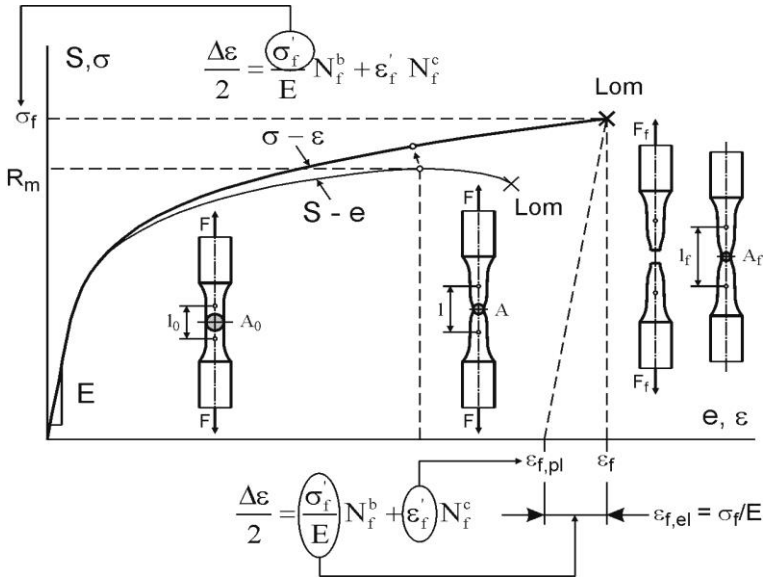
одакле се добија израз за прелазни век [21,72,81]:

$$N_f^b = \left(\frac{\varepsilon_f^{'} \cdot E}{\sigma_f^{'}} \right)^{\frac{1}{b-c}} \tag{3.54.}$$

Према [30] се коефицијент заморне дуктилности ε'_f приближно изједначава са прâвом деформацијом лома ε_f што се може оправдати чињеницом да је прâва еластична деформација лома $\varepsilon_{f,el} = \sigma_f/E$ код дуктилних материјала занемарљиво мала у односу на деформацију $\varepsilon_f = \ln(A_0/A_f)$. Прâви напони и прâве деформације описују прâву монотону напонско-деформациону криву σ-ε која је на сл. 3.40 [21,72] шематски упоређена са инжењерском монотоном напонско-деформационом кривом ***S-e*** ($S = F/A_0$).

У практичним прорачунима радног века делова изложених нискоцикличном замору користе се модификоване криве малоциклусног замора којима се узима у обзир утицај средњих напона. У литератури се као познате истичу:

- ***Morrow***-ова,
- ***Manson-Halford***-ова, и
- ***Smith-Watson-Topper***-ова крива нискоцикличног замора.



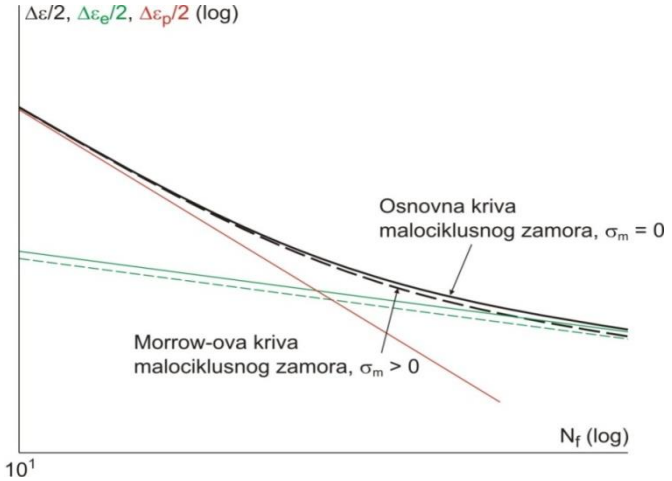
Слика 3.40. Прâва монотона напонско-деформациона крива (*σ-ε*) и инжењерска монотона напонско-деформациона крива (*S-e*)

Morrow-ова крива

Једначина *Morrow* -ове криве нискоцикличног замора је облика [20,72,81,83]

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f' - \sigma_m}{E} \mathrm{N_f^b} + \varepsilon_f' \, N_f^c \tag{3.55.}$$

Разлика ове криве и основне криве је у томе што се узмајући у обзир средњи напон σ_m, модификује само еластична компонента укупне амплитудне деформације. *Morrow*-ова крива нискоцикличног замора за случај позитивног средњег напона, упоређена са основном кривом, приказана је на сл. 3.41. [83].



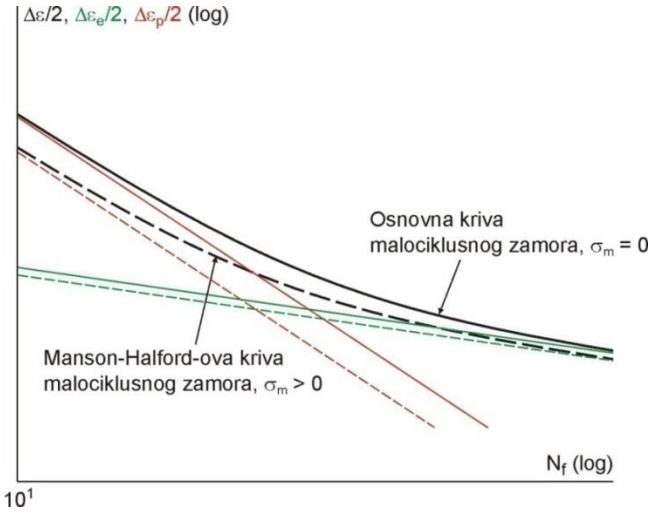
Слика 3.41. *Morrow*-ова крива малоциклусног замора за $\sigma_m > 0$ упоређена са основном кривом

Manson-Halford-ова крива

У једначини ***Manson-Halford-ове*** криве нискоцикличног замора [20,72,81,84]:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2}=\frac{\sigma_f^{'}-\sigma_m}{E}N_f^b+\left(\frac{\sigma_f^{'}-\sigma_m}{\sigma_f^{'}}\right)^{\frac{c}{b}}\varepsilon_f^{'}N_f^c \tag{3.56.}$$

модификоване су обе компоненте укупне амплитудне деформације, сл. 3.42. [84].



Слика 3.42. *Manson-Halford* -ова крива нискоцикличног замора за $\sigma_m > 0$ упоређена са основном кривом

Smith-Watson-Topper-ова крива

У једначини Шмит-Ватсон-Топер-ове криве малоциклусног замора [20,72,81,85]

$$P_{SWT}=\sqrt{\sigma_{\max}\frac{\Delta\varepsilon}{2}E}=\sqrt{\left(\sigma_f^{'}\right)^2\left(N_f\right)^{2b}+E\sigma_f^{'}\varepsilon_f^{'}\left(N_f\right)^{b+c}} \tag{3.57.}$$

утицај средњих напона узима се у обзир преко

$$\sigma_{\max}=\sigma_m+\frac{\Delta\sigma}{2} \tag{3.58.}$$

Ознака $\boldsymbol{P_{SWT}}$ у једн. 3.57 односи се на *Smith-Watson-Topper*-ов параметар представљен као геометријска средина максималног $\boldsymbol{\sigma_{max}}$ и стварног идеално еластичног напона $\boldsymbol{(\Delta\varepsilon/2\cdot E)}$.

3.2.3.2. Пројектовање конструкција у односу на заморно оптерећење

Како су инжењерске конструкције у пракси обично комплексне, њихов динамички одговор на специфичне побуде се може одредити приближним методама. Главно питање које се поставља приликом пројектовања у односу на замор материјала је да ли постоји опасност од настајања прслина које претходи настајању већих заморних оштећења. Генерално, методе пројектовања су развијене у дијапазону од бесконачног заморног века до прихватљивог (одређеног) века.

За пројектовање са сигурним веком, границе сигурности могу бити исказане преко века, према оптерећењу или према захтеву да обе границе морају бити испуњене (као што је случај код стандарда ASME за парне котлове) [74]. Пример неограничене сигурности као методе је вентилска опруга мотора, која захтева пројектне напоне ниже од заморне чврстоће јер је овај део изложен деловању милиона једноликих циклуса.

С друге стране, пројектовање са сигурношћу од замора, за ограничени век, се заснива на заморној чврстоћи и утицају других фактора. Прорачуни се могу темељити на:

- зависности напон - век,
- зависности деформација - век, и
- расту прслине.

Појава заморне прслине се допушта приликом пројектовања са сигурношћу од лома, чиме је конструкција обликована тако да прслина не доведе конструкцију до лома пре него што се прслина открије и посматрани машински део ремонтује. Анализа механике лома је веома погодна за овакав начин пројектовања јер она проверава да ли ће прслина довољно напредовати да изазове лом пре него што може бити откривена у периодичној контроли. Закључак је да је потребно изабрати материјале са спорим ширењем прслине и високом жилавошћу лома [74].

Зависно од природе проблема, у процесу пројектовања машинских делова на замор користе се разни концепти (методе, приступи). На првом месту је концепт номиналних напона, затим следе концепти локалних напона и деформација. Најновија истраживања довела су до примене концепта локалних напона код којег се узима у обзир градијент напона и највише напрегнута запремина материјала (*Highly Stressed Material Volume*) у околини

критичне тачке или тачке очекиваног иницирања заморне напрслине. На крају се као посебан издваја концепт пројектовања са толерисаним оштећењима (*Damage Tolerance Design*). Примена било којег од ових концепата има за резултат заморни век.

Како је и поменуто, постоје разне методе за предвиђање иницијалних оштећења у процесу пројектовања које као резултат имају одређивање заморног века. Међу самим методама постоји подела у зависности од типа деформације (еластичне или пластичне) као и броја циклуса (мали или велики број предвиђених циклуса до појаве прслине или лома). Стога у зависности од наведеног, постоје методе које се примењују у областима високоцикличног и нискоцикличног замора.

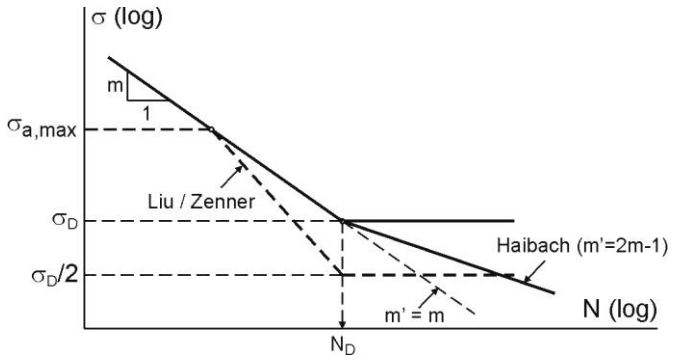
Концепт номиналних напона

Резултат примене концепта номиналних напона [86-90] у пројектовању машинских делова на замор је вишециклусни заморни век код којег су деформације доминантно еластичне, а број циклуса до заморне напрслине или лома, велик ($N>5\cdot10^4$). Код једноставнијих делова, меродавни за појаву заморног лома или заморне напрслине су критични пресеци, у којима је максимални напон једнак производу номиналних напона и фактора концентрације напона. Вишециклусни заморни век се за задату расподелу (спектар) радних напона машинског дела одређује према оној Велер-овој кривој (кривој многоциклусног замора или ***S-N*** кривој) која је добијена за једнаке или приближно исте услове у којима ће димензионисани машински део да ради и то у погледу фактора концентрације, геометрије, материјала, израде, врсте напрезања (савијање, увијање, аксијално напрезање, средњих вредности) као и радних услова (окружења).

Концепт локалних напона

Концепт локалних напона [89-92] се као и концепт номиналних напона, примењује за прорачун (процену, предвиђање) вишецикличног заморног века. При томе се за задати спектар радних напона у критичној тачки машинског дела (тачки иницирања заморне прслине) нискоциклични заморни век такође одређује према одговарајућој Велеровој кривој. Локални напони се одређују применом експерименталних (нпр. применом електроотпорних мерних трака) и/или нумеричких метода (метода коначних елемената и метода граничних елемената). Типична Велерова крива и њене модификације: елементарна

m' = ***m*** [93] и ***Haibah****-ova* модификација ***m'*** = 2m-1 [94,95] у области трајне динамичке издржљивсти, као и модификација према ***Liu*** *и* ***Zener****-у* [96], представљена је на сл. 3.43.

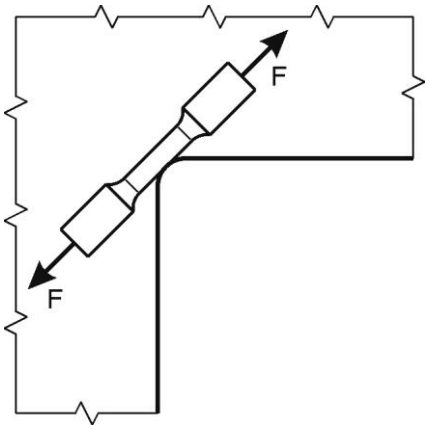


Слика 3.43. Типична Велерова крива и њене модификације

<u>Концепт локалних деформација</u>

- Концепт локалних деформација се примењује у области нискоцикличног замора [89-92,94] када се у критичним тачкама машинских делова осим еластичних, појављују и локалне пластичне деформације. Графичка илустрација овог концепта дата је на сл. 3.44.

За симулацију локалног малоциклусног замарања, према сл. 3.44, [21] користе се цилиндричне глатке епрувете. Претпоставка је да се са глатким епруветама може симулирати замарање у подножју зареза машинских делова. Еквивалентни токови замарања појављују се код епрувете и у подножју зареза ако су обоје изложени идентичној напонско-деформационој историји. Ту еквивалентност потврдили су ***Krivs*** и ***Hardrat*** паралелним испитивањем [21].



Слика 3.44. Илустрација концепта локалних деформација

Примена концепта локалних деформација подразумева познавање цикличних карактеристика материјала од којег је израђен или ће се израдити конкретан машински део. Наведене карактеристике представљају скуп података о модулу еластичности и коефицијентима и експонентима потребним за дефинисање цикличне напонско-деформационе криве, ***Masing-ове*** криве, као и основне и модификованих кривих малоциклусног замора.

Нискоциклични заморни век се за задати спектар радних локалних деформација одређује помоћу основне и модификованих кривих нискоцикличног замора. За испитивање локалног нискоцикличног замора, користе се цилиндричне глатке епрувете, са којима се може симулирати замарање у подножју зареза машинских делова. Еквивалентни токови замарања јављају се код саме епрувете и у подножју зареза ако су заједно изложени идентичној напонско-деформационој историји [21].

4. МЕХАНИКА ЛОМА - ПРОЦЕНА ИНТЕГРИТЕТА КОНСТРУКЦИЈА

При пројектовању великих и сложених конструкција – као што су мостови, бродови, посуде под притиском, летелице или возила – један од основних циљева јесте постизање оптималних перформанси узимајући у обзир свеобухватну цену материјала, израде, експлоатације и одржавања. Другим речима, сврха инжењерског пројектовања је да обезбеди конструкцију која ће предвиђене експлоатационе функције испунити ефикасно, економично и безбедно. Да би се ти захтеви остварили, полази се од познатих радних оптерећења и услова експлоатације, а затим се израчунавају напони у појединим елементима конструкције. Добијене вредности упоређују се са критичним напрезањима за одговарајуће облике оштећења који се могу јавити. На основу тога елементи се димензионишу у складу са изабраним материјалом, како би се предупредила појава отказа у било ком облику. Могући узроци отказа су:

- опште течење материјала,
- извијање,
- докритични раст прслине услед замора, напонске корозије или пузања, и
- нестабилан раст прслине који доводи до делимичног лома или пада конструкције.

У инжењерској пракси пажња је најчешће усмерена на прва два облика могућих отказа, полазећи од претпоставке да ће правилним избором материјала и димензионисањем елемената, односно ограничењем нивоа напона, бити спречена појава преостала два. Међутим, такво размишљање није увек оправдано, што је у више наврата потврђено отказима и ломовима бројних конструкција. Наиме, током производње и прераде сировина, израде компоненти, монтаже, термичке обраде, заваривања или саме експлоатације, у елементима конструкција могу настати различита слаба места. Истраживања су показала да у великим и комплексним системима скоро увек постоји неки облик дисконтинуитета у материјалу – од микроскопских димензија до прслина дугих више центиметара. Савремене методе испитивања без разарања (***IBR***), попут ултразвучне и радиографске, иако знатно унапређене, не могу увек поуздано да открију најситније дисконтинуитете, као што су микропрслине или празнине. То значи да контрола квалитета може смањити или делимично отклонити неке недостатке, али их у потпуности елиминисати није могуће. Због тога се

намеће закључак да се у пројектовању конструкција, са становишта безбедности, морају узети у обзир сви могући облици отказа. Механика лома се бави управо овим проблемима – проучавањем стабилног и нестабилног раста већ постојећих или током експлоатације иницираних прслина, као и анализом оштећења и ломова насталих њиховим ширењем.

Један од основних захтева у пројектовању и димензионисању сваке инжењерске конструкције – било да је реч о постројењу, носећој структури, машини или њеном делу – јесте да у току предвиђеног века трајања не дође до оштећења која би угрозила њену функционалност, интегритет или носивост. У том смислу, поред хемијских оштећења услед корозије, најчешће разматрани механички облици отказа су:

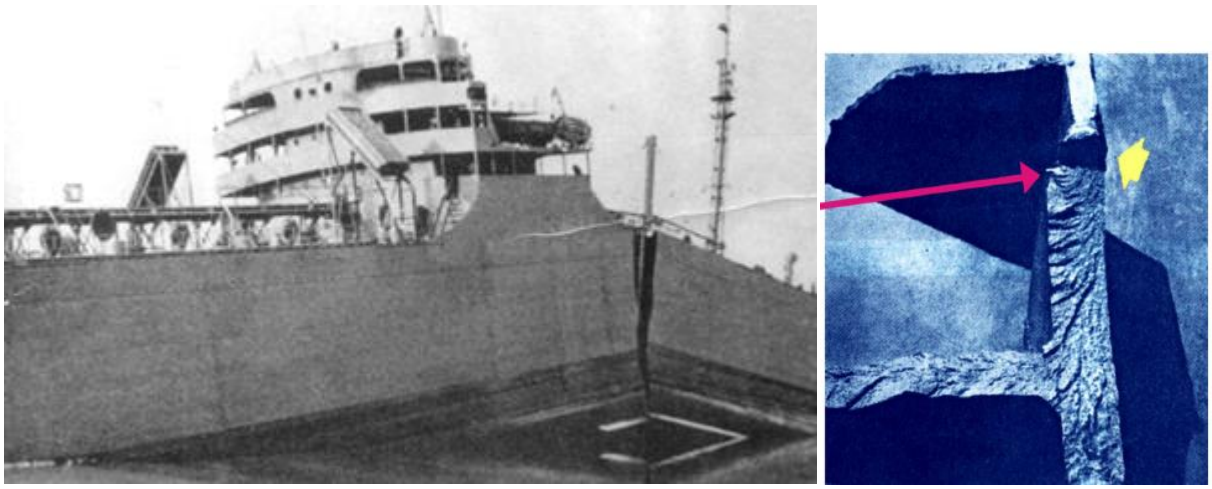
1. Отказ конструкције услед еластичне нестабилности, тј. појаве извијања притиснутих витких елемената.
2. Губици функционалности услед еластичних деформација већих од дозвољених.
3. Пластични колапс услед појаве граничног оптерећења при коме долази до пластичног течења пуног пресека (тзв. опште течење).
4. Појаве затезне нестабилности праћене појавом врата или бубрењем посуде под притиском када се деформација повећава при константној или опадајућој сили.

До губитка конструктивне целине може доћи на више начина, али се као најсложенији и најопаснији издваја тзв. ''крти лом''. Примена челика високе чврстоће и релативно високих вредности напона течења у пракси често је праћена појавама које нису очекиване. Традиционално, сигурност конструкција се обезбеђивала димензионисањем делова на основу дозвољених напона (σ_{dop}). Међутим, овај приступ, заснован на фактору сигурности, није увек давао поуздане резултате, јер су откази и хаварије ипак настајали упркос томе што су били испуњени сви пројектни захтеви. То потврђују бројни примери ломова различитих конструкција – од челичних мостова и носећих решетки, преко бродова и летилица, па све до цевовода и посуда под притиском. Узроци су често били неповољна конструктивна и технолошка решења, али и скривене грешке у материјалу које су током рада прерасле у макропрслине.

Значајни откази у завареним спојевима који су довели до катастрофалних последица – као што су ломови бродова ***Liberty***, хаварија платформе ***Alexander Kielland*** или потонуће трајекта ***Estonia*** – убрзали су развој механике лома као научне дисциплине усмерене на

проучавање понашања материјала у присуству прслина. Посебна пажња у тим истраживањима посвећена је завареним спојевима, јер процеси загревања и кристализације при заваривању представљају један од најповољнијих услова за настанак и ширење прслина.

Међу најпознатије случајеве кртог лома спадају управо ломови бродова ***Liberty***, грађених током Другог светског рата применом електролучног заваривања под прашком, што је тада први пут коришћено у масовној производњи. Карактеристично је да су ломови наступали нагло, са занемарљивом пластичном деформацијом. Кључни узроци били су неповољне карактеристике материјала (висока температура преласка у крти лом), онемогућена деформација у правцу дебљине (равно стање деформације) и дејство заосталих напона. Од укупно 4694 изграђена брода, чак 233 су доживела лом на два дела или претрпела тешка оштећења. Карактеристичан је пример брода приказаног на сл. 4.1, који се поломио у луци без дејства спољних оптерећења, искључиво услед заосталих напона [97].

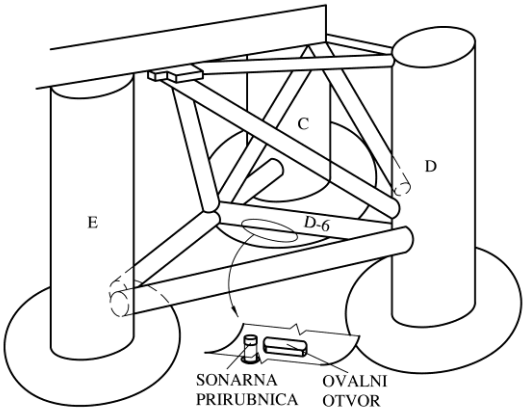


Слика 4.1. Изглед прелома брода "Либерту"

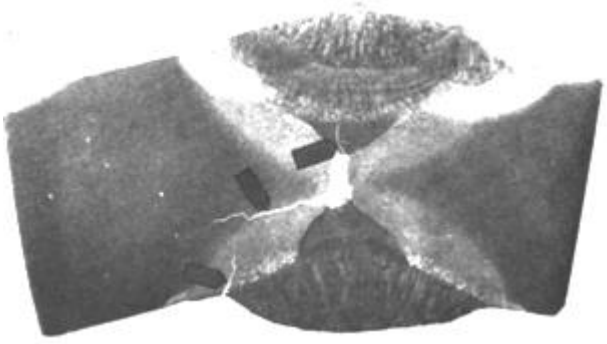
Док ломови бродова "***Liberty***" могу да се припишу недовољном познавању технологије заваривања и лошем материјалу, дотле у случају хаварија нафтне платформе "***Alexander Kielland***" и трајекта "***Estonija***" узрок треба да се тражи у погрешној процени значаја неких заварених спојева и њиховој лошој изради.

У случају хаварије нафтне платформе ***Alexander Kielland***, трагични догађај из 1980. године у коме је страдало 123 људи био је директна последица заморног лома који је настао дуж обима попречног носача (цев ***D-6***, сл. 4.2 [98]). Лом заморног карактера, приказан на сл. 4.3 [98], иницран је постојећим прслинама у сучеоном завареном споју прирубнице. Та

прирубница је била изведена савијањем плоче и накнадним подужним сучеоним заваривањем, док су додатне прслине настале у угаоним завареним спојевима цеви ***D-6*** и сонарне прирубнице. Иако се у том периоду сматрало да ови шавови нису критични, њихова израда је била занемарена, што се показало као кључни фактор хаварије. Поред тога, значајну улогу имала је и велика концентрација напона настала у подручју уградње сонарне прирубнице, где није био предвиђен прелазни радијус нити било који други облик технолошког решења за ублажавање напрезања (сл. 4.3). Иронијом околности, сам сонарни уређај због кога је прирубница уопште постављена никада није био инсталиран.



Слика 4.2. Носачи нафтне платформе



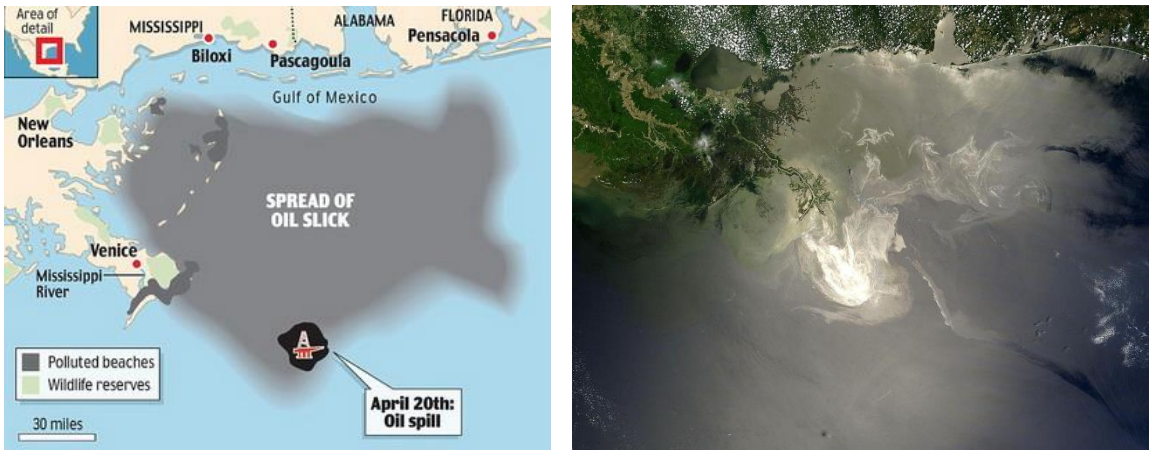
Слика 4.3. Сучеони заварени спој сонарне прирубнице са прслинама

Хаварија трајекта ***Estonija*** из 1994. године, у којој је живот изгубило 910 путника, настала је као последица преоптерећења завареног споја ручице за затварање покретних врата. Узрок том преоптерећењу било је неправилно руковање – врата нису била потпуно затворена. Под дејством додатног оптерећења дошло је до пуцања завареног споја који је повезивао ручицу са бродском конструкцијом. Након што су се врата отворила, нагли прилив воде је изазвао превртање и потонуће брода. Слично као и у случају нафтне платформе, ни овај спој није био третиран као критичан елемент, па му приликом израде није посвећена адекватна пажња.

Још једна од великих катастрофа десила се 20. априла 2010. године на платформи ***Deepwater Horizon***. До несреће је дошло услед експлозије метана, која је изазвала пожар. Високе температуре које су уследиле довеле су до слабљења конструкције платформе и њеног коначног урушавања и потонућа (сл. 4.4 [99]).

Слика 4.4. Пожар на нафтној платформи "*Deepwater Horizon*"

Сматра се да је урушавање платформе било последица пуцања цевовода, што је омогућило неконтролисано истицање нафте у море. Иако директни докази нису доступни, претпоставља се да је пожар довео до значајног слабљења механичких својстава цеви, посебно у областима заварених спојева. Последице ове хаварије биле су вишеструке: поред потонућа саме платформе и губитка 11 људских живота, дошло је и до највеће еколошке катастрофе у историји Сједињених Америчких Држава, с обзиром на то да је у море доспело готово милион тона нафте (сл. 4.5). [99]



Слика 4.5. Нафтна мрља настала након хаварије на платформи "*Deepwater Horizon*"

Кључно питање у анализи заварених конструкција јесте да ли ће постојећа прслина, у условима карактеристичним за експлоатацију, остати стабилна или ће почети да се шири. Уколико прслина мирује, конструкција се може сматрати безбедном. Међутим, ако дође до њеног раста, последице могу бити различите – од спорог и контролисаног ширења, које

прати појава пластичних деформација испред врха прслине, до наглог и нестабилног ширења, када пластичне деформације практично изостају.

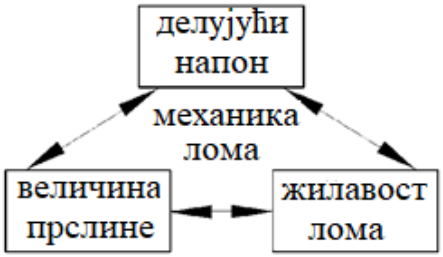
Нестабилан раст прслине доводи до крхког лома, који је предмет проучавања у оквиру линеарно-еластичне механике лома (***LEML***). Са друге стране, стабилан раст прслине праћен пластичним деформацијама резултира жилавим ломом, чије се појаве анализирају кроз еласто-пластичну механику лома (***EPML***). У оба случаја примењују се одговарајући критеријуми лома, који се заснивају на поређењу енергетске равнотеже оптерећеног тела са прслином и својстава материјала. Тако се у LEML приступу фактор интензитета напона упоређује са вредношћу жилавости лома, док се у EPML анализи пореде параметри попут отварања прслине или *J-интеграла* са њиховим критичним граничним вредностима.

Практична примена механике лома се од самог почетка заснивала на двостраном тумачењу њених параметара. С једне стране они представљају оптерећење и геометрију конструкције, укључујући геометрију прслине, а с друге стране својство материјала, односно његову отпорност на раст прслине. Тиме је успостављен класични троугао механике лома, односно веза између делујућег напона (оптерећења), особина материјала (жилавост лома) и величине прслине, сл. 4.6 [3]. Развојем теоријске основе и практичних испитивања механика лома је постала један од темеља нове научне дисциплине - интегритета конструкција. Другим речима, уместо да се бави само анализом лома, механика лома је постала значајно оруђе у рукама инжењера чији је задатак да лом спрече.

Примена принципа механике лома донела је суштинске промене у инжењерску праксу. Као илустративан пример често се наводи случај Аљаска цевовода и примена концепта конструисања заснованог на критеријумима отпорности према лому. Управо на овом пројекту, први пут је анализа механике лома прихваћена као основ за доношење одлука, уместо дотадашњих, изразито конзервативних стандарда о дозвољеним грешкама у завареним спојевима. Наиме, испитивања без разарања су показала постојање великог броја недостатака у кружним завареним шавовима. Према тада важећим прописима, сви ови недостаци требало је да буду поправљени, што је отворило питање економске оправданости и техничке сврсисходности таквих интервенција.

Спроведена анализа на бази механике лома званично је усвојена и довела је до значајног смањења обима поправки. На тај начин су избегнути непотребни трошкови, али и смањен

ризик од уношења нових грешака приликом репаратурног заваривања. Можда је најважније истаћи да је на основу овог истраживања закључено, "***да је анализа механике лома прихватљива основа за допуштени изузетак од постојећих стандарда под одређеним околностима, ако таква анализа даје убедљиву и конзервативну (сигурну) процену интегритета конструкције***". До овог нивоа примене механике лома није се дошло само кроз детаљну анализу конкретног случаја, већ и захваљујући интензивном развоју ове дисциплине као научне области у претходном периоду [3].

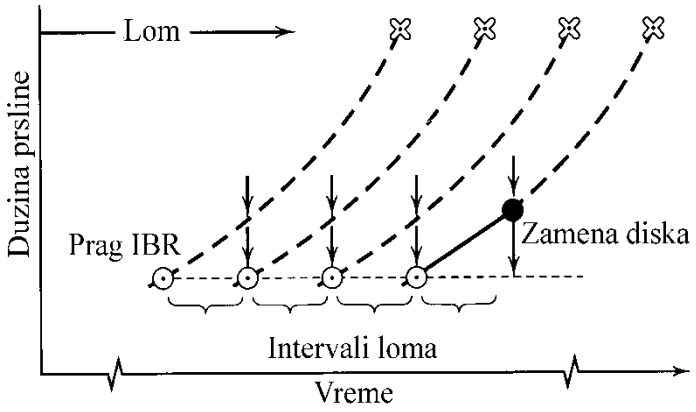


Слика 4.6. Шема "троугла" механике лома

Други пример значајне трансформације у инжењерској пракси односи се на прелазак са традиционалног концепта пројектовања компоненти подложних замору – *„**safe-life**“* принципа, где се на основу Велерове криве одређује век елемента без присуства прслина – на савременији *„**fail-safe**“* приступ. Код овог концепта радни век се дефинише као период потребан да прслина, почевши од неке иницијалне величине, достигне критичне димензије у односу на услове кртог лома. За разлику од првог примера, овде је посебно значајан ниво развијености механике лома као научне дисциплине, а нарочито резултати истраживања везани за заморни раст прслине. Захваљујући овим сазнањима, постало је могуће да се са довољним степеном сигурности предвиди преостали радни век компоненте у којој је већ откривена прслина, и да се процени да ли она може остати у употреби до наредне контроле. Тако се чак и најкритичнији делови конструкција не замењују превремено, већ тек након што се редовним прегледима утврди постојање дефекта. Компоненте се дизајнирају тако да, у случају да постоји прслина мања од минималне величине коју може открити примењена ***IBR*** метода, њихов век ипак буде дужи од интервала до следеће инспекције (шематски приказано на сл. 4.7). [100]

Могућност примене овог концепта на дискове млазних мотора анализирана је у раду [100], где је показано да би у периоду од 20 година, на 23 мотора, могле бити остварене уштеде у износу од милијарду америчких долара у односу на варијанту са превентивном заменом

дискова по истеку пројектованог века. Полазна чињеница за ову анализу била је да је од 1000 замењених дискова само један садржао прслину дужине 0,75 mm. Основна промена коју је донела примена механике лома у пракси јесте прихватање чињенице да је постојање прслина и других облика дисконтинуитета у материјалу неминовно, те да је потребно проценити њихов утицај на интегритет целе конструкције. Суштинска улога механике лома је да омогући математичку повезаност између три кључна параметра: напона, величине грешке и жилавости лома. Ово омогућава да се на основу две познате величине одреди трећа. На пример, ако су познати напон (одређен на основу оптерећења и геометрије) и жилавост лома материјала, може се израчунати критична величина грешке. У пракси се често дешава да се испитивањем без разарања открије прслина, па се на основу познате жилавости лома одређује критични напон, или се, обрнуто, за дато напонско стање конструкције дефинише минимална потребна жилавост материјала. Овај концепт је применљив чак и у фази пројектовања, када се претпоставља постојање прслине величине једнаке осетљивости употребљене ***IBR*** опреме, па се дозвољени напон дефинише у складу са жилавошћу лома или обрнуто.



Слика 4.7. Шематски приказ конструисања са сигурношћу од лома

Методологија примене механике лома условљена је доступним подацима, карактером понашања материјала, утицајем средине и врстом оптерећења којем је конструкција изложена. Код статичког оптерећења неопходно је разликовати да ли се материјал понаша као линеарно еластичан (односно да је пластична деформација занемарљива), или је његова пластичност значајна и не може се игнорисати. У првом случају примењује **се** линеарно-еластична механика лома **(*LEML*)**, док се у другом користе различите варијанте еласто-пластичне механике лома **(*EPML*)**, у зависности од облика пластичног течења. Када је конструкција изложена динамичком оптерећењу, такође је потребно разликовати да ли материјал испољава линеарно-еластично или еласто-пластично понашање. У овом

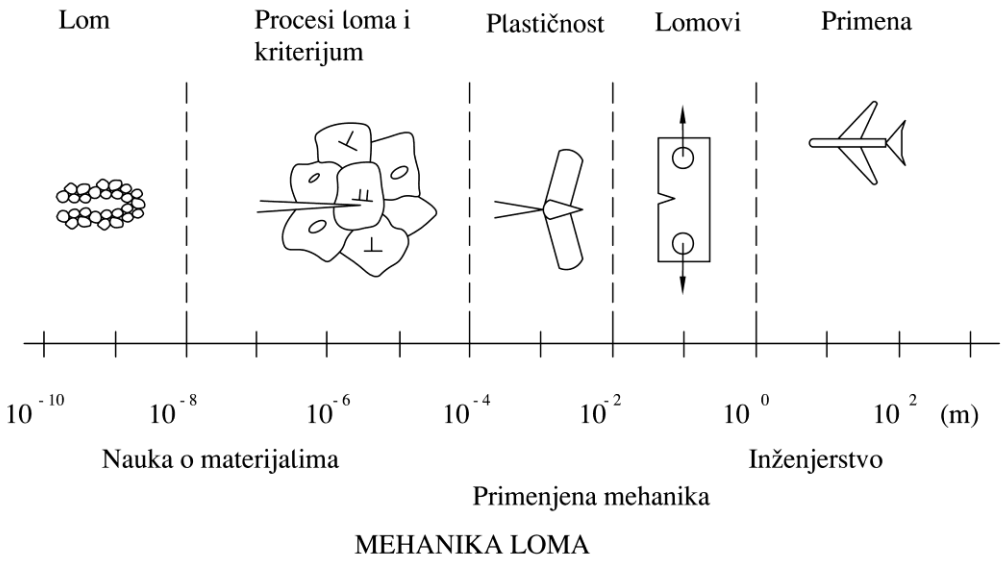
контексту посебно важну улогу има замор, који представља типичан механизам ширења прслине под дејством цикличног оптерећења. Поред тога, значајан утицај има и околина. Повишене температуре и агресивни корозивни услови могу драстично изменити механичка својства материјала, чиме директно утичу на његову отпорност према настанку и расту прслина.

4.1. Значај механике лома

Механика лома представља инжењерску дисциплину која се бави проучавањем понашања и развоја прслина у кртим и квазикртим телима. Сам појам има двоструко значење. У ужем смислу, односи се на услове под којима постојећа прслина почиње да расте. У ширем смислу, укључује и испитивање отпорности материјала у завршним фазама деформације под утицајем оптерећења. На овај начин, механика лома се поставља као дисциплина која повезује теоријска разматрања са експерименталним резултатима, али и са анализом ломова и хаварија које настају у експлоатацији. За успешну примену механике лома потребна су основна знања из сродних области, као што су механика деформабилног тела и наука о материјалима, јер су оне њен саставни део (шематски приказано на сл. 4.8). [101]

При пројектовању сложених конструкција као што су посуде под притиском, мостови, бродови, летелице или возила, један од примарних циљева је оптимизација перформанси са становишта укупних трошкова – од избора материјала, преко израде и експлоатације, до одржавања. Да би се то постигло, пројектант најпре полази од очекиваних услова рада и оптерећења, рачуна напоне у појединим деловима конструкције и затим их упоређује са критичним вредностима за одговарајући тип оштећења. На основу тих анализа, елементи се димензионишу у складу са својствима изабраног материјала како би се спречио отказ у било ком облику. Могући узроци отказа укључују:

- прекомерна еластична деформација,
- прекомерна пластична деформација, и
- лом.



Слика 4.8. Области примене механике лома

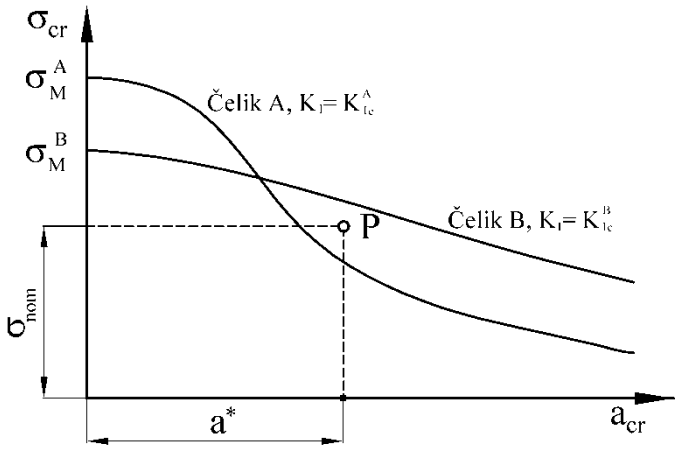
У инжењерској пракси пажња се најчешће усмерава на прва два облика оштећења, полазећи од претпоставке да ће правилним избором материјала и адекватним димензионисањем елемената, односно ограничавањем нивоа напона, бити спречен настанак лома. Међутим, овакав приступ није увек исправан, што потврђују бројни примери отказа и ломова конструкција који су се догодили и при напонима мањим од напона течења. Компоненте конструкција у пракси могу садржати различита слаба места, настала током поступка производње и прераде сировина, израде делова, монтаже, термичке обраде, заваривања или током саме експлоатације. Истраживања су показала да у скоро свакој сложеној конструкцији постоји неки облик дисконтинуитета у материјалу. Ови дисконтинуитети могу бити веома мали – у микронским димензијама – али понекад и у виду већ формираних прслина дужине више центиметара. Иако су савремене методе **и**спитивања без разарања **(*IBR*)**, као што су ултразвучне и радиографске технике, значајно унапређене, оне ипак не могу увек поуздано да детектују најситније неправилности у материјалу, попут микропрслина, лункера или порозности.

Другим речима, контролом квалитета је могуће умањити или делимично отклонити поједине грешке у материјалу, али се њихово потпуно елиминисање у пракси не може остварити. Из тога произилази закључак да је приликом правилног пројектовања конструкција, са аспекта безбедности, неопходно узети у разматрање све могуће облике отказа. ***Механика лома се бави проблемима стабилног или нестабилног раста неке већ постојеће или током експлоатације инициране прслине, као и анализом оштећења и ломова насталих растом прслине*** [102].

Један од основних захтева при пројектовању и димензионисању било које инжењерске конструкције јесте да током предвиђеног века употребе не дође до оштећења које би довело до губитка функционалности или носивости. До отказа конструкцијске целине може доћи на више начина, али се најсложенијим и најопаснијим сматра **крти лом**. Примена челика високе чврстоће и материјала са релативно високим напоном течења у пракси понекад доводи до појава које нису унапред очекиване.

Традиционално, сигурност конструкција у односу на појаву отказа обезбеђивала се димензионисањем елемената на основу допуштених напона (σ_{dop}). Међутим, овај приступ, заснован на концепту степена сигурности, показао се недовољно поузданим, јер су бројне хаварије и ломови забележени и поред поштовања строгих прорачунских критеријума у погледу спречавања пластичног течења. Као примери могу послужити ломови разноврсних конструкција: челичних мостова, решеткастих носача, бродова, ваздухоплова, посуда и цевовода под притиском, као и машинских делова [103]. Док су неке хаварије резултат неквалитетних конструкцијских или технолошких решења, велики број несрећа настао је због скривених недостатака у материјалу, који су током експлоатације еволуирали у макропрслине.

Да би се разумели узроци ових појава, потребна је анализа дијаграма са сл. 4.9 [103], где је упоређено понашање два различита челика у односу на њихову осетљивост на зарез. Челик ***A*** припада групи материјала високе чврстоће, док је челик ***B*** слабијег квалитета, односно ниже затезне чврстоће, али са већом жилавошћу лома $K_{Ic}(B) > K_{Ic}(A)$ [103].



Слика 4.9. Избор материјала на основу жилавости лома

Дијаграм на сл. 4.9, који показује осетљивост материјала према постојећим грешкама (као што је она означена тачком ***P*** која указује да је у извесним ситуацијама заиста опасно применити челик високе чврстоће). Претпоставимо да је номинални радни напон σном знатно мањи од затезне чврстоће оба посматрана челика. Такође, полазимо од претпоставке да материјал од кога је израђен елемент садржи почетну микрогрешку, која током рада може стабилно да се развија услед замора или деловања напонске корозије. Почетну величину такве грешке означимо са ***a****. Са дијаграма на сл. 4.9 [103] види се да тачка ***P***, која одговара величини ***a****, одређује стварни напон при коме ће наступити лом. То значи да до отказа може доћи и при напону $\sigma_{пот}$ знатно нижем од затезне чврстоће оба материјала. Очигледно је да ће у том услову конструкција од челика ***A*** доживети лом, док ће конструкција од челика ***B*** остати у функцији.

Овај пример јасно показује да класични приступ пројектовању, заснован на критеријумима дозвољених напона и различитим степенима сигурности, није довољан да обезбеди поузданост делова у реалним условима експлоатације. Недостатак тог приступа нарочито долази до изражаја уколико током рада делују додатни неповољни фактори, као што су:

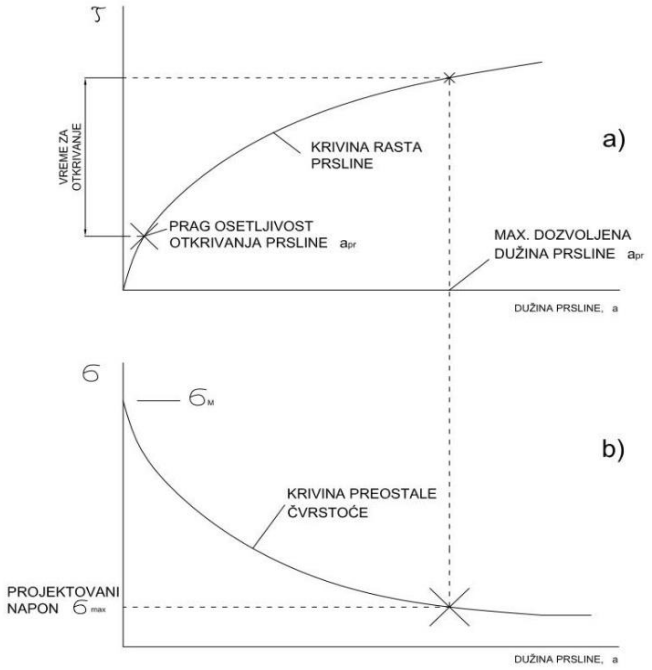
- присуство заосталих напона непознате величине у завареним спојевима,
- ниске радне температуре или високе брзине оптерећења (нпр. ударна дејства),
- велике димензије елемената конструкције,
- променљиво (циклично) оптерећење или агресивна корозиона средина.

Зато савремени пројектант који жели да обезбеди поуздану конструкцију мора да примени принципе механике лома, и то у следећим областима:

- процена радног века конструкције пре пуштања у рад и током експлоатације,
- утврђивање и анализа заосталих напона,
- правилан избор материјала,
- оптимизација геометрије и технолошких решења.

Главни узрок лома код већине конструкција је појава и ширење прслина, насталих било због почетних грешака, било током рада. Развој прслина подстичу статичка и динамичка оптерећења, а у многим случајевима и услови околине (температура, влажност, корозија). Искуства из истраживања авионских конструкција показују да је период иницирања прслине знатно краћи у односу на време њеног даљег ширења. Управо зато се преостали

век конструкције процењује на основу трајања процеса раста прслине, који чини око 95% укупног века [103]. Из практичних разлога, овај приступ сматра се довољно конзервативним. При пројектовању је зато неопходно узети у обзир и чврстоћу и трајност делова који садрже грешке, при чему су прслине најкритичнији облик. Животни век конструкције зависи од брзине ширења прслине, односно од брзине губитка носивости услед њеног докритичног развоја. Шематски приказ овог процеса дат је на сл. 4.10 [103].

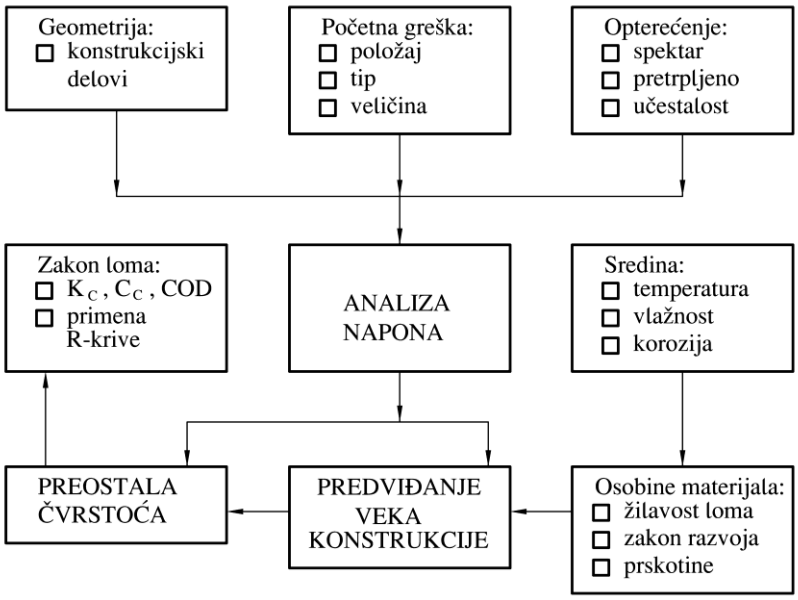


Слика 4.10. Инжењерски проблем прслине у конструкцији
а) Крива раста прслине
б) Дијаграм преостале чврстоће

Грешка у материјалу достиже критичну величину a_{cr} након одређеног периода, који представља критично време развоја прслине. По истеку тог периода носивост конструктивног елемента постаје мања од пројектованог оптерећења, што доводи до изненадног отказа и катастрофалног лома. Због тога је при пројектовању неопходно да се конструкција дефинише у складу са захтевом да почетна грешка никада не достигне своју критичну дужину. У супротном би се граница дозвољеног оптерећења смањила испод минимално пројектованог нивоа (F_{min}) током радног века конструкције. На радни век утиче читав низ параметара: номинални и максимални напони, фреквенција оптерећења, заостали напони, механичка својства материјала, почетна величина и облик прслине, брзина њеног развоја, као и деловање радне средине (температура, корозија, влажност итд).

Приликом предвиђања преосталог века конструкције полази се од претпоставке да прслина већ постоји или је настала у најранијој фази експлоатације. Поступак процене, који је шематски приказан на сл. 4.11 [103], обухвата следеће фазе:

1. **Геометрија** – дефинисање облика и димензија конструкције, као полазне основе за анализу напона.
2. **Идентификација грешака** – применом метода испитивања без разарања (***IBR***) утврђује се присуство, величина и геометрија постојеће грешке, као и њен критични положај. (Напомена: могу се детектовати само грешке веће од прага осетљивости методе).
3. **Оптерећење** – одређују се тачне вредности радних оптерећења и њихове варијације. Напон се, по правилу, не мери директно, већ се израчунава из других параметара (нпр. мерењем деформација).
4. **Околна средина** – дефинисање утицаја услова рада, као што су температура, влажност или агресивна корозиона средина.
5. **Особине материјала** – одређивање параметара жилавости лома и закона развоја прслине у условима реалних радних оптерећења и средине.
6. **Предвиђање радног века** – комбиновањем података о напонском стању и законима раста прслине, одређује се преостали век конструкције, при чему се добијају подаци о интервалима инспекције и критичним условима замора.



Слика 4.11. Предвиђање века конструкције и преостале чврстоће

Преостала носивост конструкције која садржи прслину условљена је читавим низом фактора – од металуршких својстава материјала, преко усвојених претпоставки у анализи, до услова оптерећења у експлоатацији. Да би се поуздано одредила чврстоћа, потребно је прецизно дефинисати релативни значај свих утицаја и њихову улогу у процесу деградације. Један од кључних елемената јесте избор критеријума за појаву лома. Током развоја дисциплине предложено је више критеријума [100], међу којима су најчешће у примени они који се заснивају на: вредности жилавости лома при равном стању напона $\boldsymbol{K_c}$, критичном померању отвора прслине $\boldsymbol{\delta}$ (***COD*** – crack opening displacement), густини енергије деформације $\boldsymbol{S}$ и **J**-интегралу [100].

Irwin [104] је у својој анализи узео у обзир утицај пластичне зоне тако што је увео концепт ефективне дужине прслине, која представља збир стварне дужине прслине и половине ширине пластичне зоне.

Wells [105] је формулисао критеријум заснован на критичном померању врха прслине, при чему лом настаје када $\boldsymbol{\delta}$ достигне граничну вредност $\boldsymbol{\delta_c}$, без обзира на величину саме прслине.

Kraft и сарадници [106] развили су концепт отпора развоју прслине ''$\boldsymbol{K_R}$'', полазећи од тога да ће ширење бити стабилно уколико раст отпора са повећањем дужине прслине превазилази раст интензитета напона.

Механика лома омогућава да се добију квантитативни одговори на питања која се тичу безбедности конструкција са прслином. Без обзира на то да ли су оне настале током израде или експлоатације, брзина њиховог ширења зависи од више фактора: геометрије и облика конструкције, величине и типа оптерећења, као и интеракције материјала са средином. Са повећањем дужине прслине расте и интензитет напона на њеном врху, што додатно убрзава њено ширење. Због тога преостала чврстоћа конструкције σc (приказана кроз зависност напона лома од дужине прслине) опада прогресивно са њеним растом (сл. 4.10).

После одређеног временског интервала чврстоћа може да опадне до нивоа при коме конструкција отказује и под нормалним радним оптерећењем. Ово указује да конструкција има ограничен експлоатациони век и да је неопходно дефинисати мере за смањење вероватноће лома. У том контексту постављају се следећа кључна питања:

- Која је преостала носивост конструкције у функцији дужине прслине?
- Која величина прслине је прихватљива при датим радним оптерећењима (максимално дозвољена дужина a_d)?
- Како се процењује век трајања конструкције у случају да је прслина већ присутна?
- Колико времена је потребно да прслина порасте од минималне откривене до критичне дужине?
- Колика треба да буде учесталост инспекција ради благовремене замене, санације или искључивања из рада?

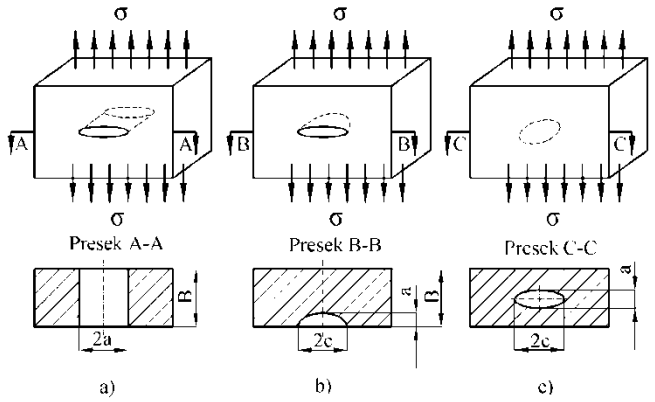
Савремене методе у оквиру механике лома омогућавају квантитативне и поуздане одговоре на наведена питања. То је омогућило увођење нових приступа у пројектовању, изради и експлоатацији конструкција, као и развоју нових материјала (композитни, синтеровани, керамички материјали). Посебан значај овакви концепти имају у анализи заварених спојева. Истовремено, способност да се процени ризик од постојећих грешака одређене величине и положаја отворила је могућност да се и структуре са таквим недостацима, уз контролисане услове, користе у експлоатацији.

4.2. Основне дефиниције механике лома

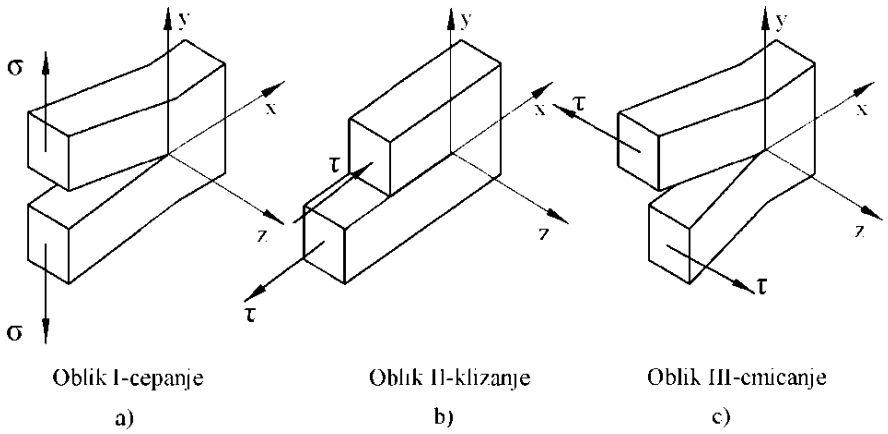
4.2.1. Основни облици образовања површине прелома

Под појмом прслине у општем смислу подразумева се шупљина унутар тела, настала без уклањања материјала, ограничена са две супротне површине (лица) чије је међусобно растојање знатно мање у односу на димензије саме површине [107]. Линија која представља заједнички обод обе површине назива се чело (фронт) прслине, сл. 4.12 [107]. Пошто стварне прслине обично имају неправилан облик, у теоријским разматрањима усвајају се идеализовани облици чела. Тако се, на пример, средишња пролазна прслина (сл. 4.12a) посматра са челом у облику праве линије, површинске прслине се идеализују као полуелиптичне (сл. 4.12b), док се унутрашње, скривене прслине описују елипсом (сл. 4.12c). Раздвојене површине прслине представљају зоне без напрезања унутар тела које је оптерећено. Због тога расподела напона у близини врха прслине зависи од начина на који је настала површина прелома. Irwin је показао да постоје три основна модела релативног померања једне површине прслине у односу на другу, а тиме и три типа понашања прслина

у свим напонским стањима. На сл. 4.13 приказани су ти основни облици померања у области врха прслине [107].



Слика 4.12. Основни појавни облици раванске прслине
а) пролазна, б) полуелиптична, ц) елиптична



Слика 4.13. Основни облици развоја прслине и образовања површине прелома

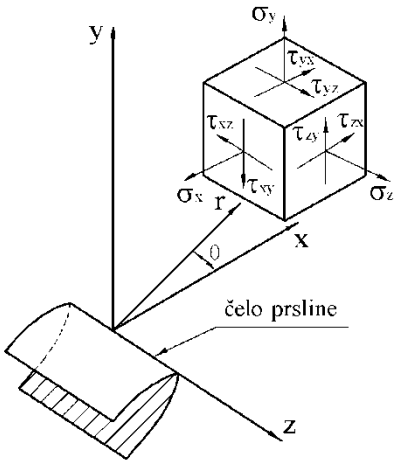
Облици померања у области врха прслине, која се налази у X–Z равни, могу се класификовати на следећи начин:

- **I облик** – цепање (сл. 4.13a): површине прслине се одмичу једна од друге симетрично у односу на раван у којој се прслина налази, што доводи до њеног отварања.
- **II облик** – клизање (сл. 4.13b): карактерише га релативно померање површина дуж равни прслине, у супротним смеровима, чиме се изазива локално клизање.
- **III облик** – смицање (сл. 4.13c): у овом случају површине се међусобно померају дуж чела прслине тако да тачке материјала које су првобитно биле у истој вертикалној равни после развоја прслине завршавају у различитим равнима – што представља неравномерни развој прслине.

Највећи ризик по безбедност конструкције настаје код цепања (I облик), па је овај начин развоја прслина најдетаљније истраживан. Управо за њега су уведени критеријуми засновани на фактору интензитета напона, који омогућавају квантификацију услова за настанак и ширење лома.

4.2.2. Фактор интензитета напона

Фактор интензитета напона представља величину која описује концентрацију компоненти напона у области врха прслине, где расподела напона није равномерна [108]. Он у суштини одређује интензитет локалног напрезања у критичној зони око чела прслине. Сви начини развоја прслине (I – цепање, II – клизање, III – смицање) могу се теоријски третирати у оквиру раванског проблема Теорије еластичности, јер се могу посматрати као варијанте равне деформације или генерализованог равног стања напона. Оба ова приступа решавају се применом идентичних математичких метода, што омогућава универзално формулисање услова за настанак и напредовање лома. На сл. 4.14 приказане су компоненте напона у близини врха прслине у просторном систему правоуглих координата [108].



Слика 4.14. Компоненте напона испред чела прслине у просторном систему правоуглих координата

Зависност компоненти напона σ_x, σ_y, σ_z као и τ_{xy} могу се изразити у облику:

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_x &= \sigma\cdot\sqrt{\frac{a}{2r}}\cos\frac{\theta}{2}\left(1-\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)+\cdots\\
\sigma_y &= \sigma\cdot\sqrt{\frac{a}{2r}}\cos\frac{\theta}{2}\left(1+\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)+\cdots\\
\sigma_z &= \begin{cases}\nu\left(\sigma_x+\sigma_y\right)-RSD\\ 0-RSN\end{cases}\\
\tau_{xy} &= \sigma\cdot\sqrt{\frac{a}{2r}}\sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{2\theta}{2}+\cdots
\end{aligned}\right\} \qquad (4.1.)$$

Ови изрази који описују компоненте поља напона испред чела прслине за $\boldsymbol{r} << \boldsymbol{a}$, u изотропном линеарно-еластичном материјалу, се могу изразити у тензорском облику:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta)+\cdots \qquad (4.2.)$$

где је: $K_I = \sigma\cdot\sqrt{\pi\cdot a}$ - фактор интензитета напона

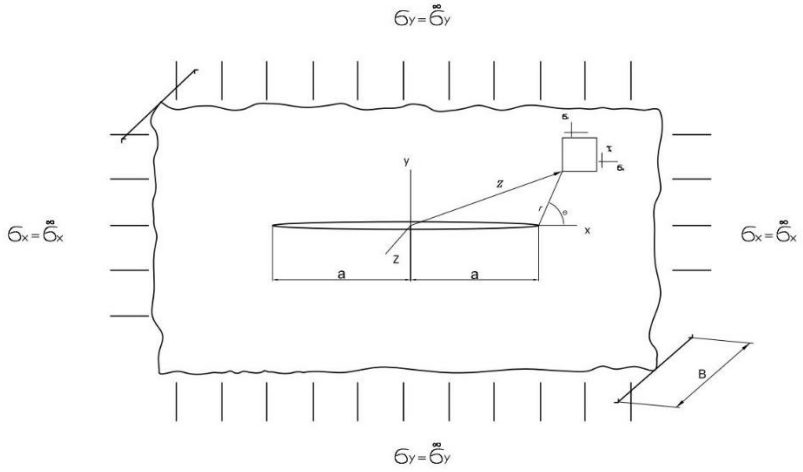
$f_{ij}(\theta)$ - функција угла.

Ово је познати Вестеградов модел (приступ) [109] који омогућује повезивање поља напона локализованог око чела (врха) прслине са глобалним граничним условима.

На основу једначине (4.2.) се може уочити да ће напони на врху прслине тежити бесконачности када $\boldsymbol{r}\rightarrow 0$ и да су они производи геометријског члана $\frac{1}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta)$ и фактора $K_I = \sigma\cdot\sqrt{\pi\cdot a}$, који је једноставна функција удаљеног напона σ и дужине прслине a. Отуда фактор $K_I = \sigma\cdot\sqrt{\pi\cdot a}$ одређује величину сингуларитета еластичних напона у пољу око чела (врха) прслине. Овај фактор, назван фактор интензитета напона за тип I тј. отварање прслине има облик:

$$K_I = C\cdot\sigma\sqrt{a} \qquad (4.3.)$$

и изражава се у MN $m^{-3/2}$ или MPa $m^{1/2}$. Константа $\boldsymbol{C}$ (геометријски фактор) за двоосни случај затезања износи $\boldsymbol{C} = \pi^{1/2}$, сл. 4.15. [109].



Слика 4.15. Двоосно равномерно затегнута плоча са пролазном прслином

Историјски гледано, први значајан резултат у виду једначине добио је ***Griffith*** [108]. Он је, међутим, до решења дошао на другачијој основи – полазио је од разматрања енергије еластичне деформације коју садржи бесконачна средина око елиптичне неправилности, при чему је мања оса елипсе узета као занемарљива. Исти приступ је могуће применити и на друге облике развоја прслине, односно облик II и облик III, где се анализира енергетски биланс у зони око прслине уместо искључиво напонског поља.

Уколико се зна поље напона, σ_{ij}, у околини врха прслине, а координатни почетак постави на врху прслине, тада се на основу једн. 4.2 фактор интензитета напона може исказати у општем облику [108]:

$$K_I = \lim_{r\to 0}\left\{\sigma_{ij}\sqrt{2\pi r}\, f_{ij}(\theta)\right\} \tag{4.4}$$

или једноставније, ако се зна напон у равни прслине $\boldsymbol{\sigma_y(r, \theta = 0)}$, као [108]:

$$K_I = \lim_{r\to 0}\left\{\sigma_y\sqrt{2\pi r}\right\} \tag{4.5}$$

Слично је и за облик *II* и *III*.

Фактор интензитета напона у потпуности описује поље напона, деформација и померања у околини врха прслине тј. у такозваној ***K***-доминантној зони. Фактор интензитета напона је најзначајнији параметар у концепту ***LEML***.

4.3. Линеарно еластична механика лома (*LEML*)

Линеарно еластична механика лома (***LEML***) је базирана на концепту мале зоне течења (***MZT***), а то је да важи у условима када је зона пластичних деформација на врху прслине, r_p, довољно мала у поређењу са релевантним геометријским величинама тела са прслином, као што су дужина прслине, a, лигамент испред врха прслине, l, и дужине чела прслине, L_p. Тада K-фактор довољно тачно дефинише актуелно поље напона и деформација непосредно око те пластичне области. Другим речима, у условима ограниченог течења фактор интензитета напона, K, представља јединствену меру интензитета поља напона и деформација на врху прслине, независно од осталих аспеката геометрије тела и начина његовог оптерећења [110].

Уколико се претпостави да материјал у околини чела прслине напрскава при одређеном интензитету поља напона и деформација које описује K-фактор, тада се и раст прслине, стабилан или нестабилан, мора појавити при одређеној критичној вредности K-фактора, K_c. Ова K_c вредност је мера жилавости лома за крте, а под одређеним условима, и за квази-крте материјале. Ова чињеница намеће веома важно питање под којим условом се фактор интензитета напона, K, може користити као критеријум раста прслине или у ужем смислу као критеријум лома за материјале који се нееластично понашају у околини врха прслине?

Критични фактор интензитета напона, K_c који карактерише отпорност материјала према лому се може, под одређеним условима, користити за предвиђање понашања стварних конструкција. Међутим, K_c зависи од низа фактора, од којих су најутицајнији:

- температура T,
- дебљина елемента B,
- брзина деформисања ε.

Након одређене дебљине, када је материјал испред врха прслине у равном стању деформација, а ометање попречног сужавања (контракције) максимално, вредност критичног K-фактора, K_c, тежи ка одређеној константној доњој граничној вредности, K_{Ic} која се назива жилавост лома при равној дефоринацији или кратко жилавост лома. Другим речима жилавост лома K_{Ic} је карактеристика материјаја која зависи од температуре T и брзине деформисања, ε.

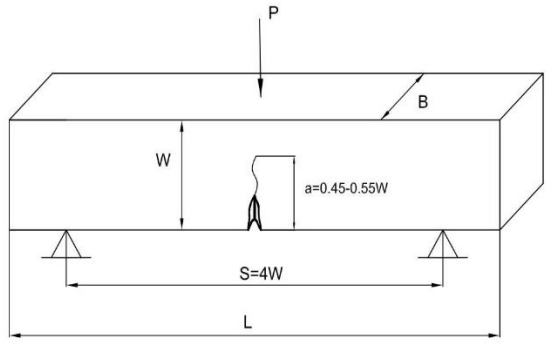
У периоду развоја поступака за одређивање жилавости лома (почетком 1960-тих година) најпогоднije анализе за карактеризацију отпорности материјала према нестабилном расту прслине биле су оне базиране на линеарно-еластичној механици лома (***LEML***). Иако се знало да се већина структурних материјала при лому не понаша потпуно еластично, сматрало се да је пластична зона на врху прслине довољно ограничена да и мале епрувете могу бити коришћене за описивање појаве нестабилног раста прслине код великих компоненти. Из тих разлога се морала прописати стандардна процедура за одређивање жилавости лома K_c у лабораторијским условима, аналогно поступцима за добијање механичких карактеристика као што су напон течења, σ_T, (стандардна ознака $R_{p0,2}$ или R_{eH}), или затезна еврстоћа, σ_M (стандардна ознака R_m).

Под контролом Америчког друштва за испитивање и материјале (***American Society for Testing and Materials-ASTM***), Група за лом, били су размотрени разни облици епрувета и методе испитивања у циљу добијања конзистентних вредности K_{Ic}. Такође су били детаљно испитани утицаји машинских зареза, дебљине епрувета, појавни облици лома, нивои напона за стварање заморне прслине. То је на крају резултирало успостављањем стандардне методе за одређивање карактеристике материјала, K_{Ic}, ASTM E399 [111].

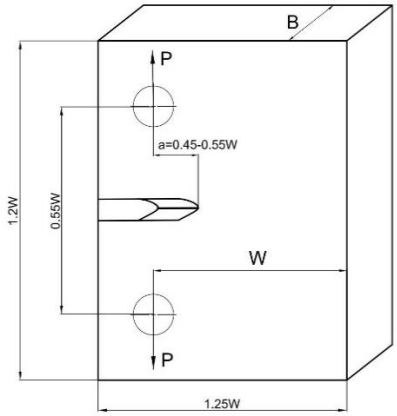
4.3.1. Стандардне епрувете за одређивање K_{Ic}

Поступак испитивања за одређивање жилавости лома K_{Ic} предвиђа примену две стандардне епрувете опште намене:

- Епрувета за савијање у три тачке са једним бочним зарезом (**Single Edge Notched Specimen for Bending-SEB**), приказане на сл. 4.16 [112,113].
- Компактна епрувета за затезање (***Compact Tension Specimen-CT***), је приказана на сл. 4.17 [112,113].



Слика 4.16. Стандардна епрувета за савијање са једним бочним зарезом-*SE*(*B*)



Слика 4.17. Стандардна компактна епрувете за затезање (*CT*)

Фактор интензитета напона, K_I, код ***SE***(***B***) епрувете се одређује помоћу израза:

$$K_I = \frac{P \cdot S}{B \cdot W^{3/2}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \tag{4.6.}$$

где је

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{3\sqrt{\frac{a}{W}}\left\{1{,}99 - \frac{a}{W}\left(1-\frac{a}{W}\right)\left[2{,}15 - 3{,}93\left(\frac{a}{W}\right) + 2{,}7\left(\frac{a}{W}\right)^2\right]\right\}}{2\left(1+2\frac{a}{W}\right)\cdot\left(1-\frac{a}{W}\right)^{3/2}}$$

Фактор интензитета напона, K_I, код ***CT*** епрувете се одређује помоћу израза:

$$K_I = \frac{P}{B \cdot W^{1/2}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \tag{4.7.}$$

где је

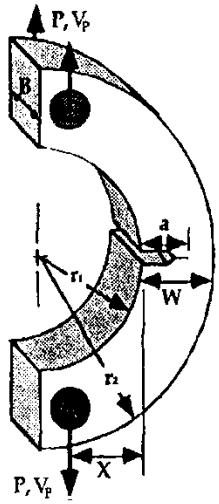
$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(2+\frac{a}{W}\right)\cdot\left[0{,}886 + 4{,}64\left(\frac{a}{W}\right) - 13{,}32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14{,}72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5{,}6\left(\frac{a}{W}\right)^4\right]}{\left(1-\frac{a}{W}\right)^{3/2}}$$

Треба истаћи да је за израду компактних епрувета потребно мање материјала у односу на оне за савијање али је за испитивање заварених спојева у одређеним правцима, на пример, погоднија ова друга због мање захтеване дужине шава. За испитивања специјалне намене као што су испитивања жилавости лома материјала, цеви и посуда под притиском се користе, поред претходна два типа епрувета, и епрувете које су тако обликоване да

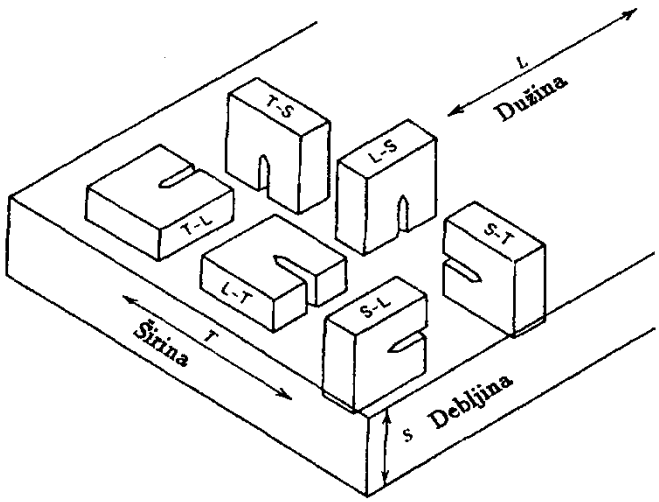
представљају сегмент цилиндра, као на сл. 4.18 [112,113]. Ове епрувете су због свог облика назване ***C***-епрувете и имају зарез са унутрашње стране са циљем да се при затезању прслина отвара.

Димензије наведених епрувета су стандардизоване и у функцији су дебљине, ***B***. С обзиром на значајан утицај оријентације равни прслине на добијене вредности жилавости лома, K_{Ic}, стандард захтева и податке о начину вађења епрувета из основног материјала, односно оријентацију равни машинског зареза.

У складу са сл. 4.19 прво слово ознаке показује правац управан на раван прслине, а друго правац очекиваног раста прслине. При томе слово L означава правац највеће главне деформације а то је правац издужења зрна, слово T правац најмање деформације, док слово S представља трећи, управни правац. Сличан начин означавања важи и за производе кружног попречног пресека [112,113].



Слика 4.18. Стандардна *C*-епрувета за затезање



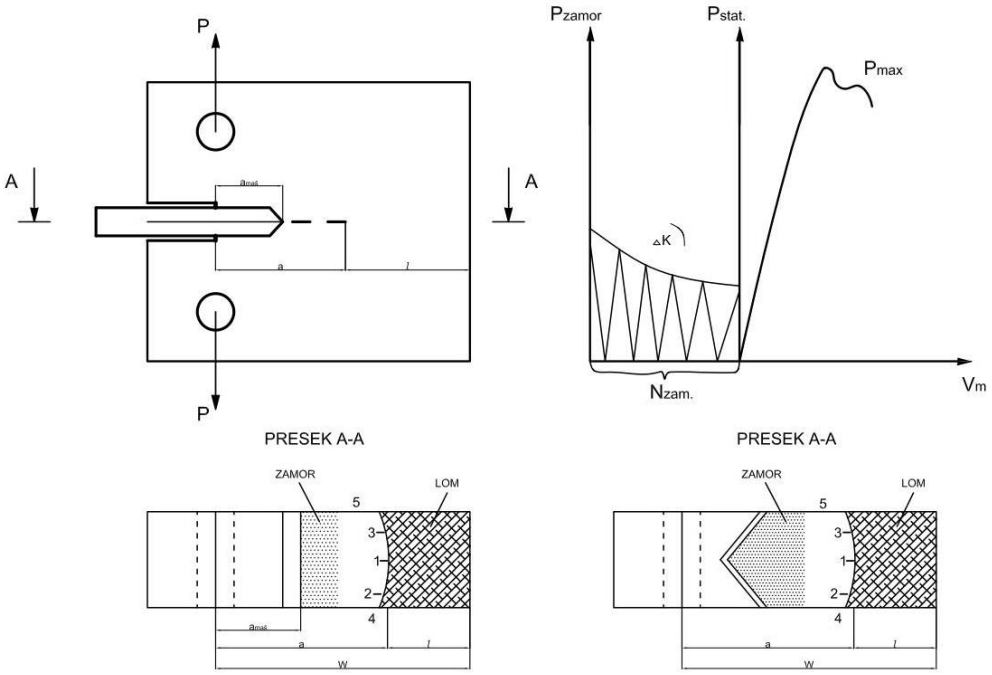
Слика 4.19. Означавање оријентације епрувета извађених из табли добијених ваљањем или пресовањем

4.3.2. Стварање иницијалне прслине замарањем

У циљу добијања оштре прслине за коју је и развијена теорија механике лома, у епрувети мора бити иницирана заморна прслина одређене дужине. Заморна оптерећења није тешко репродуковати на компјутерски управљаним сервохидрауличним или електро-резонантним кидалицама (пулзаторима). Такође, неопходно је обезбедити стално праћење дужине

прслине током њеног раста техником попустљивост или пада потенцијала [112,113]. Да би се обезбедила појава прслине на одговарајућем месту епрувете морају имати машински зарез са чијег врха ће ова заморна прслина почети да расте.

Да би се остварила довољно оштра заморна прслине која обезбеђује добијање конзистентних вредности K_{Ic} постављени су услови и при деловању заморног оптерећења током припреме епрувета [112,113]. Стандард захтева да максимални K-фактор, K_{max}, током формирања иницијалне прслине замарањем не сме надмашити 60% од K_{Ic} (види сл. 4.20a). Уколико је пак $K_{max} > 0{,}6K_{Ic}$ долази до затупљивања врха оштре прслине, што доводи до добијања неконзервативних, већих вредности K_{Ic}. Након потпуно завршеног испитивања, величина и облик заморне прслине се могу релативно лако утврдити. Површине заморног прелома и оне добијене статичким дејством силе током испитивања имају различиту топографију, а тиме и различито одбијање светлости. То омогућава јасно раздвајање ове две области, што се може видети и на сл. 4.20b,c. [101].



Слика 4.20. Промена спољњег оптерећења у току формирања прслине замарањем и испитивање *a*) и изглед површине прелома *CT*-епрувете са областима заморног раста прслине и статичког лома за равни и стреласти зарез *b*) и *c*), респективно

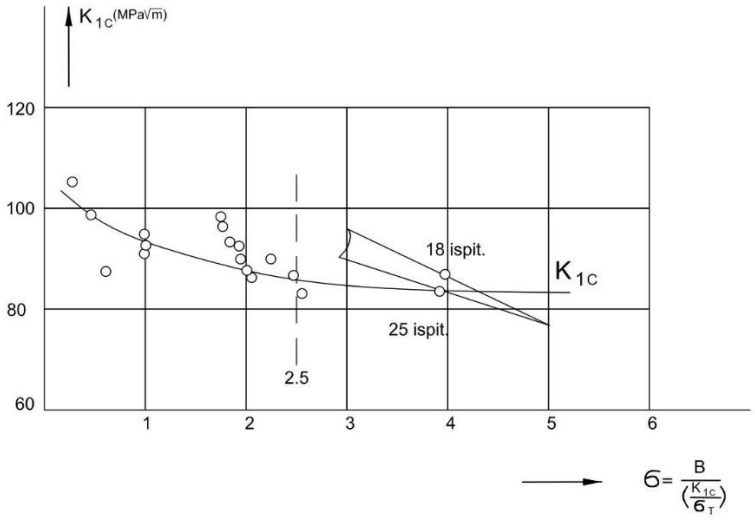
Стандард прописује да облик чела заморне прслине мора бити симетричан и што мање закривљен, сл. 4.20b,c. Када је код дебљих епрувета чело машинског зареза право, та симетричност се тешко обезбеђује јер се заморна прслина често иницира са угла зареза.

Таква прслина није репродуктивна и исти облик током више испитивања се тешко добија. Овакве појаве нетачности облика чела прслине се могу избећи применом стреластог машинског зареза приказаног на сл. 4.20c. Овакав зарез присиљава заморну прслину да крене са средине дебљине епрувете, чиме се значајно повећава вероватноћа добијања симетричног чела прслине. Поред ове репродуктивности, предност стреластог машинског зареза је и у томе што заморна прслина почиње да напредује скоро истовремено са почетком деловања заморног оптерећења.

Стандард дефинише средњу дужину заморне прслине као $a = 1/5\ (a_1 + a_2 + \cdots + a_5)$, где су a_1 до a_5 дужине прслина измерене на местима приказаним на сл. 4.20b,c. Испитивање се сматра неважећим уколико се било која дужина прслине a_i ($i = 1$ до 5) разликују за више од 5% од средње вредности a. Испитивање је неважеће и ако су дужине прслина на слободним бочним површинама (a_4 и a_5) разликује за више од 10% од средње дужине a. Такође, уколико је било који део чела заморне прслине ближи челу машинског зареза од 0,05 a или 1,3mm, зависно која је мања, испитивање је неважеће.

4.3.3. Захтеване димензије епрувета

Постоје веома строги захтеви за димензије епрувета који морају бити испуњени. Они су резултат услова да на врху прслине мора постојати равно стање деформација. Уколико се жели да испред чела прслине превлада равна деформација, дебљина епрувете мора бити довољно велика у поређењу са величином формиране пластичне зоне. Како на бочним странама епрувете, где чело прслине излази на слободне површине увек постоји равно стање напона, то да би превладала равна деформација ту зону треба учинити релативно малом. То се може постићи повећањем дебљине епрувете, B. Очигледно је да ће потребна дебљина бити производ неке константе са величином пластичне зоне која је пропорционална изразу $(K_{Ic}/\sigma_T)^2$, односно да је $B=\alpha(K_{Ic}/\sigma_T)^2$. На основу бројних испитивања за разне материјале [2] (сл. 4.21 [101]), конзистентне вредности K_{Ic}, су добијене за $a \geq 2{,}5$, па је та вредност и прихваћена у ASTM стандарду [112,113]. За мање вредности α, област равног стања напона на бочним странама се повећава што доводи до пораста пластичне зоне, а тиме и жилавости лома која се у тим условима означава са K_{Ic}.



Слика 4.21. Утицај дебљине епрувете, *B*, на вредности K_{Ic} једног челика

Сличан захтев важи и за дужину прслине, која треба да буде довољно велика у поређењу са величином пластичне зоне, како би се омогућило да пластична зона буде истовремено унутар ***K***-доминантне зоне ($R_K \leq 0{,}02a$). У том смислу дужина прслине требала да буде $a_{min} \geq 2{,}5(K_{Ic}/\sigma_T)^2$ уколико се жели конзистентна вредност K_{Ic}.

Веома важан проблем је одређивање граничног услова о апсолутној дужини прслине. Наиме, чело прслине и пластично деформисана зона треба да буду на довољној удаљености од чеоне и леђне површине епрувете (a, $1 >> r_p$) како би се избегао њихов утицај на ***K***-фактор. Тај утицај је минимизиран постављањем услова да је $0.45 \leq a/W \leq 0.55$, који је задовољен уколико се поштују стандардне димензије епрувете.

На основу предходног, ASTM стандард је усвојио да епрувета мора задовољити услове [112,113]:

$$a; B; \frac{W}{2} \geq 2{,}5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_T} \right)^2 \qquad (4.8.)$$

уколико се жели равна деформација на врху прслине и минимална и конзистентна вредност жилавости лома, K_{Ic}.

Може се уочити да је за одређивање релевантних димензија епрувете ***a, B*** и ***W*** неопходно знати вредност K_{Ic} коју тек треба одредити, или је бар проценити. Постоје три општа начина како се могу одредити димензије епрувете пре него што се одреди стварно K_{Ic}.

- **I начин:** Усвојити прецењену вредност $K_{Ic} = K_Q$ на бази искуства са сличним материјалима и емпиријским повезивањем са резултатима других испитивања зарезне жилавости, као што је то, на пример, Шарпијево испитивање.
- **II начин:** Коришћењем епрувета са највећом дебљином коју омогућава произвођач материјала и оне коју је могуће машински обрадити.
- **III начин:** За материјале са високом чврстоћом се могу за почетну процену користити препоруке ***ASTM*** стандарда [112] који дефинише вредности ***a*** и ***B*** на бази односа σ_T/E, које су дате у таб. 4.1.

Табела 4.1. Препоручене димензије епрувете

σ_T/E	*Минималне вредности, a и B, mm*
0,0050-0,0057	75,0
0,0057-0,0062	63,0
0,0062-0,0065	50,0
0,0065-0,0068	44,0
0,0068-0,0071	38,0
0,0071-0,0075	32,0
0,0075-0,0080	25,0
0,0080-0,0085	20,0
0,0085-0,0100	12,5
≥ 0,0100	6,6

4.3.4. Поступак K_{Ic} испитивања

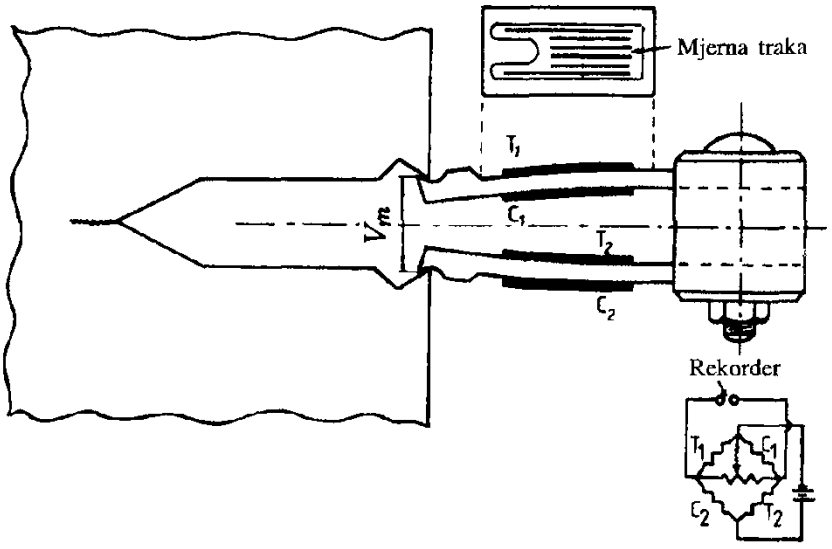
При постављању и спровођењу испитивања за одређивање K_{Ic} треба проћи кроз следеће поступке [111]:

1. Избор типа епрувете (***CT*** или ***SEB***), одређивање њихових основних димензија (***a, B*** и ***W***) и осталих димензија у складу са сл. 4.18 и 4.19, неопходних за њихову израду.
2. Израда епрувета.
3. Стварање заморне прслине.

4. Постављање епрувете у специјални стезни алат на кидалици и пажљиво намештање мерача померања.
5. Поступак статичког оптерећења епрувете.
6. Анализирање записа сила - померање, $\boldsymbol{P - V_m}$.
7. Израчунавање условног $\boldsymbol{K_{Ic}}$ које се означава са $\boldsymbol{K_Q}$.
8. Завршна провера да ли је $\boldsymbol{K_Q}$ важеће тј. да ли је $\boldsymbol{K_Q \equiv K_{Ic}}$.
9. Анализа изгледа површине прелома епрувете.

Како су прва три корака већ размотрена, укратко ћемо се осврнути на следеће:

Корак 4. Препоручени стезни алат за компактне епрувете за затезање (***CT***-епрувете) и епрувете за савијање у три тачке (***SEB***-епрувете) има особину да минимизује трење. Посебан део испитивања је прецизно мерење максималног отварања прслине $V_m = 2v_m = (2v_a)_{max}$ који се код ових типова епрувета мери на устима, тј. чеоној површини епрувете као на сл. 4.22. [112,113]. То померање се мери помоћу осетљивог давача у облику " штипавице" на чијим су ножицама залепљене мерне траке и повезане у ***Winstonov most*** (сл. 4.22). На истој слици је приказан и начин постављања давача на ослонце у епрувети који могу бити израђени изједна са епруветом или пак израђени у облику ножева и накнадно фиксирани (вијцима или лепљењем) за њу. Треба напоменути да се величина V_m може мерити и помоћу давача пада потенцијала.

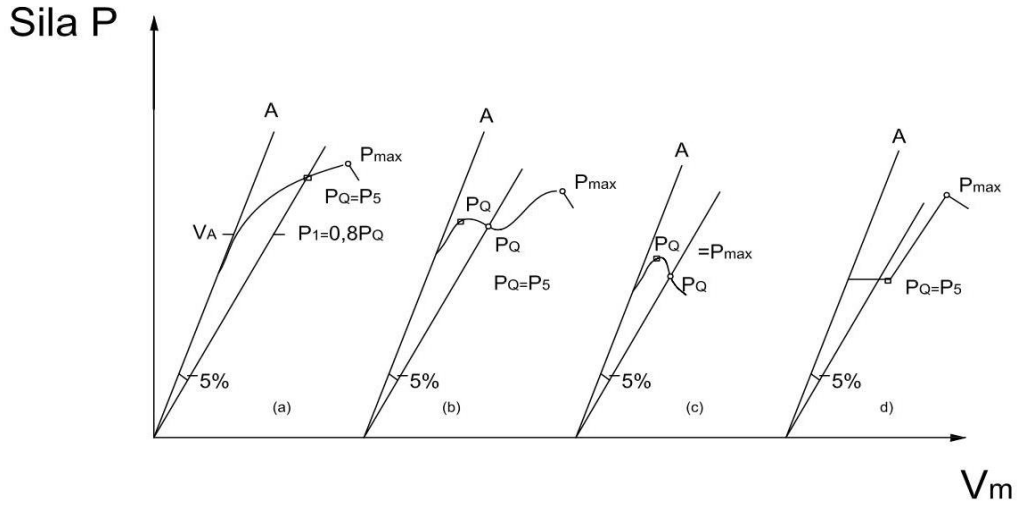


Слика 4.22. Давач померања са *Winstonovim мостом*

Корак 5. За време статичког деловања силе преко мерача се прати померање V_m у зависности од интензитета примењене силе, **P**. Брзина оптерећивања епрувете мора бити толика да брзина промене ***K***-фактора у епрувети буде између 0.5 и 2.75 MPa√m/s [4]. Са повећањем силе затезања долази до повећања отварања прслине и долази до удаљавања мерних тачака, чиме се отпуштају претходно притиснуте ножице давача. Уобичајено је да се сила, ***P***, приказује на ***y***-оси, а померање V_m на ***x***-оси записа. Почетни нагиб добијене зависности мора бити између 0.7 и 1.5, што се може подесити одговарајућом размером. Снимање зависности се наставља све док епрувета више не може да прихвата растуће оптерећење (тренутак пада интензитета силе), при чму се максимално достигнута сила P_{max} мора одредити са прецизношћу до ±1%.

Корак 6. Добијени записи сила-померање, P-V_m, могу да имају различите облике, од којих су карактеристични приказани на сл. 4.23.

У почетку померање V_m расте линеарно са силом **P**. У идеалном, врло ретком, случају потпуно еластичног понашања, дијаграм има облик дат на сл. 4.23c где до лома долази одмах по достизању P_{max}. Често се током затезања може појавити изненадно скоковито померање праћено чујним пуцкетом које је последица тренутног ограниченог напредовања средишњег дела чела прслине по дубини (такозвано тунеловање прслине). Овај ограничени нестабилни раст прслине се зауставља услед пада силе ***P***, који тај скок прати (сл. 4.23b,d [112,113]) и истовременог повећања отпорности материјала према расту прслине. Након отскока померања нелинеарно понашање се наставља све до коначног лома у тренутку достизања максималне силе P_{max}.



Слика 4.23. Карактеристични облици записа зависности P-V_m са поступком одређивања силе P_Q меродавне за срачунавање жилавости лома, K_{Ic}.

Начелно, за срачунавање кандидоване вредности за жилавост лома K_Q мора се узети сила P_Q при којој се појављује "***отскок***". Материјали прелазне жилавости обично показују постепени пораст нелинеарне зависности P-V_m (сл. 4.23а). Ова нелинеарност у зависности P - V_m је последица деловања два фактора:

- појаве пластичне деформације на врху прслине, и
- постепеног напрскавања и стабилног раста прслине, који претходи брзом, нестабилном расту прслине.

Уколико на нелинеарност утичу оба фактора, треба поставити ограничења на нелинеарност P - V_m дијаграма. Детаљније разматрање процене утицаја ова два утицаја се може наћи у литератури, док су проистекла ограничења на једноставан начин изложена у стандарду [112,113].

Корак 7. Као што је приказано на сл. 4.23, општи облици P-V_m криве показују различит степен нелинеарности. Разматрани су разни критеријуми за утврђивање силе која одговара критичној вредности K-фактора, K_{Ic}. Након обимних истраживања прихваћено је да је то она сила P_Q, где сечица нагиба за 5% мања од линеарне зависности P - V_m криве (права OA) сече ту исту криву. Овај проценат од 5% није изабран случајно, већ због тога што он дефинише раст прслине од 2% у односу на почетну дужину прслине a. И поред тога што је ова дефиниција раста ефективне дужине прслине од 2% очигледно ствар договора, она за стандардне епрувете (CT и SEB) мање више обухвата утицаје и пластичности и стабилног раста прслине.

Поступак за одређивање силе P_Q, која се кандидује за K_{Ic} се састоји у повлачењу сечице OP_5 тако да њен нагиб буде за 5% мањи од нагиба тангенте на линеарни део P-V криве, при чему се може користити образац $(P/V_m)_5 = 0{,}95(P/V_m)_o$. Тачка пресека ове сечице са P - V_m кривом дефинише силу P_5. Тражена кандидована сила P_Q једнака је највећој сили на P - V_m дијаграму између тачака 0 и P_5, односно највећој забележеној сили лево од P_5, укључујући и P_5. Ово је јасно приказано на сл. 4.23 за три карактеристична облика записа. Да би се спречило прихватање записа P - V_m за епрувету у којој се појавио недозвољен екцесиван стабилан раст прслине стандард поставља захтев да је $P_{max}/P_Q < 1{,}10$, који је искуствено утврђен и где је P_{max} максимална сила коју је епрувета издржала до лома. Уколико овај услов није задовољен, добијену криву P - V_m треба одбацити јер нису задовољени услови

зависности K_{Ic} од P_Q. Након одређивања ваљане вредности P_Q, вредност K-фактора које је кандидовано као могуће K_{Ic}, се израчунава применом јед. 4.6 или 4.7 у зависности од коришћеног типа епрувете.

Нагиб тангенте OA треба пажљиво одредити, јер од ове вредности зависи каснији ток прорачуна. Како се на почетном делу криве P - V_m појављују мање нелинеарности као последица малих померања у стезном алату, оне се морају одбацити. Као критеријум се може узети отступање од нелинеарности V_1 за вредност силе $P_1=0,8P_Q$, сл. 4.23а. Ако је ово одступање веће од 25% одступања при сили P_Q, означено са V тј. $V_1 > 1/4V$, запис се одбацује у односу на тангенту OA.

Корак 8. Да би се вредност K_Q могла усвојити као жилавост лома при равној деформацији, K_{Ic}, мора бити испуњен и захтев димензија

$$a; B; \frac{W}{2} \geq 2{,}5 \cdot \left(\frac{K_Q}{\sigma_T} \right)^2 \qquad (4.9.)$$

Уколико су ови захтеви испуњени онда је $K_Q = K_{Ic}$, а ако нису, онда је испитивање неважеће и K_Q није меродавно за одређивање K_{Ic}. У том случају, међутим, K_Q, се може користити само за оријентациону процену K_{Ic} и дефинисање нових, већих димензија епрувета примењујући јед. 4.8. У највећем броју случајева потребно је узети епрувету чије су мере најмање 1,5 пута веће од оних које је имала епрувета из испитивања са неодговарајућим резултатима.

Корак 9. Анализа изгледа површине прелома омогућава да се, поред утврђивања да ли је испуњен затев симетричности чела заморне прслине, као и мерења дужине прслине, која се уноси у прорачун, добију допунски подаци о материјалу и условима испитивања.

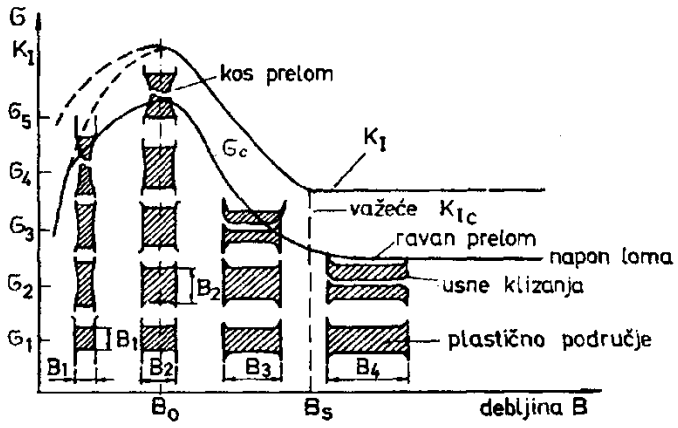
4.3.5. Утицајни факфори на K_{Ic}

Жилавост лома K_{Ic} већине конструкцијских материјала зависи од низа фактора као што су дебљина епрувете, B, температура, T, брзина дејства оптерећења, ε, усмереност равни прслине, средина у коме се материјал налази [101].

4.3.5.1. Утицај дебљине

О утицају дужине чела прслине на стање напона испред чела прслине је било говора у пог. 4.2.2. Како од тог напонског стања зависи и величина пластичне зоне, као и начин формирања површина прелома, јасно је да дебљина епрувете, B, и напон течења σ_T морају утицати и на вредност критичног фактора интензитета напона K_{Ic} датог материјала. Начелан утицај дебљине на вредност K_{Ic} и облик површине прелома је дат на сл. 4.24 [101], при чему је услов минималне дебљине епрувете да би превладала равна деформација $B_{min} \geq 2.5(K_{Ic}/\sigma_T)^2$ дефинисан стандардом.

Уколико се испитивањима покаже да критеријум дебљине није испуњен, тада се утврђена жилавост лома означава са K_c, и срачунава на исти начин као и K_{Ic}, тј. на бази силе P_Q и почетне дужине прслине a_0. При томе се занемарује корекција дужине прслине услед појаве пластичног течења и евентуални стабилни раст прслине који претходи појави нестабилности при дужини прслине $a_c = a_0 + \Delta a_c$.



Слика 4.24. Утицај дебљине плоче са бочном прслином на напоне лома σ_c, развој пластичне деформације и изглед површине прелома

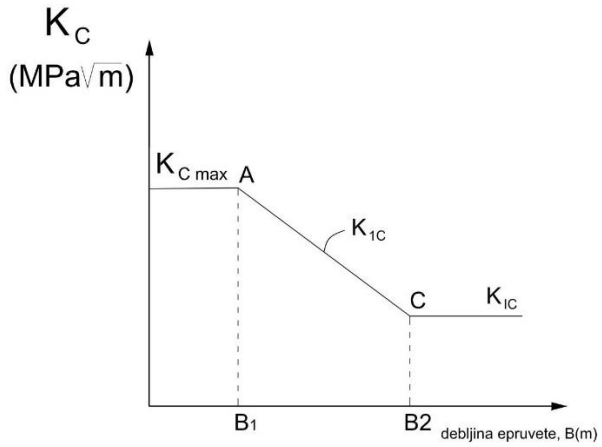
Иако је начелни тренд зависности K_c од дебљине добро изучен, још увек није дат опште прихваћен модел који би тај утицај квантификовао. Један веома једноставан емпиријски модел, који важи када је разлика између K_c и K_{Ic} мала, је предложио ***Irwin***[97] у облику

$$K_{1c}^2 = K_{Ic}^2\left[1+1{,}4\beta_{Ic}^2\right] \qquad (4.10.)$$

где је

$$\beta_{Ic} = \frac{1}{\alpha} = \frac{1}{B}\left(\frac{K_{Ic}^2}{\sigma_T}\right) \qquad (4.11.)$$

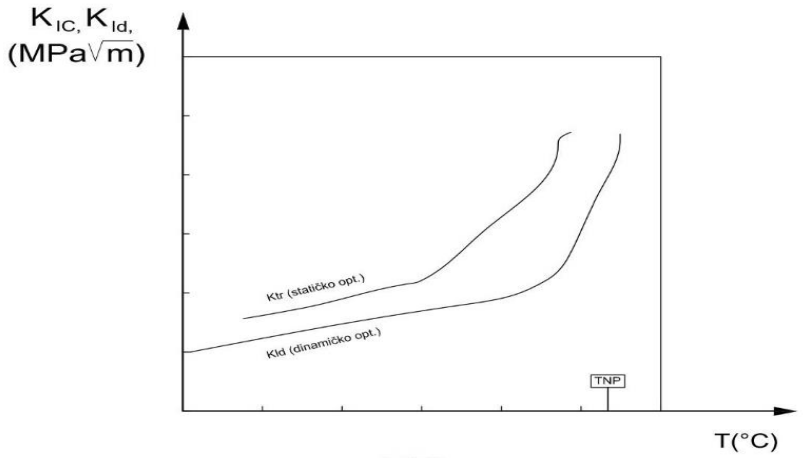
Има и других емпиријских израза за процену жилавости лома K_{Ic} у функцији дебљине од којих је један дат од Андерсона [102]. На сл. 4.25 [101] је дата графичка интерпретација овог модела где је тачка A дефинисана са K_{Icmax} и дебљином $B_1=1/3\pi\,(K_{Ic}/\sigma_T)^2$ а тачка C са K_{Ic} и минимално потребном дебљином за RSD $B_2 = B_{мин} = 2{,}5\,(K_{Ic}/\sigma_T)^2$.



Слика 4.25. Андерсонов модел за процену жилавости лома K_{Ic}

4.3.5.2. Утицај температуре

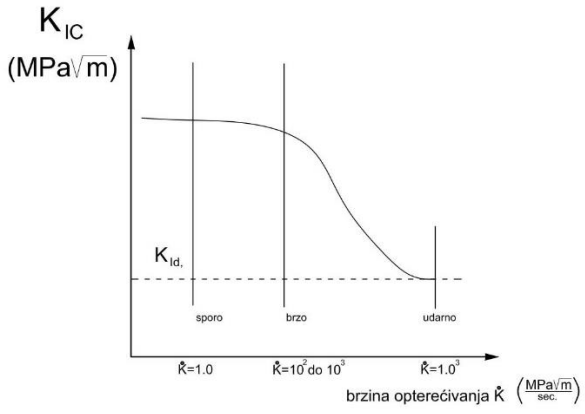
Жилавост лома већине конструкцијских материјала зависи од температуре и брзине дејства оптерећења. Утицај температуре на жилавост лома K_{Ic} је могуће утврдити на релативно лак начин спровођењем стандардне, претходно описане, процедуре на температури епрувете која је од интереса. Класичним испитивањем енергије удара епрувета са V-зарезом на Шарпијевом клатну је утврђено да се енергија удара повећава са порастом температуре испитиваног материјала, при чему се може утврдити температура нулте пластичности (TNP) када се та промена најинтензивније одвија. Испитивања су показала да се на сличан начин понаша и материјал са прслином. Начелан утицај повећања жилавости лома K_{Ic} са повећањем температуре је приказан на сл. 4.26 [101] где је нагли раст узрокован појавом промене механизма лома и повећањем пластично деформисане зоне испред чела прслине. Треба нагласити да је том приликом елиминисање утицаја смањеног напона течења σ_T, односно повећање пластичне зоне при расту температуре на промену стања напона остварено повећањем дебљине епрувета [101].



Слика 4.26. Начелан утицај температуре на статичку и динамичку жилавост лома K_{Ic} и K_{Id}, респективно

4.3.5.3. Утицај брзине дејства оптерећења

Уколико се приликом одређивања жилавости лома K_{Ic} уместо статички, оптерећење преноси динамички, ударно, резултујуће вредности ће се умногоме разликовати. У ствари, код неких конструкцијских материјала, посебно код конструкционих челика ниске чврстоће, појавиће се континуално смањење жилавости лома са повећањем брзине дејства оптерећења, шематски приказано на сл. 4.27. [101]. Брзина промене K-фактора, прописана стандардом за спровођење статичког, спорог, дејства оптерећења треба да се креће око $K_c \approx 1 \text{MPa}\sqrt{\text{m/s}}$ док се брзине за добијање динамичке, ударне жилавости лома, K_{Id}, крећу око $K_d \approx 10^5 \text{MPa}\sqrt{\text{m/s}}$. Треба нагласити да и вредности K_{Id} зависе од температуре на којој се материјал налази, што је шематски приказано на сл. 4.26. Препоруке и опис неопходне инструментализације за извођење ових захтевних и још увек нестандардизованих испитивања се могу наћи у литератури [101].



Слика 4.27. Начелан утицај брзине дејства оптерећења K на жилавист лома K_{Ic} и утврђена динамичка вредност K_{Id}

4.3.5.4. Утицај усмерености равни прслине

Конструкцијски материјали су ретко хомогени и изотропни. Микроструктура, а тиме и механичке карактеристике зависе од усмерења структуре. Посебно је то изражено код испитивања жилавости лома јер микроструктура у одређеном правцу може садржати слаба места, која олакшавају раст прслине. Другим речима K_{Ic} зависи од положаја и правца развоја прслине у односу на анизотропију материјала, која зависи од правца механичке обраде или од усмерења зрна. Због тога се у свим стандардима захтева назначавање оријентације прслине. У том смислу је неопходно утврдити полазни облик испоруке материјала као на пример: ваљана плоча, отковак, двоструко ваљана плоча а затим означити оријентацију раста прслине као што је то урађено за правоугаони попречни пресек [101].

Начелно, жилавост лома материјала K_{Ic} није неопходно одређивати за разне оријентације раста прслине, а често је то и немогуће због ограничених димензија сировог материјала. У том смислу када се одлучује која оријентација да се изабере мора се водити рачуна о сврхи самог експеримента. Уколико се тражи општа карактеристика материјала треба дати минималну вредност жилавости, а која се добија када се правац простирања прслине постави у правцу ваљања (правци ***S-T*** или ***S-L***). Одавде се намеће закључак да конструктор, када то могућности дозвољавају, материјал у конструкцију уграђује тако да могуће експлоатацијске прслине иду у правцу највеће жилавости материјала како би се успорио или зауставио њен раст [101]. Такође, да би се добила прецизнија анализа и извели правилни закључци о понашању неке конструкције са прслином, оријентисаност структуре се мора репродуковати и у епруветама на којима се изводе испитивања за одређивање жилавости лома K_{Ic}.

4.3.6. Веза између K_{Ic} и енергије удара W

При испитивању материјала са циљем утврђивања жилавости лома, K_{Ic}, може се наићи на разне препреке. Један од њих је и висока цена тих испитивања. Са једне стране неопходне епрувете морају бити веома прецизно израђене, а за спровођење испитивања је неопходна сложена, прецизна и најчешће скупа опрема. Истовремено, испитивања захтевају много више рада и знања, а врло често и накнадних испитивања (са већим дебљинама) и обраде података за тачну интерпретацију измерених резултата. Отежавајућу околност често

представљају рестриктивни услови за дебљину епрувете које је веома тешко испунити за конструкцијске материјале са ниским напоном течења [101].

Алтернативни, вишеструко важан пут добијања оријентационих вредности жилавости лома, K_{Ic}, је заснован на успостављању поузданих корелација са карактеристикама добијеним традиционалним поступцима испитивања енергије удара W, која су јефтинија и лакша за извођење. Веома често се ови подаци могу наћи и у литератури што за K_{Ic} није случај, бар за конструкцијске материјале, који се производе у нашој земљи. Треба рећи да постоје замерке на оправданост ових корелација с обзиром на велику разлику у оштрини врха зареза одговарајућих епреувета (заморна/ машинска) са једне, као и на брзини дејства оптређења (статичка/ударна) са друге. Такође, жилавост лома, K_{Ic}, дефинише сам почетак раста прслине док енергија удара W, обухвата и стварање прслине, као и њен даљи раст. И поред тога, на бази обимних експерименталних истраживања је добијено низ корелација корисних за праксу [6,7]. При томе њихов облик у великој мери зависи од материјала, температуре, облика и оштрине зареза и брзине деформације, ε. Другим речима, корелације се разликују за, рецимо, горњи ниво енергетског понашања (температурна област $T > TNP$) од оног у прелазној област у којој је температура $T \approx TNP$ или пак за доњи ниво (температурна област $T < TNP$). Тако на пример експериментално добијени подаци за низ конструкцијских челика напона течења σ_T = 760÷1700MPa и енергије удара W по Шарпију = 31÷121J су за горњи ниво енергетског понашања приказани регресионом линијом у облику:

$$\left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_T}\right)^2 = 0{,}64\left(\frac{W}{\sigma_T} - 0{,}01\right) \qquad (4.12.)$$

где је K_{Ic} изражено у MPa√m, а W у J.

4.3.7. Применљивост резултата

Поставља се питање да ли је познавање жилавости лома материјала при равној деформацији, K_{Ic} заиста важно у пракси. Још увек има доста конфузије око овог проблема. K_{Ic} се одређује по доста строгим критеријумима и, уз нека ограничења, то је константа материјала. Уколико се ти критеријуми и мало лабавије примене, не добија се конзистентна вредност параметра K_{Ic}. Да би се окарактерисала жилавост лома материјала (слично као затезне карактеристике помоћу $R_{p0,2}$ и R_m), морају се користити по стандарду добијени

резултати за K_{Ic}. За материјале од којих се тражи одређена жилавост лома, морају се обезбедити K_{Ic} сертификати. Рангирање материјала према њиховој жилавости лома мора бити базирано на важећим резултатима.

Уколико постављени услови у стандарду нису испуњени, добијена вредност K_Q није константа материјала и од мале је практичне користи. Једино уколико услов дебљине није испуњен, уколико је B мање од граничне вредности дефинисане јед. 4.9, K_Q још увек може бити корисно као мера жилавости лома плоче дебљине B.

Како реалне компоненте због своје недовољне дебљине не омогућавају развој равне деформације, то и K_{Ic} није мера њихове отпорности на раст прслине, већ је обично њихова жилавост K_c већа: $K_c > K_{Ic}$. То значи да би примена K_{Ic} доводила до конзервативних процена о дужини прслине и преосталој чврстоћи таквих компоненти. Та процена ће бити још конзервативнија у случају где је K-фактор при лому, K_c много већи од K_{Ic} добијеног при отскоку, сл. 4.23d. И поред тога што су важеће вредности K_{Ic} од практичне користи, треба имати на уму да за сваку примену треба користити ону жилавост лома материјала која је релевантна за одговарајућу дебљину и геометрију и не сме се стриктно везати за вредност K_{Ic} независно од примене.

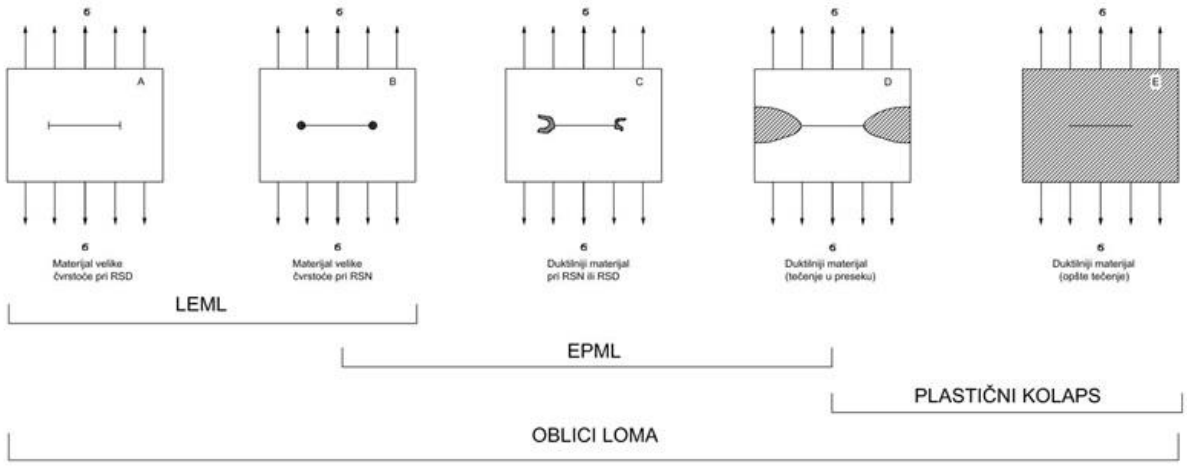
Конструкцијски материјали показују вредности K_{Ic} у одређеном опсегу како због чињенице да и сам материјал при производњи варира од шарже до шарже, тако и због низа утицајних фактора од којих су они најзначајнији наведени. Због тога при означавању вредности K_{Ic} треба поред стања материјала назначити и услове при којима су добијене. Подаци о жилавости лома K_{Ic} за материјале домаћих произвођача су ограничени, готово да их и нема.

Жилавост лома при равној деформацији се за материјале високе чврстоће креће у опсегу од 15÷110 MPa√m, док су неопходне дебљине дате у таб. 4.1. Из практичних разлога епрувете дебљине мање од 10mm се ретко примењују. Материјали са нижим напоном течења имају вредности K_{Ic} нивоа 150 MPa√m или веће, али такве вредности могу бити само процењене, јер су потребне велике дебљине епрувета за добијање важећих K_{Ic}. Ово указује на једно од ограничења применљивости ***LEML***, чија теорија је, према грубој процени, применљива само за материјале чији је однос E/σ_T на собној температури мањи од 200 - 250. Карактеризација отпорности материјала према расту прслине се у таквим случајевима мора базирати на неким другим концептима као што су ***CTOD***-концепт или концепт ***J***-интеграла.

На ниским температурама материјали се могу понашати на значајно кртији начин. Због тога је ***LEML*** применљива и за челике ниске чврстоће уколико су радне температуре на или испод температуре нулте пластичности (***TNP***) [101].

4.4. Еластопластична механика лома (*EPML*)

Линеарно-еластична механика лома (***LEML***) се може корисно применити све док је величина пластичне зоне на врху прслине мала у поређењу са дужином прслине. Ово је обично случај код материјала код којих се лом појављује при напонима који су знатно испод напона течења и у условима равног стања деформација. У таквим околностима лом се може дефинисати помоћу ***K***-фактора и одговарајуће жилавости лома K_{Ic}. Када превлада равно стање напона величина пластичне зоне је већа, али и даље знатно мања од дужине прслине. Лом се и у тим условима појављује при напонима мањим од напона течења па се применом модификоване ***LEML***, као на пример преко ***R***-кривих, могу добити задовољавајуће процене преостале носивости. Поступци ***LEML*** се највише користе у авионској и ракетној индустрији, где је критеријум смањења тежине од примарног интереса, због чега се морају користити материјали високе чврстоће, који су истовремено и крти. Уколико је величина пластичне зоне велика у односу на дужину прслине тада ***LEML*** више не важи, већ се морају применити методе еласто-пластичне механике лома (***EPML***). Шематски приказ области примене метода ***LEML*** и ***EPML*** са становишта релативне величине пластичне зоне за пролазну прслину у плочи је дат на сл. 4.28 [101].

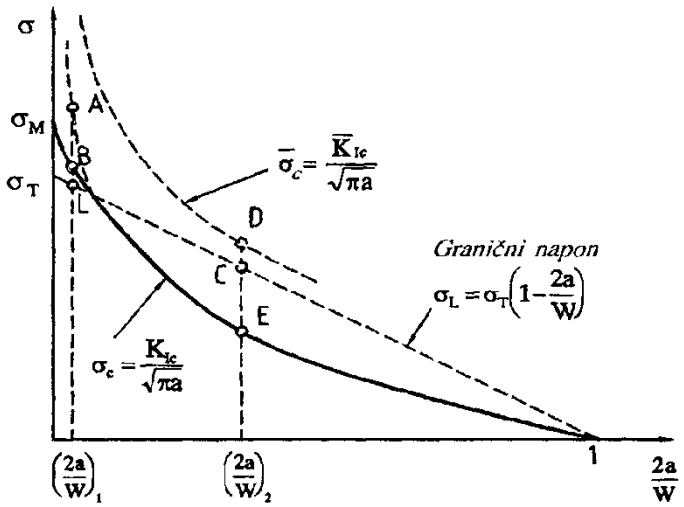


Слика 4.28. Области примене метода *LEML* и *EPML* за дефинисање појаве лома

4.4.1. Услови за примену EPML

Проблем величине пластичне зоне има два аспекта. На првом месту је то проблем кратких прслина код материјала мале жилавости лома. За њих је напон лома $\sigma_c = K_{Ic}/\sqrt{\pi a}$ и σ_c тежи бесконачности када се дужина прслине $2a$ приближава нули, сл. 4.29. Како је ово немогуће, очигледно је да напон лома не може бити дефинисан помоћу ***LEML***. Преостала чврстоћа при дужини прслине $(2a/W)_1$ је дефинисана тачком ***B***, што је ниже од напона у тачки ***A*** одређеног применом ***LEML***, а виша од граничног напона σ_L у тачки ***L*** који дефинише пластични колапс. Према критеријуму Федерсена, на основу којег је дефинисана тачка ***B***, да би се ***LEML*** могла применити процењени критични напон σ_c начелно треба да буде мањи од 2/3 σ_T.

Други случај за који се не може применити ***LEML*** се појављује када се користе метали високе жилавости. Уколико материјал има високу жилавост лома K_{IC} напон лома σ_c (тачка ***D*** на сл. 4.29 [101]) одређен применом ***LEML*** је увек већи од граничне носивости σ_L (тачка ***C*** на сл. 4.29). То значи да се K_{Ic} не може мерити, јер се пластична деформација лигамента и пластични колапс појављује при напону у тачки ***C,*** а тачка ***D*** је фиктивна јер се одговарајући напон не може достићи. Другим речима лом ће бити контролисан механизмом општег течења у пресеку за који не важи ни ***LEML*** ни ***EPML*** [101].



Слика 4.29. Дијаграм преостале чврстоће за крт и дуктилан материјал

Међутим, у условима ометања пластичне деформације и утицаја на ефективни напон течења $\sigma_{T,ef}$ и жилавости лома K_{Ic} тачке ***C*** и ***D*** на сл. 4.29 могу бити блиске. У таквим ситуацијама ***EPML*** може бити коришћена за предвиђање понашања при лому при чему се

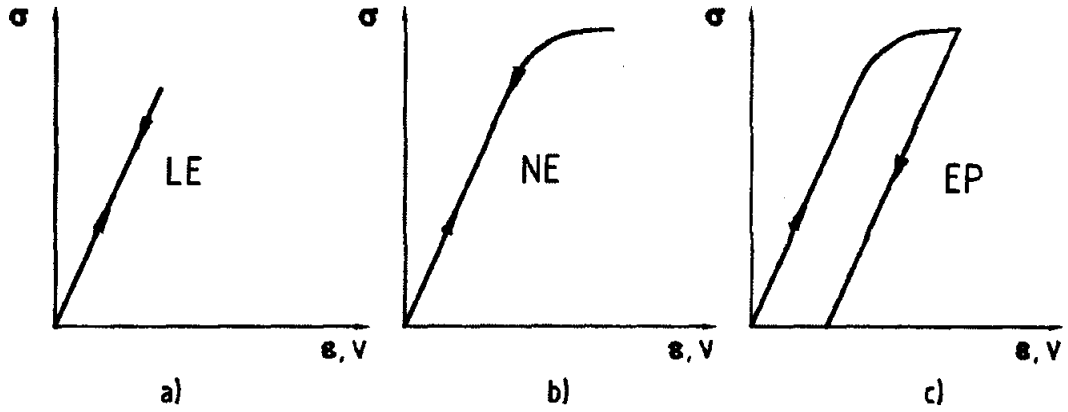
пластично течење у равни прслине одвија неометено, а прслина ће напредовати уколико се после пластичне деформације на врху прслине достигне критична вредност ***J***-интеграла, J_c, или отварања врха прслине, δ_c респективно.

Може се помислити да су појаве ометеног деформисања само специјални и ретки случајеви. Напротив, они су са практичног становишта од примарне важности. У енергетским постројењима и хемијској индустрији највећи део прслина се појављује у деловима под великим притиском, као што су посуде и цевоводи, који су израђени са дебелим зидовима. Такође и код платформи за вађење нафте на отвореном мору се често срећу проблеми прслина у дебелим завареним пресецима. Зато није изненађујуће што је највећи допринос развоју ***EPML*** дошао од ових индустрија. Постоји неколико метода које могу послужити за решавање проблема ***EPML*** али су најшире прихваћене две:

- Концепт ***J***-интеграла;
- Концепт отварања врха прслине δ_t.

4.4.2. Концепт контурног J - интеграла

Контурни ***J***-интеграл је постигао велики успех као параметар који карактерише лом тела који се деформишу еластично-пластично. Идеализујући еластично-пластичну деформацију као нелинеарно еластичну, ***Rice*** [114] је поставио основу за проширивање поступака механике лома и ван области ограничења ***LEML***. На сл. 4.30 [101] је приказана зависност напон-деформација σ - ε при једноосном затезању за линеарно еластично, нелинеарно еластично и еластично-пластично понашање материјала.



Слика 4.30. Зависности напон-деформација σ - ε при једноосном затезању за линеарно еластично (*a*), нелинеарно еластично (*b*) и еластично-пластично понашање материјала (*c*)

Понашање материјала на сл. 4.30b,c при задавању оптерећења је идентично али се оно разликује при растерећењу. Наиме, еластично-пластични материјал при растерећењу прати линеарну зависност нагиба једнаког Young-овом модулу E, док нелинеарно еластични материјал прати исту стазу коју је имао при оптерећивању. То значи да за еластичан материјал постоји једнозначна зависност између напона и деформације без обзира да ли се ради о фази оптерећивања или растерећивања. За еластично-пластичан материјал, међутим, у случају појаве било каквог растерећивања датој деформацији може кореспондирати више од једне вредности напона. Све док напони у оба материјала на сл. 4.30 монотоно расту, њихов механички одговор тј. деформација ће бити идентична. Другим речима деформациона теорија пластичности, која је базирана на нелинеарно-еластичном понашању материјала, може бити важећа све док не дође до растерећења и пада напона у материјалу.

4.4.2.1. Основна дефиниција J-интеграла

Разматра се оптерећено хомогено тело (сл. 4.31a), линеарно или нелинеарно-еластичних особина и слободно од запреминских сила. За њега се може дефинисати линијски интеграл за дводимензионални проблем облика

За описивање локалног напонско-деформационог поља на врху прслине како у линеарно-еластичном тако и у еластично-пластичном домену, ***Rice*** [114] је дефинисао линијски интеграл за дводимензионални проблем у облику:

$$J = \oint_S \left(W dy - \vec{T}_i \frac{\partial \vec{u}_i}{\partial x} ds \right) \tag{4.13}$$

где је:

S - произвољна затворена линија интеграције (у смеру супротном од кретања казаљке на сату);

$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ - густина енергије деформације где су σ_{ij} и ε_{ij} тензори напона и деформације, респективно;

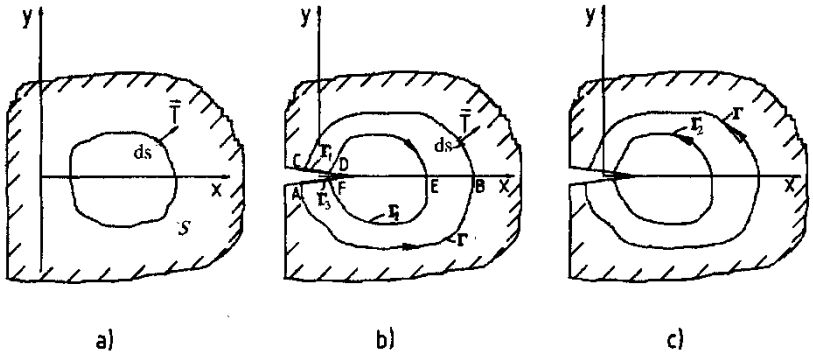
$\vec{T}_i = \sigma_{ij} \vec{n}_j$ - вектор затезања на кривој S;

$\vec{u}_i$ - вектор померања;

$\vec{n}_j$ - јединични вектор нормалан на криву ***S***, и

ds - елемент дужине лука по кривој ***S***.

S је контура која обухвата врх прслине и има почетну и крајњу тачку које леже на две површине прслине, сл. 4.31 [114]. Интеграција по овој контури се врши у смеру супротном од кретања казаљке на сату. ***Rice*** је такође показао да је вредност *J*-интеграла независна од избора контуре интеграције [114]. Вектор затезања $\vec{T}_i$ представља напон нормалан на криву интеграције ***S***. То значи да када би путања интеграције била постављена по контури тела, $\vec{T}_i$ би представљао нормалне напоне који делују на тој истој контури [114].



Слика 4.31. Путања интеграције контурног J-интеграла за еластично тело без прслине (а), са прслином (*b*) и независност вредности J-интеграла од путање интеграције (*c*).

Теба уочити да је вектор затезања $\vec{T}_i$ уствари напон нормалан на криву интеграције ***S***. То значи да уколико би путања интеграције била постављена по контури тела, $\vec{T}_i$ би представљао нормалне напоне који делују на тој истој контури.

Rice [114] је, примењујући једначине равнотеже, релације између деформација и померања и Гринову теорему показао да уколико се интегрише по било којој затвореној кривој $S = \Gamma_1 + \Gamma_2 + \Gamma_3 + \Gamma_4$ која се налази унутар или по контури тела и не садржи никакав сингуларитет, јер је врх прслине изван ***S*** (сл. 4.31 b,c), вредност интеграла је

$$\oint_S = \int_\Gamma + \int_{\Gamma_1} + \int_{\Gamma_2} + \int_{\Gamma_3} = 0 \qquad (4.14.)$$

што је у складу са теоремом о конзервацији енергије. Како је за сегменте контуре ***Γ1*** и ***Γ3*** дуж површине прслине ***dy*** = 0 i $\vec{T}_i = 0$ to je $\int_{\Gamma_1} = \int_{\Gamma_3} = 0$, па следи да је

$$\int_{\Gamma_1} + \int_{\Gamma_2} = 0 \text{ ili } \int_{\Gamma_1} = -\int_{\Gamma_2} \tag{4.15.}$$

Уколико се промени смер интеграљења дуж дела Γ_2 (сл. 4.31c) следи да је

$$J = \int_{\Gamma} = \int_{\Gamma_2} \tag{4.16.}$$

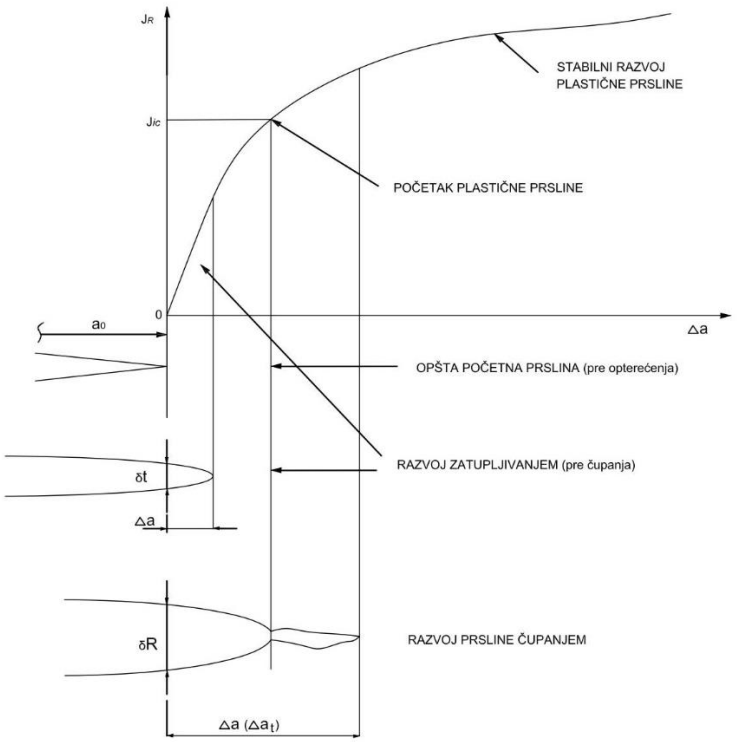
Другим речима вредност ***Rice-овог J***-интеграла

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - \vec{T}_i \frac{\partial \vec{u}_i}{\partial x} ds \right) \tag{4.17.}$$

је јединствена и не зависи од путање интеграције Γ. Као последица, путања интеграције се може изабрати у непосредној близини врха прслине и то у пластичној зони, ван пластичне зоне или пак дуж контуре тела увек полазећи од једне до друге површине прслине, сл. 4.31c. Још једном треба нагласити да је *Rice* претпоставио да важи деформацијска теорија пластичности, и да су напони и деформације у еласто-пластичном или пластичном подручју тела исти као и за нелинеарно еластично понашање тела, сл. 4.30.

4.4.2.2. Модел процеса лома и J-R крива отпорности

Употреба ***J***-интеграла као критеријума еластично-пластичног лома узета је са модела на сл. 4.32, на којој су приказани узастопни стадијуми у развоју стабилне прслине у еласто-пластичном материјалу. Процес лома почиње када се епрувета или конструкција ослабљена прслином оптерети, при чему у почетној фази долази до њеног затупљивања. Ово затупљивање се повећава све док се не достигне оптерећење за напредовање прслине испред заобљеног чела. Вредност при коме се то прво напредовање прслине појављује дефинише меру жилавости лома J_{Ic}. Следећи стадијум у развоју пластичног чупања је стабилни развој доминантне прслине која може да се начини видљивом, јер се појављује спајањем шупљина секундарног лома. Процес понашања прслине описан овим моделом се може повезати са ***J***-интегралом при чему је карактеристична зависност ***J - Δa*** приказана на сл. 4.32. [101].



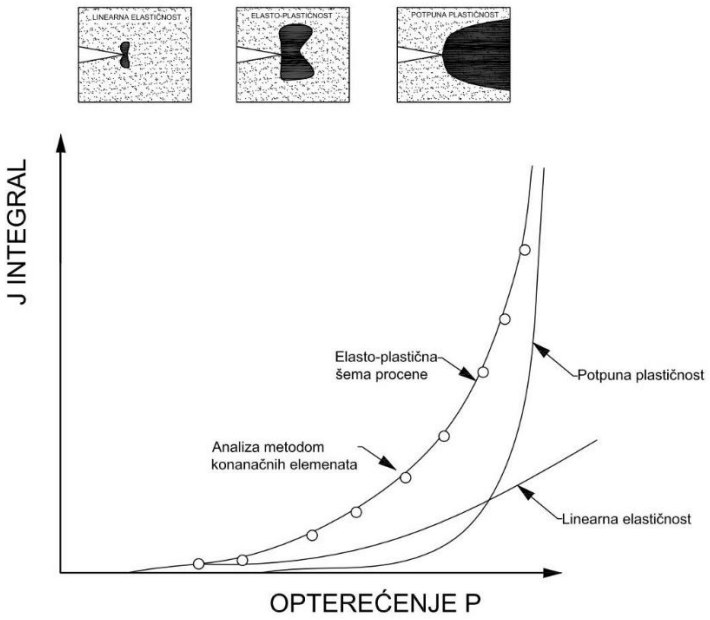
Слика 4.32. Шематски приказ зависност J-Δa при стабилном развоју прслине чупањем

4.4.2.3. ЕПРИ поступак за срачунавање J-интеграла

J-интеграл је независан од путање интеграције. То значи да се она може погодно одабрати, тако да обухвата контуру елемента, која је истовремено и довољно удаљена од врха прслине и која се налази у еластичном пољу напона и деформација. Отуда се брзина ослобађања енергије за еластопластичне проблеме може одредити применом линеарно-еластичне анализе дуж контуре по којој делују оптерећења и померања која су позната. Зато је за срачунавање вредности ***J***-интеграла могуће користити и нумеричке методе од којих се до сада највише примењује метода коначних елемената (***МКЕ***). Вредности ***J***-интеграла за неке проблеме су, пак, добијене на бази упрошћеног понашања материјала по круто-пластичном моделу или његовој комбинацији са прилагођеним еластично-пластичним моделима, док су ***Suo*** и ***Hutchinson*** узели у обзир и појаву деформационог ојачавања материјала користећи ***Ramberg-Osgood*** модел. Најновији, знатно усавршенији инжењерски приступ за срачунавање ***J***-интеграла дали су ***Kumar, German*** и ***Shih***. Они су предложили поступак који се састоји у одвојеном срачунавању, а затим сабирању његове еластичне J_{el}, и компоненте при пуној пластичности лигамента J_{pl} у облику [101]

$$J = J_{el}(A_{ef}) + J_{pl}(a,\ n) \qquad (4.18.)$$

Њихов прилаз је након разраде и провере прихваћен од Института за истраживање електричне енергије (***Electric Power Research Institute-EPRI***) и публикован у инжењерском приручнику. На сл. 4.33 [101] је шематски приказана зависност ***J*** и његових компоненти од задате силе, ***P***. Може се уочити да је пластична компонента J_{pl} занемарљива при малим оптерећењима, али да доминира при великим. Резултујућа, сумарна вредност ***J*** се добро слаже са резултатима добијеним методом коначних елемената за еластично-пластичне услове [101].



Слика 4.33. EPRI шема за срачунавање J-интеграла

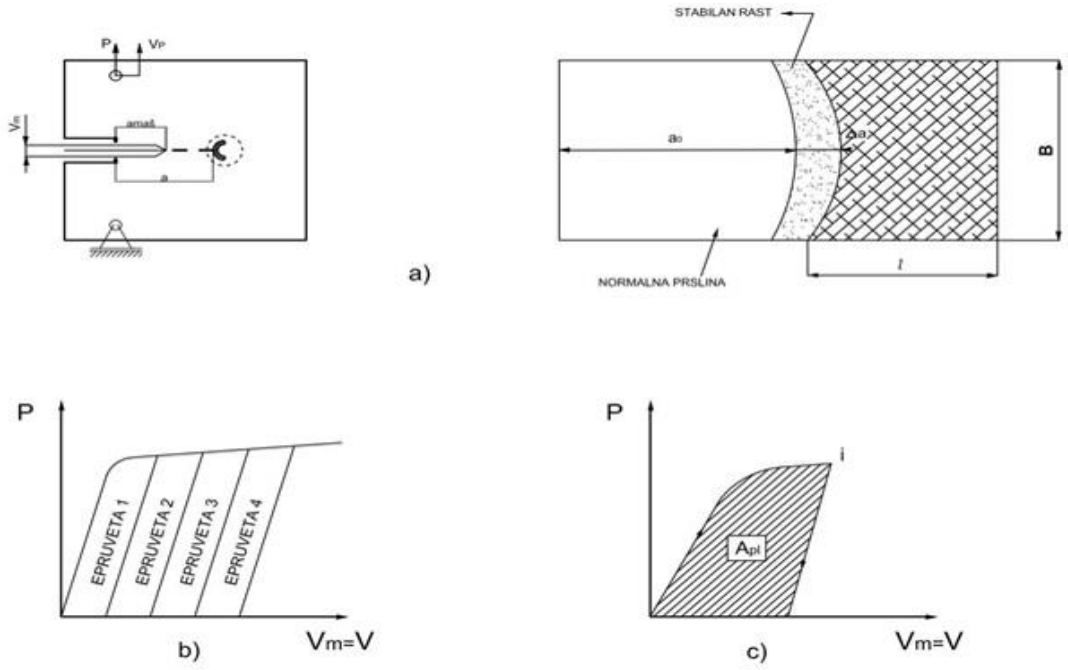
4.4.2.4. Стандардне експерименталне методе за одређивање J_{Ic} и криве отпорности J-R

Користећи могућност да се ***J***-интеграл одреди преко споља мерених величина ***Rice*** и сарадници [114] су први презентовали одређивање критичне вредности J_{Ic} експерименталним путем применом:

- методе више епрувета, и
- методе једне епрувете.

Метода више епрувета предложена од ***Landesa*** и ***Begleya*** је кориговала претходне непогодности и послужила је као основ за утврђивање стандарда ASTM E813 за одређивање J_{Ic} . Поступак је шематски приказан на сл. 4.34. [101]. Испитивања се изводе на 4 до 5 готово идентичних, у овом случају, ***CT***-епрувета (сл. 4.34а) код којих су дужине заморних прслина a_0 исте а $a_0/W > 0.5$. Свака епрувета се затеже до одређене вредности (P_i, V_i i=1, 2, 3, 4,...)

као на сл. 4.34b, након чега се потпуно растерећује. Да би се добио стабилни раст прслине у овим експериментима се сила мора задавати под контролом померања, што у начелу значи да се морају користити електро-хидрауличне или електро-механичке кидалице [101].



Слика 4.34. Поступак одређивања J_{Ic} методом више епрувета

Након тога се епрувета загрева на одређеној темперетури како би се истакао тамни део површине стабилног раста прслине на сл. 4.34a од светле површине накнадног статичког прелома или прелома замарањем при веома малим амплитудама оптерећења. Вредности дужине прслине a_0 и њеног стабилног прираштаја, Δa_i, се због појаве заобљеног чела прслине дефинишу као просечна вредност физичке дужине прслине, a_p, од бар девет мерења равномерно распоређених по дебљини епрувете.

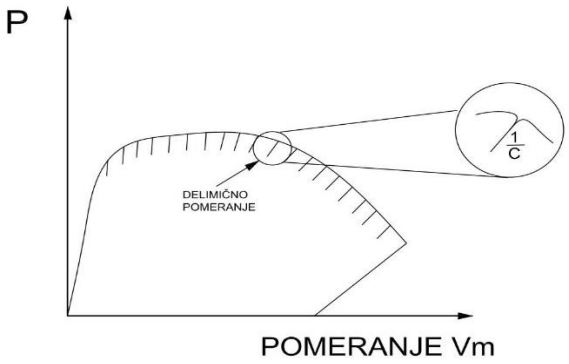
Вредност J-интеграла за сваку епрувету се одређује из дијаграма сила-померање, P-V_m, користећи израз

$$J = J_{el} + J_{pl} \tag{4.19.}$$

где су J_{el} и J_{pl} еластична и пластична компонента J-интеграла, респективно.

Поступак прорачуна критичне вредности J_{Ic} код испитивања CT и $SE(B)$ епрувета је детаљно описан у стандарду ASTM E1820 [113], а практично је објашњен у Поглављу 5 за израчунавање критичног J_{Ic} за $SE(B)$ епрувете.

Метода једне епрувете омогућава добијање ***J-R*** криве јер није неопходно користити више епрувета ако може да се континуално прати или у одређеним интервалима утврди дужина прслине. Сада за то стоје на располагању технике пада потенцијала и попустљивости епрувете. Техника попустљивости се састоји у томе да се током процеса затезања, епрувета повремено делимично еластично растерети и поново оптерети, сл. 4.35. [101]. На бази нагиба праве која дефинише попустљивост епрувете $C_i=(\Delta V/\Delta P)_i$ (попустљивост се повећава и нагиб праве растерећења се смањује како прслина напредује) могуће је применом израза за калибрацију $a_i = f(C_i)$, за дати тип епрувете, одредити дужину прслине a_i [101].



Слика 4.35. Типични изглед криве сила-померање P-V_m са повременим растерећењима за примену методе попустљивости

Вредност ***J***-интеграла се одређује из дијаграма сила-померање, ***P-V$_m$***, с тим што свако растерећење представља једну епрувету, односно једну вредност ***J*** у ***J-R*** кривој. Да би се за дату историју оптерећења добила ***J-R*** крива отпорности у тренутку растерећења ***i***, ***J***-интеграл се за растућу прслину срачунава коришћењем основног израза који је идентичан за ***CT*** и ***SE***(***B***) епрувете, и дат је зависношћу [113]:

$$J_{(i)} = \frac{K_{(i)}^2\left(1-\nu^2\right)}{E} + J_{pl(i)} \qquad (4.20.)$$

где је: $K_{(i)}$ - фактор интензитета напона одређен на основу стандарда ASTM E 1820:20 "***Анекс А1 тачка А1.4.1***" (једн. 5.22),

ν - Поасонов коефицијент,

E - Модул еластичности.

Пластична компонента ***J***-интеграла је дефинисана изразом:

$$J_{pl(i)} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{pl(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right] \left[1 - \gamma_{pl(i-1)} \left(\frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \right] \qquad (4.21.)$$

Поступак прорачуна критичне вредности J_{Ic} код испитивања ***CT*** и ***SE*(*B*)** епрувета је детаљно описан у стандарду ASTM E1820 [113].

Теба нагласити да је ограничење за примену методе једне епрувете чињеница да захтева примену софистициране опреме као што су мерни уређаји, појачивачи сигнала, давачи и комјутерски управљане кидалице са могућношћу снимања и обраде података.

Без обзира што се примена еластопластичне механике лома (***EPML***) односи пре свега на дуктилне материјале, најновији стандард ASTM E1820 [113], који обједињава све претходне стандарде за механику лома, дозвољава примену ***J***-интеграла и за крте материјале који се ломе механизмом цепања.

За услове деформација малог обима при равном стању деформације (RSD), вредности K_{Ic} и J_{Ic} дефинисане на истој тачки на ***P-V*** кривој су повезане изразом:

$$K_{Ic} = \sqrt{\frac{J_{Ic} \cdot E}{1 - \nu^2}} \qquad (4.22.)$$

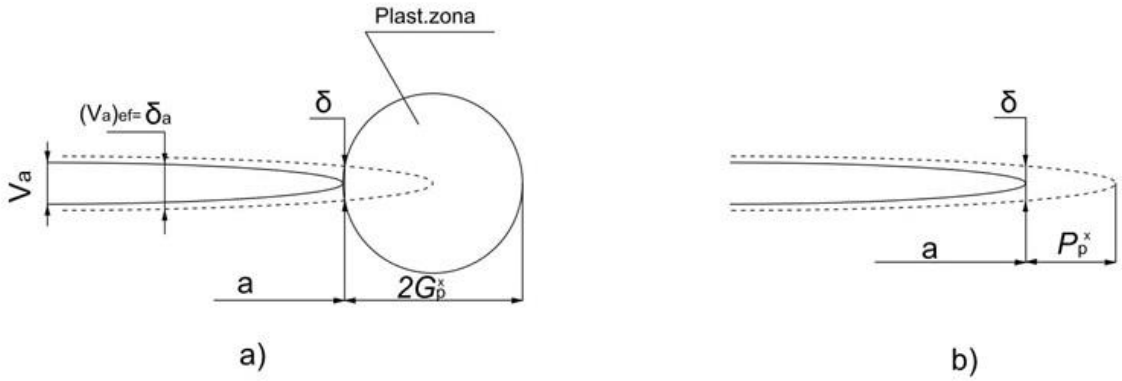
где вредност ***J***-интеграла, J_Q може бити било J_{Ic} дефинисана у близини иницирања дуктилног раста прслине или, пак, у тренутку када се нестабилан раст прслине остварује механизмом цепања. Када се епрувете понашају на претежно еластичан начин, могу се одредити било K_{Ic} или J_Q али случај са ***K*** престаје да важи са појавом већег пластичног деформисања на врху прслине. Димензиони захтеви за важеће одређивање J_{Ic} и критичне вредности при цепању, J_Q су много мање рестриктивни од оних за одређивање жилавости лома K_{Ic}. Уколико се испуне потребни димензиони захтеви при одређивању J_Q онда се она преко јед. 4.22 може изразити у облику еквивалентног K_{Ic}. Овако утврђена вредност K_{Ic} која се често означава са K_{Jc} се може сматрати као вредност која би се добила и експерименталним путем, али на довољно дебелим епруветама. Треба напоменути да је ова конверзија одговарајућа само када је вредност, J_Q мера жилавости лома материјала која не зависи од величине.

Вредност J_{Ic} за почетак дуктилног раста прслине мора задовољити јед. 4.23, односно да би J_Q важило као J_{Ic} мора се испунити низ захтева од којих је најважнији да дебљина епрувете B и почетни лигамент b_0 задовоље услов:

$$B; b_0 > 10\frac{J_Q}{\sigma_Y} \tag{4.23.}$$

4.4.3. Концепт отварања врха прслине

Поред J-интеграла, за решавање проблема EPML, уведен је још један параметар, отварање врха прслине δ чије је физичко значење приказано на сл. 4.36a. [101].



Слика 4.36. Отварање врха прслине δ дефинисано на бази ефективног отварања прслине δ_a и *Irwin-ове* корекције пластичне зоне (а) и за *Dugdale-ov* модел (б)

За пролазну прслину у неограниченој равномерно затегнутој плочи и за равно стање напона (***RSN***) је [101]:

$$\delta\left(=\delta_t\right)=\left(\delta_a\right)_{x=a}=\frac{4}{\pi}\frac{K^2}{E\sigma_T}=\frac{4}{\pi}\frac{\mathcal{G}}{\sigma_T} \tag{4.24}$$

при чему је усвојен кружни облик пластичне зоне величине r_{1p}^*. Уколико се претпостави ***Dugdale-ov*** модел пластичног течења на сл. 4.36b [101], отварање врха прслине је [16]:

$$\delta\left(=\delta_t\right)=\frac{K^2}{E\sigma_T}=\frac{\mathcal{G}}{\sigma_T} \tag{4.25}$$

што је незнатно мање од вредности одређене једн. 4.24.

Како су претходни изрази изведени за материјал који деформационо не ојачава и за ***RSN*** то се, начелно, веза између δ и $\mathcal{G}$ односно K у области важења ***LEML*** може написати у облику [101]:

$$\delta = \frac{K^2}{mE\sigma_T} = \frac{\mathcal{G}}{m\sigma_T} \tag{4.26}$$

где је m бездимензиони фактор у функцији стања напона и понашања материјала и има вредности између 1,15 за ***RSN*** и 2,95 за ***RSD***.

За веома жилаве материјале се не може применити ***LEML***. Код њих појави раста прслине претходи знатна пластична деформација, праћена заобљавањем и отварањем врха прслине. Може се показати да у оваквим случајевима постоји веза између J и δ у облику [101]:

$$J = \sigma_T \delta \tag{4.27}$$

и која важи за ***EPML***. Треба уочити сличност између јед. 4.27 и јед. 4.25 при чему је ова друга изведена занемарујући чланове другог реда. Другим речима ***Dugdale-ov*** модел тракастог течења испред врха прслине који је изведен за ***RSN*** и неојачавајући материјал предвиђа приближне вредности фактора m и за линеарно еластичне и еласто-пластичне услове. Како се лом, односно стабилан раст прслине, појављује при критичној вредности J_{Ic} то, с обзиром на јед. 4.27, истој појави одговара и критична вредност δ_c која такође представља карактеристику материјала. Детаљи о испитивању за одређивање вредности δ_c се могу наћи у стандарду [113]. Треба нагласити да са становишта анализе толеранције оштећења вредност δ_c није од великог значаја. Она је од користи за упоређивање отпорности материјала на лом али се не може користити за срачунавање критичне дужине прслине у конструкцији. Да би се овај проблем премостио неопходно је да се δ повеже са напонима и деформацијама на врху прслине, што је урађено у сада прихваћеном поступку такозваних δ-конструкцијских кривих.

4.5. Испитивања механике лома

Механика лома, кроз теоријске и експерименталне анализе понашања тела са присутном прслином, донела је нове могућности за унапређење поузданости конструкција. Развој стандарда за одређивање жилавости лома у условима равне деформације (K_{Ic}) омогућио је практичну примену линеарно-еластичне механике лома на реалним конструкцијама израђеним од материјала високе чврстоће. Основни услов применљивости ових испитивања

је да се око врха прслине формира само ограничена зона пластичне деформације пре почетка њеног раста и коначног лома.

Према енергетском критеријуму Грифита, нестабилно ширење прслине настаје када је енергија која се ослобађа током њеног раста (тј. брзина ослобађања енергије) већа од способности материјала да се том процесу супротстави. У оквиру концепта линеарно-еластичне механике лома, ова енергија се еквивалентно изражава преко **фактора интензитета напона**:

$$K = Y \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \tag{4.28.}$$

где је $\boldsymbol{Y}$ бездимензиони фактор геометрије, $\boldsymbol{\sigma}$ удаљени напон, $\boldsymbol{a}$ дужина прслине.

Отпорност материјала на неконтролисани раст прслине у оквиру линеарно-еластичне механике лома дефинише се критичном вредношћу фактора интензитета напона у условима равног стања деформације, $\boldsymbol{K_{Ic}}$, што представља својство материјала познато као **жилавост лома при равној деформацији**. За хомогене материјале, поступак одређивања ове величине је детаљно описан у стандарду **ASTM E399** [112,113].
Када је позната вредност жилавости лома и фактор интензитета напона, услов за нестабилни раст прслине се може записати као:

$$K \geq K_{Ic} \tag{4.29.}$$

на основу овог односа могуће је израчунати критичну дужину прслине $\boldsymbol{a_c}$, ако су познати жилавост лома, удаљени напон $\boldsymbol{\sigma}$ и фактор геометрије $\boldsymbol{Y}$, одредити потребну жилавост лома (избор материјала) ако су познати параметри $\boldsymbol{a}$, $\boldsymbol{\sigma}$ и $\boldsymbol{Y}$, или одредити дозвољено оптерећење ($\boldsymbol{\sigma}$) за задате вредности дужине прслине, жилавости лома и фактора $\boldsymbol{Y}$.

Ипак, директно коришћење $\boldsymbol{K_{Ic}}$ ограничено је на материјале високе чврстоће, јер се код већине конструкционих материјала око врха прслине развија значајна зона пластичне деформације. Због тога је у оквиру еласто-пластичне механике лома уведено коришћење два додатна параметра:

- ***CTOD (δ)*** – отварање врха прслине,
- ***J-интеграл*** – величина независна од путање интеграције.

У условима равне деформације и линеарно-еластичног понашања, критичне вредности ових параметара ($\boldsymbol{\delta_{Ic}}$ и $\boldsymbol{J_{Ic}}$) директно су повезане са величином $\boldsymbol{K_{Ic}}$. Предност коришћења $\boldsymbol{\delta}$ и $\boldsymbol{J}$

параметара огледа се у њиховој примени и након развоја значајних пластичних деформација, као и у томе што су стандардизовани поступци за њихово експериментално одређивање.

Стандард **ASTM E399** представљао је основу за успостављање ширег система стандарда којима су дефинисане методе за одређивање параметара како линеарно-еластичне, тако и еласто-пластичне механике лома.

Што се тиче ASTM стандарда, данас су важећи и у употреби:

- ASTM E399:2020 - "*Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*" (Стандардни поступак испитивања Линеарно-еластичне жилавости лома при равној деформацији металних материјала) [112], и
- ASTM E1820:2020 - "*Standard Test Method for Measurement Fracture Toughness*" (Стандардни поступак мерења жилавости лома) [113]. Овај стандард је објединио стандарде E399, E1290 и E1737, који су стављени ван употребе.

Када су у питању важећи европски стандарди, то су:

- EN ISO 12135:2016 - "*Metallic Materials. Unified Method of test for the determination of quasistatic Fracture Toughness*" (Метални материјали – Обједињена метода испитивања при одређивању квазистатичке жилавости лома) [115]
- EN ISO 15653:2018 - "*Metallic Materials. Method of test for the determination of quasistatic Fracture Toughness of weld*" (Метални материјали – Метода испитивања при одређивању квазистатичке жилавости лома заварених спојева) [116]

Србија је прихватила важеће европске стандарде:

- SRPS EN ISO 12135:2016 - "*Метални материјали – Обједињена метода испитивања при одређивању квазистатичке жилавости лома*" [115]
- SRPS EN ISO 15653:2018 - "*Метални материјали – Метода испитивања при одређивању квазистатичке жилавости лома заварених спојева*" [116].

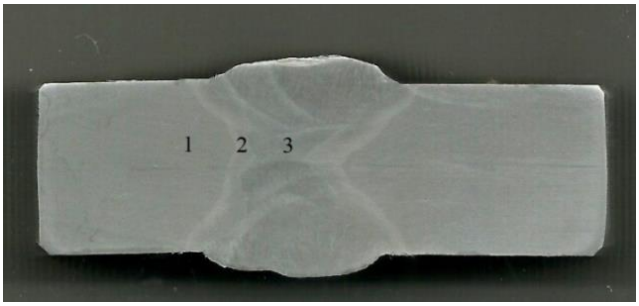
Поред важећих европских стандарда, у употреби су и сви активни међународни стандарди, ASTM E399:2020, ASTM E1820:2020 і BN EN ISO 15653:2018. Тенденција обједињавања

стандарда, заснована на истим облицима епрувете и сличном поступку испитивања, исказана је и у приступу који је прихваћен у Европи.

4.5.1. Примена параметара механике лома на употребну спремност заварених спојева

За заварене спојеве од посебне важности је чињеница да је присуство прслина и других врста недостатака не само могуће, већ и у пракси готово неизбежно. Управо из тог разлога постоји изузетно велико интересовање за примену параметара механике лома у анализи понашања заварених спојева и конструкција. Ипак, у примени ових параметара јављају се два значајна проблема [117]:

- **Ограничена прецизност у откривању грешака** – како у погледу њихове величине, тако и положаја унутар конструкције.
- **Хетерогена структура и особине завареног споја** – микроструктура (сл. 4.37 [118]) и механичке карактеристике нису уједначене, што значајно отежава тачну примену класичних параметара механике лома.



Слика 4.37. Макроскопски изглед завареног споја
1 – *OM*, 2 – *ZUT*, 3 – *MŠ*

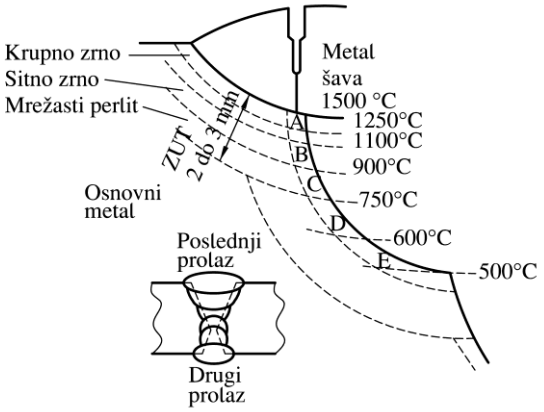
Сходно томе, процена поузданости заварених спојева често није довољно сигурна, јер недостају потпуни подаци о величини и положају грешака, као и о начину на који ће се прслина развијати кроз различите зоне споја. Један од кључних изазова при испитивању узорака са иницираном прслином у завареном споју јесте избор тачне позиције врха прслине [110,119].

Како се механичке карактеристике појединих области унутар завареног споја међусобно разликују, услови раста прслине ће такође зависити од тога у којој се зони врх прслине

налази. Иако то не спречава експериментално одређивање жилавости лома у критичним деловима или на споју у целини, тумачење резултата може бити знатно отежано [110].

Да би се стекла потпунија слика о могућностима примене механике лома на заварене спојеве, потребно је детаљније описати типове епрувета и потенцијалне недостатке који се јављају током испитивања. Најчешће се користе епрувете за савијање у три тачке (сл. 4.16) и компактне епрувете за затезање (сл. 4.17) [115]. Епрувете за савијање у три тачке показале су се веома практичним у примени јер омогућавају испитивање свих главних параметара механике лома (K_{Ic}, δ, J), док компактне епрувете за затезање омогућавају рационалнију потрошњу материјала и захтевају мање силе приликом испитивања. Овакви тестови епрувета са иницираном прслином пружају увид у локално понашање материјала у близини врха прслине, па се добијени резултати често генерализују и примењују на целокупну конструкцију. Међутим, услед хетерогене структуре приказане на сл. 4.37, поузданост таквог приступа је ограничена. Наиме, врх прслине током раста може пролазити кроз зоне различитих структура и механичких својстава завареног споја, што утиче на тачност предвиђања.

Сложеност микроструктуре и геометрије, посебно у зони утицаја топлоте (***ZUT***), додатно илуструје пример са сл. 4.38, где је приказан нисколегирани термомеханички обрађен челик повишене чврстоће у вишепролазном шаву. Код оваквих челика се у ***ZUT***, под утицајем више узастопних термичких циклуса и пластичних деформација, често јављају појасеви смањене жилавости лома у уском подручју уз линију стапања (места ***A*** и ***E*** на сл. 4.38) [120].



Слика 4.38. Пресек кроз *ZUT* шава нисколегираног челика повишене чврстоће

Када се препоручује да се за директно одређивање жилавости лома у критичној зони узме најнижа измерена вредност, сл. 4.38 јасно показује са коликим се практичним потешкоћама

овај поступак сусреће. Пошто је код челика зона утицаја топлоте (***ZUT***) критично подручје у коме се најчешће иницирају прслине, његова мала ширина (2–3 mm у основном металу уз линију стапања) представља озбиљан проблем за прецизно позиционирање врха заморне прслине у жељеној области. Пракса је показала да је, чак и уз врло пажљив рад, неопходно испитати велики број узорака како би се врх прслине поуздано сместио у овај уски појас и добиле најниже реалне вредности жилавости лома у ***ZUT***. Најчешће се степен искоришћења креће у распону од свега 10–20% укупно припремљених узорака [121].

Додатна потешкоћа је и ток раста заморне прслине чији је врх позициониран у ***ZUT*** (подручје ***A*** на сл. 4.38). Она неизбежно пролази кроз зоне различитих микроструктура и механичких својстава, што доводи до асиметричног формирања пластичне зоне испред врха прслине. Пошто одређене карактеристике, као што је напон течења у веома уским и крутим областима ***A*** и ***E***, није могуће директно измерити, нарушавају се услови који важе за примену класичних поступака одређивања параметара механике лома развијених за хомогене материјале.

Због ових ограничења методе механике лома не дају увек једнако поуздане резултате када се примењују на заварене спојеве. Ако се узме у обзир да је проблем позиционирања врха прслине у критичну зону заједнички свим методама, онда критеријум применљивости треба да буде способност методе да измери жилавост лома управо у зони врха прслине, без утицаја околног материјала. Са тог аспекта, K_{Ic} има одређену предност јер подразумева строже услове ограничене пластичне зоне у односу на еласто-пластичне параметре. Међутим, у пракси, када се испитују шавови од челика релативно високе жилавости лома, ови услови се ретко могу испунити. Повећање димензија узорка као начин контроле величине пластичне зоне често није могуће: код мекших челика дебљина узорка би морала бити много већа од дебљине стварних конструктивних елемената, док се код узорака извађених из шавова додатно јавља проблем прецизног постављања врха прслине у критичну зону.

Хетерогеност структуре и својстава унутар завареног споја знатно компликује процену, посебно у зависности од положаја врха прслине и области кроз коју се развија лом. Ипак, ако се посматра заварени спој као целина, онда је за конструкцију најважнији податак о „најслабијем месту“. Управо тај податак је кључан код локалних испитивања попут одређивања параметара механике лома. Са друге стране, код одређивања затезних својстава

(нпр. затезне чврстоће), меродаван резултат за целину има већу вредност него појединачна мерења за основни метал или метал шава.

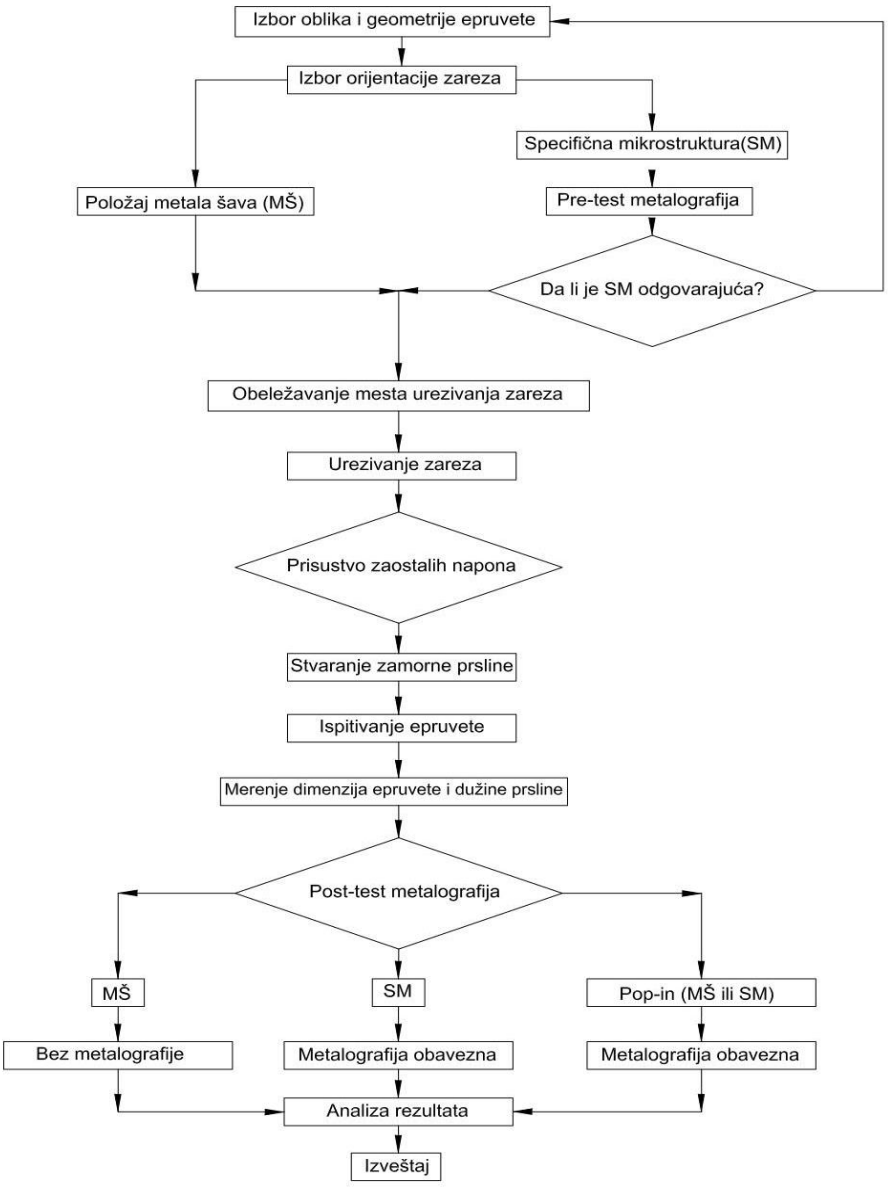
Иако су испитивања механике лома скупа и захтевају већи број узорака (најмање десет за један параметар), њихова примена је економски оправдана када се узме у обзир значај за безбедност и продужетак века конструкције. Ово је посебно релевантно јер више од половине светске производње челика завршава у завареним конструкцијама [122]. При том, за поуздано одређивање параметара неопходно је познавање механичких својстава. Проблем у пракси је често непостојање прецизног податка о напону течења у завареним спојевима, који је по стандардима неопходан референтни параметар.

Упркос бројним ограничењима, примена механике лома на заварене спојеве постаје све значајнија, јер пружа дубљи увид у њихово понашање у присуству прслине. Савремени стандарди, попут EN ISO 15653:2018 [116], прописују примену сва три параметра (***K*$_{Ic}$**, ***CTOD***, ***J***-интеграл) за карактеризацију отпорности заварених спојева и дефинишу околности у којима је сваки од њих релевантан. Упрошћена процедура испитивања приказана је шематски на сл. 4.39 [116].

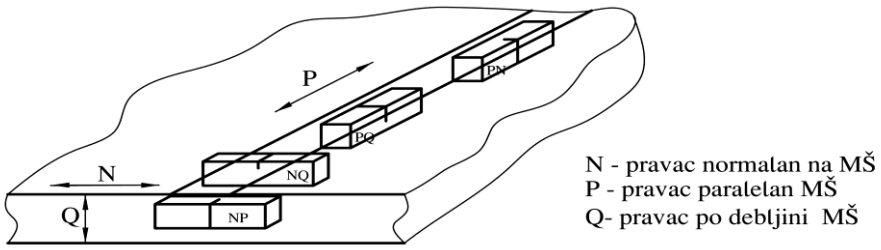
Посебно је важно нагласити захтеве за положај зареза и заморне прслине:

- раван заморне прслине треба да буде паралелна уздужној оси споја,
- врх прслине мора да буде што више у истој зони испитивања како би се избегла локална оштећења у малој запремини материјала,
- зарез се може поставити у метал шава, линију стапања или у ***ZUT***.

Уколико је циљ верификација додатног материјала, испитује се метал шава (***MŠ***). Начин вађења епрувета са зарезом и заморном прслином у ***MŠ*** приказан је на сл. 4.40 [116]. Епрувете се узимају из пробних узорака који се израђују на идентичан начин као и стварна конструкција, а за плоче мање дебљине од 50 mm користе се епрувете пуне дебљине.

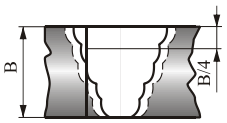
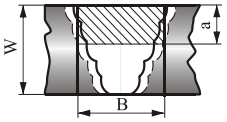
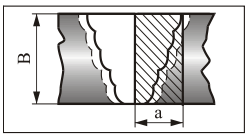


Слика 4.39. Шематски приказ процедура испитивања механике лома код заварених спојева према EN ISO 15653:2018

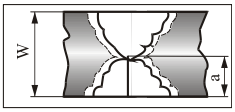
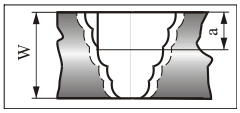
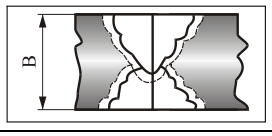
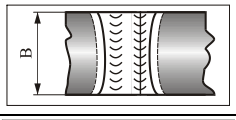
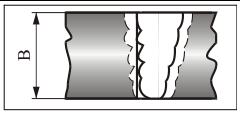
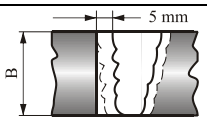


Слика 4.40. Начин вађења епрувета и положај прслине при испитивању МШ

Отпорност према развоју прслине у ***МШ*** и ***ZUT*** испитује се на епруветама са зарезом и заморном прслином, што је шематски приказано на сл. 4.41 и сл. 4.42 [116]

Шема положаја зареза	Правац	Геометрија епрувете	Место зареза
	NP	***B*** x ***B*** или ***B*** x ***2B***	***MŠ*** – дуж централне линије
	NQ	***B*** x ***B***	***MŠ*** – из корена дуж централне линије
	NP	***B*** x ***B*** или ***B*** x ***2B***	***ZUT***- зарез у линији стапања на половини дебљине
	***NP***	***B*** x ***B*** или ***B*** x ***2B***	***ZUT***- зарез у линији стапања на четвртини дебљине
	***PQ***	***B*** x ***B***	Попречно у ***MŠ***
	***PN***	***B*** x **B**	Попречно у ***MŠ*** дуж централне линије

Слика 4.41. Положај зареза у епруветама механике лома за испитивање завареног споја

Шема положаја зареза	Правац	Геометрија епрувете	Место зареза
	NQ	***B*** x ***B***	Управно на ***MŠ*** дуж централне линије
	***NQ***	***B*** x ***B***	У првом завару корена ***MŠ***
	***NQ***	***B*** x ***B***	Крупнозрна структура ***ZUT*** уз ***MŠ***
	***NP***	***B*** x ***B*** или ***B*** x ***2B***	Кроз највећу запремину ***MŠ*** дуж споја
	***NP***	***B*** x ***B*** или ***B*** x ***2B***	Управно на највећу запремину ***MŠ***
	***NP***	***B*** x ***B*** или ***B*** x ***2B*** -за узорке дебље од 50mm	Најмање 15% чела прслине у крупнозрној структури ***ZUT***
	***NP***	***B*** x ***B*** или ***B*** x ***2B***	***ZUT*** – 5mm од линије стапања

Слика 4.42. Примери положаја зареза у специфичним структурама завареног споја

За добијање репрезентативних података о збирном утицају различитих зона завареног споја – метала шава (***МШ***), линије стапања и зоне утицаја топлоте (***ZUT***) – као и услова самог процеса заваривања, зарез се позиционира тако да захвата уску траку која обухвата сва три подручја. Врх зареза се обликује под косином и поставља на дубини од приближно 1,5 до 2,5 mm, чиме се обезбеђује да испитивање обухвати карактеристичне структурне и механичке особености целокупног завареног споја.

4.6. Анализа замора са становишта механике лома

Раст прслине под утицајем променљивих оптерећења, која су испод нивоа квазистатичког лома, дефинише се као замор материјала. Већина отказа и прекида рада делова и конструкција у пракси последица је управо замора. Иако се у појединим случајевима узрок може приписати стању материјала, веома често корен проблема лежи у неповољним конструкционим решењима, а посебно у неквалитетно изведеним завареним спојевима [123]. Отуд следи да отпорност елемента или завареног споја на замор не зависи само од заморне чврстоће материјала, већ и од геометрије детаља. Зато, када је циљ повећање издржљивости на замор, пуки избор „издржљивијег“ материјала није довољан (често ни ефикасан); много бољи ефекат дају промишљена конструкцијска унапређења.

Пошто су у металним компонентама неизбежни различити дисконтинуитети и концентратори напрезања (зарези, жлебови, отвори, заварени и механички спојеви), период до иницирања прслине N_i се у укупном заморном веку N_f најчешће занемарује. Како се на брзину раста већ формиране макропрслине не може значајно утицати променом структуре, за дати материјал је потребно у лабораторијским условима експериментално одредити брзину њеног раста, а затим, ослањајући се на резултате периодичних инспекција (мерење актуелне дужине прслине), проценити преостали радни век дела или конструкције. Те процене се најпоузданије спроводе применом поставки ***LEML***.

4.6.1. Концепт Линеарно еластичне механике лома (LEML)

Концепт ***LEML*** се може применити и у анализи раста прслине услед замора [124]. Теоријска потврда заснива се на концепту сличног понашања, при чему су услови у зони врха прслине одређени само једним параметром оптерећења – фактором интензитета напона ***K***. За случај стационарне прслине то значи да ће до лома две различите конфигурације из истог

материјала доћи при истој критичној вредности овог фактора, K_c. Под одређеним условима, K-фактор се може успешно користити и за описивање заморног раста прслине.

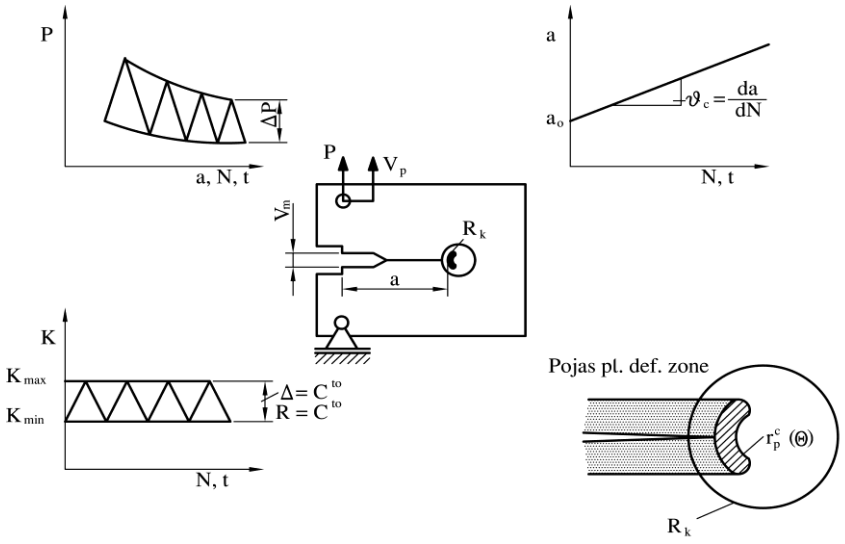
Као илустрација узима се случај када прслина расте при константној вредности опсега K-фактора, ΔK (сл. 4.43а. [125]). Овај тип оптерећења практично нема експлоатациони значај, али је веома користан у експериментима, где се може реализовати на компјутерски управљаним пулзаторима. Треба нагласити да сталност опсега ΔK током развоја прслине не значи и константност силе F (P) или померања V_p. Напротив, да би се обезбедила константна вредност ΔK, оптерећење се мора контролисано смањивати са растом прслине.

Сваки циклус оптерећења услед замора ствара испред врха прслине одговарајућу пластичну зону $r_p^c(\theta)$. Како прслина напредује, иза њеног врха остаје траг пластично деформисаног материјала, односно појас који документује постепено слабљење структуре (сл. 4.43b [125]). Уколико је пластична зона $r_p^c(\theta)$ истовремено и унутар K-доминантне зоне сингуларитета R_k, испуњен је услов мале зоне течења $r_p^z(\theta) < R_k$ па вредност K-фактора за разматрани циклус замора на јединствен начин описује поље напона на врху текуће прслине. Следи да се брзина раста прслине da/dN може изразити у облику

$$\frac{da}{dN} = f_1(\Delta K, R) \tag{4.30.}$$

где је: $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ опсег К-фактора а

$R = K_{max}/K_{min}$ његов однос.



Слика 4.43. Начелно линеарни раст прслине a - N,t при ΔK= const и условима ограниченог течење $r_p^c << r_k$

Пошто је величина пластичне зоне одређена искључиво вредностима K_{max} и K_{min}, претходна релација у себи већ садржи имплицитни утицај пластичне зоне и одговарајућег пластично деформисаног појаса на интензитет раста прслине. Уколико, међутим, током заморног циклуса долази до варијација вредности K_{max} и K_{min}, тада брзина развоја прслине у посматраном циклусу може зависити и од нивоа оптерећења χ. У том случају наведени израз се може проширити и формулисати у општијем облику:

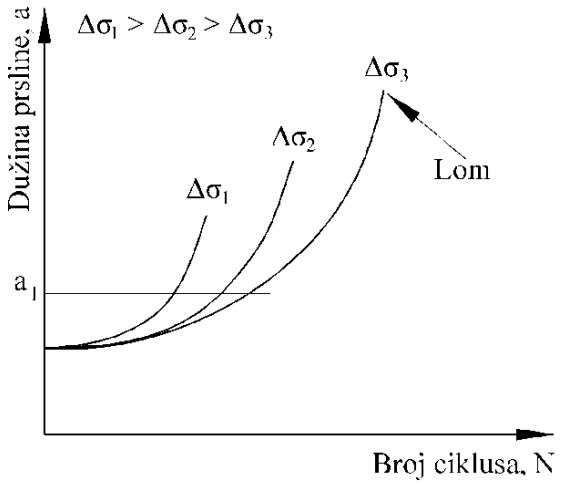
$$\frac{da}{dN} = f_2(\Delta K, R, \chi) \tag{4.31.}$$

Треба нагласити да различити нивои оптерећења имају значајан утицај на брзину раста прслине da/dN, што ограничава примену концепта сличног понашања. Наиме, две конфигурације истог материјала изложене замору са једнаким вредностима ΔK и односа R неће нужно показати идентичну брзину раста прслине ако се њихова историја оптерећења разликује.

Развој заморне прслине представља изузетно сложен процес, условљен бројним факторима, међу којима су:

- интензитет ефективног поља напона на врху прслине, који је дефинисан ***K*-фактором**,
- врста и облик оптерећења,
- утицај радне средине (температура, влажност, корозиона активност),
- механичке и металуршке карактеристике материјала.

Управо потреба за дубљим разумевањем понашања прслина под цикличним оптерећењем довела је до примене концепата механике лома у анализи заморног понашања. На слици 4.44 [126] приказана је зависност промене дужине прслине a од броја циклуса N за три различита нивоа горњег напона σ_g ($\Delta\sigma_1 > \Delta\sigma_2 > \Delta\sigma_3$), при доњем напону $\sigma_d = 0$, с тим да је почетна дужина прслине a_0 била иста код свих испитиваних епрувета.



Слика 4.44. Зависност дужине заморне прслине од броја циклуса

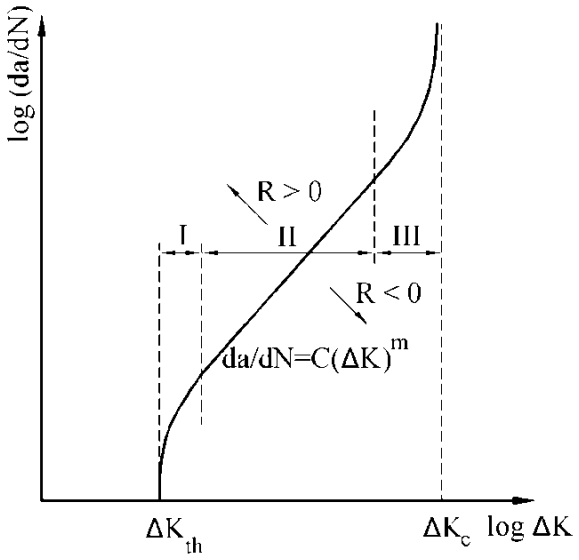
Уочава се да са порастом броја циклуса ***N*** и продужењем прслине ***a***, брзина њеног ширења – дефинисана нагибом тангенте на криву – континуирано расте. Истовремено, већи опсег напона ***Δσ*** условљава и наглије повећање градијента брзине. Другим речима, при истој дужини прслине (на пример ***a1*** са слике 4.44), њен развој је знатно бржи за оптерећење са амплитудом ***Δσ1*** него у случајевима ***Δσ2*** или ***Δσ3***.

У стручној литератури могу се пронаћи бројни теоријски и експериментално добијени изрази за зависност ***da/dN = f(F, a)***, који истичу значај како величине оптерећења тако и дужине прслине. Посебно је важно истаћи рад аутора који су први уочили да је опсег фактора интензитета напона, ***ΔK = f(σ, a)***, кључна величина која управља брзином раста заморне прслине. Тај приступ је формулисан у облику:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} = Y\,(\sigma_{max} - \sigma_{min})\,(\pi a)^{1/2} = Y\Delta\sigma\,(\pi a)^{1/2} \qquad (4.32.)$$

Брзину раста заморне прслине први су математички описали Paris и сарадници [124,125]. При томе, уколико је минимални напон у циклусу негативан ($\sigma_{min} < 0$), усваја се да је $K_{min} = 0$, јер фактор интензитета напона нема физичког значења за притисне напоне.

Вредности ***da/dN*** у функцији од ***ΔK*** добијају се на основу кривих типа *a–N,t* применом графичког или нумеричког поступка. Добијени експериментални резултати, када се прикажу у двоструко-логаритамској скали, углавном имају карактеристичан ***S***-облик, што је илустровано на шематском дијаграму на сл. 4.45 [124].



Слика 4.45. Начелни облик промене брзине раста *da/dN = f(ΔK)* за *R* = 0 и правци померања *S*-криве за односе *R*≠0

Са становишта механизма ширења прслине и утицаја различитих фактора, на карактеристичној кривој могу се издвојити поједине зоне.

Зона I – Смањењем вредности ***ΔK*** нагло се умањује брзина напредовања прслине. Вредност овог параметра при којој је брзина раста реда 10^{-10} m/циклусу или мања дефинише такозвани праг осетљивости, односно праг замора (***ΔK_th***) [127]. Испод ове границе прслина практично мирује и не показује тенденцију продужавања.

Зона II – У овом подручју се добија скоро права линија на логаритамском дијаграму ***log(da/dN)*** – ***log(ΔK)***. Та зависност је емпиријски описана једноставном степеном функцијом, познатом као Paris-ов закон [124]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \qquad (4.33.)$$

У оквиру **области III** карактеристичан је нагли убрзани раст прслине који претходи коначном лому. Ова појава, која се често описује као привидна нестабилност, јавља се када максимална вредност ***K***-фактора (***K_max***) досегне критичну жилавост лома (***K_Ic***) материјала. Најизраженија је код челика високе чврстоће али мале жилавости, јер геометрија и димензије испитиваних узорака омогућавају да се материјал понаша линеарно-еластично и на нивоу оптерећења блиском ***K_Ic***.

Посебан значај **Paris-ове једначине** уочен је код испитивања заморног понашања метала шава (***МШ***) и заварених конструкција. Док је код хомогених материјала укупан број циклуса

до лома у значајној мери одређен фазом иницирања прслине, код заварених спојева доминантан удео укупног века припада расту већ формиране заморне прслине. Истраживања су показала да иницирање код спојева ретко траје више од око 25% укупног броја циклуса [127]. Главни разлог лежи у специфичној геометрији спојева и постојању ситних површинских неправилности – интрузија или инклузија шљаке (дубине 0.02–0.04 mm) – које делују као концентратори напона и убрзавају настанак почетне прслине [127]. Анализа фактора који утичу на заморни раст показује да, поред опсега фактора интензитета напона (***ΔK***), значајан утицај имају и механичке, геометријске и металуршке карактеристике, као и услови средине. Због тога није могуће формулисати једноставан аналитички модел који би све ове утицаје узео у обзир. До сада је развијен велики број емпиријских, полуемпиријских и теоријских модела за предвиђање брзине раста прслине [128–130], али сваки од њих важи само у одређеном интервалу ***ΔK*** и за специфичне услове испитивања.

Paris-ов закон, дат једначином (4.33), у којој су ***C*** и ***m*** материјалске константе, примењив је искључиво у области II и то за једну вредност односа $R=K_{max}/K_{min}$. Како експерименти показују да су криве раста прслине у области II приближно паралелне за различите вредности ***R*** (сл. 4.46 [125]), параметар ***m*** остаје практично непромењен, док се константа ***C*** мења и зависи од односа ***R***. Та зависност може се аналитички представити у следећем облику:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_v}{(1-R)^{n_v}} (\Delta K)^{m_R} \qquad (4.34.)$$

где су коефицијнти C_v, и n_v, утврђени за однос $R = 0$.

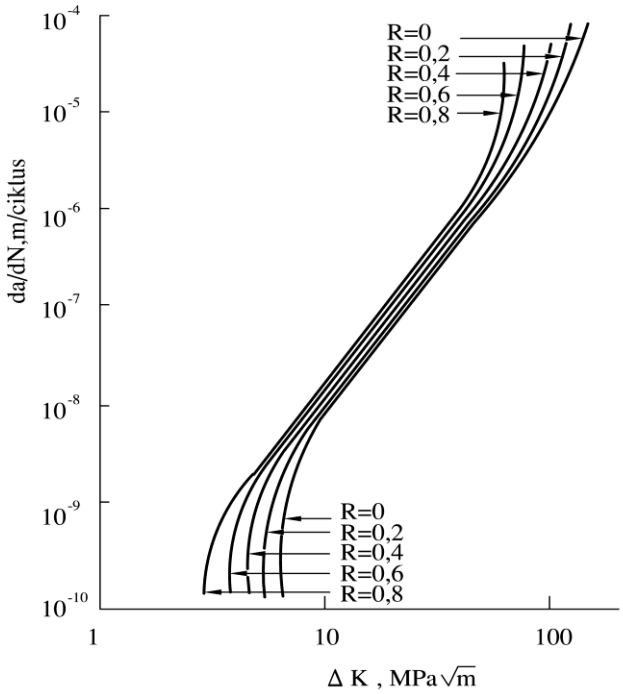
Једначину 4.34 је, заменом

$$K_{\max}^{n_v} = \left[\frac{\Delta K}{(1-R)} \right]^{n_v} \qquad (4.35.)$$

модификовао *Walker* [128] у облику

$$\frac{da}{dN} = C_v \cdot \Delta K^{m_R - n_v} \cdot K_{\max}^{n_v} = C_v \cdot \Delta K^{m_v} \cdot K_{\max}^{n_v} \qquad (4.36.)$$

где је $m_v = m_R - n_v$



Слика 4.46. Утицај односа напона *R* на дијаграм раста прслине

Foreman са сарадницима [129] је предложио израз

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_F(\Delta K)^{m_F}}{(1-R)\cdot K_{Ic} - \Delta K} = \frac{C_F(\Delta K)^{m_F-1} K_{\max}}{K_{Ic} - K_{\max}} \tag{4.37.}$$

Када се, поред односа ***R***, у анализу укључи и утицај убрзаног раста прслине услед приближавања K_{max} критичној жилавости лома K_{Ic}, добија се потпунија слика о понашању материјала. Овакав сценарио је нарочито изражен код челика високе чврстоће, али ограничене жилавости, где величина испитиваних узорака омогућава линеарно-еластично понашање и на нивоу ***K***-фактора блиском K_{Ic}.

Klesnil и Lucas [130] су предложили модел који уважава утицај односа ***R*** на развој заморне прслине у близини прага осетљивости ΔK_{th} (област I). Овај емпиријски приступ, који се може применити и у области II, формулисан је у облику:

$$\frac{da}{dN} = C_K\left[\frac{(\Delta K)^{m_K}}{(1-R)^{\gamma}} - \Delta K_{th}^{m_K}\right] \tag{4.38.}$$

где су C_K и m_K константе материјала, а γ константа која зависи од система материјал-средина.

4.7. Процена интегритета конструкција

Примена линеарно-еластичне механике лома (***LEML***) заснива се на фактору интензитета напона K_I, који истовремено садржи утицај оптерећења, геометрије конструкције и карактеристика прслине (облик, положај, величина). С друге стране, критична вредност овог параметра, означена као K_{Ic} или жилавост лома, представља фундаментално својство материјала. На основу овог тумачења, у комбинацији са енергетским критеријумом ***Griffith***-а, дефинишу се једноставни услови за процену интегритета:

- $K_I \leq K_{Ic}$ → конструкција остаје безбедна,
- $K_I > K_{Ic}$ → интегритет је угрожен и постоји опасност од кртог лома.

У реалним конструкцијама често није могуће занемарити пластичност материјала, па се у анализу укључују параметри еласто-пластичне механике лома. Најчешће примењивани су ***CTOD*** (Crack Tip Opening Displacement) и ***J***-интеграл. ***CTOD***, иако нема потпуно теоријско утемељење, има широку практичну примену јер се једноставније експериментално одређује. С друге стране, ***J***-интеграл, иако захтева сложеније процедуре, представља енергетски параметар заснован на принципима механике континуума, што му даје високу теоријску и практичну вредност.

4.7.1. Пројектна CTOD крива

Полазећи од теоријске поставке Велса [131], који је утврдио да постоји линеарна зависност између ***CTOD*** (отвор прслине на врху) и удаљене деформације, односно напона, у условима сразмерно великог течења (*large scale yielding* – ***LSY***), као и на основу односа између критичне вредности ***CTOD*** (δ_{cr}) и деформације при лому широких плоча са две ивичне прслине (ε_f), добијене испитивањем у условима сразмерно малог течења, ***Burdekin*** и ***Stone*** су увели бездимензиони параметар Φ [132]:

$$\Phi = \frac{\delta_{crit}}{2\pi\varepsilon_y a} = \left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_y}\right)^2 \text{ за } \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_y} \leq 0{,}5;$$

$$\Phi = \frac{\delta_{crit}}{2\pi\varepsilon_y a} = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_y} - 0{,}25 \text{ за } \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_y} > 0{,}5 \qquad (4.39.)$$

где је ε_y деформација течења.

Потребно је уочити да су изрази (4.39) међусобно аналогни, при чему је и приликом дефинисања бездимензионог параметра $\boldsymbol{\Phi}$ примењен фактор сигурности 2, ради обезбеђења конзервативног приступа. Графички приказ пројектне ***CTOD*** криве, слика 4.47 [133], омогућава једноставну практичну примену овог критеријума.

Ако се за конкретну конструкцију добије тачка која се налази изнад пројектне криве, сматра се да је конструкција сигурна од појаве лома, јер важи услов $\boldsymbol{\varepsilon \le \varepsilon_y}$, односно $\boldsymbol{\delta > \delta_c}$. У том поступку, ордината посматране тачке одређује се на основу материјалних карактеристика ($\boldsymbol{\delta_c}$, $\boldsymbol{\varepsilon_y}$) и дужине прслине $\boldsymbol{a}$, док се апсциса израчунава из услова оптерећења, сведено на деформацију $\boldsymbol{\varepsilon}$.

$$\varepsilon = \frac{1}{E}\left[k_t\left(P_m + P_b\right) + S\right] \tag{4.40.}$$

где су:

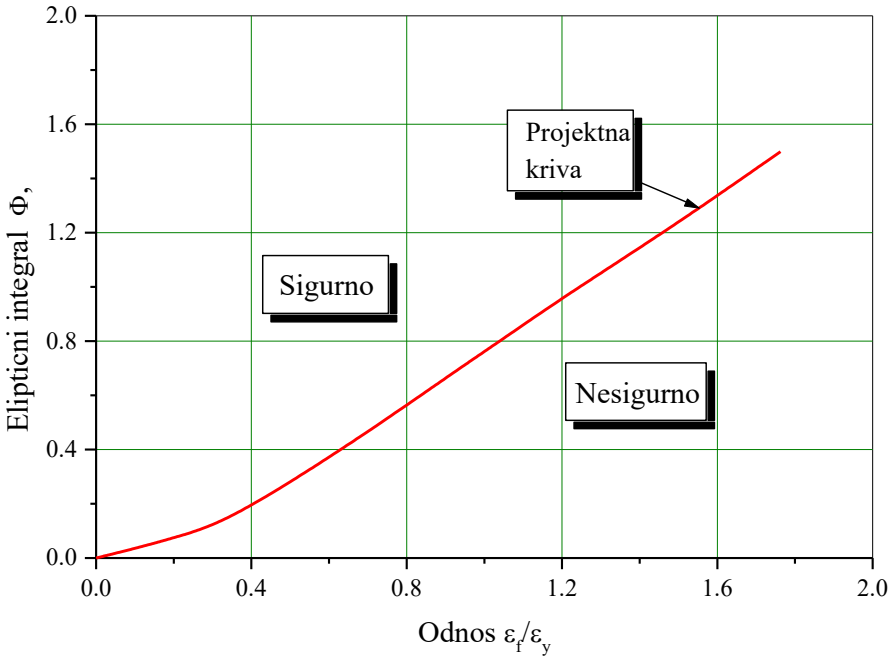
$\boldsymbol{P_m}$ - примарни мембрански напон, увећани коефицијентом концентрације напона $\boldsymbol{k_t}$,

$\boldsymbol{P_b}$ - примарни савојни напон, увећани коефицијентом концентрације напона $\boldsymbol{k_t}$,

$\boldsymbol{S}$ - секундарни (заостали или термички) напон,

$\boldsymbol{E}$ - модул еластичности.

Ако се не зна расподела секундарних напона, за $\boldsymbol{S}$ може да се усваји напон течења.



Слика 4.47. Пројектна CTOD крива

4.7.2. Дијаграми анализе лома

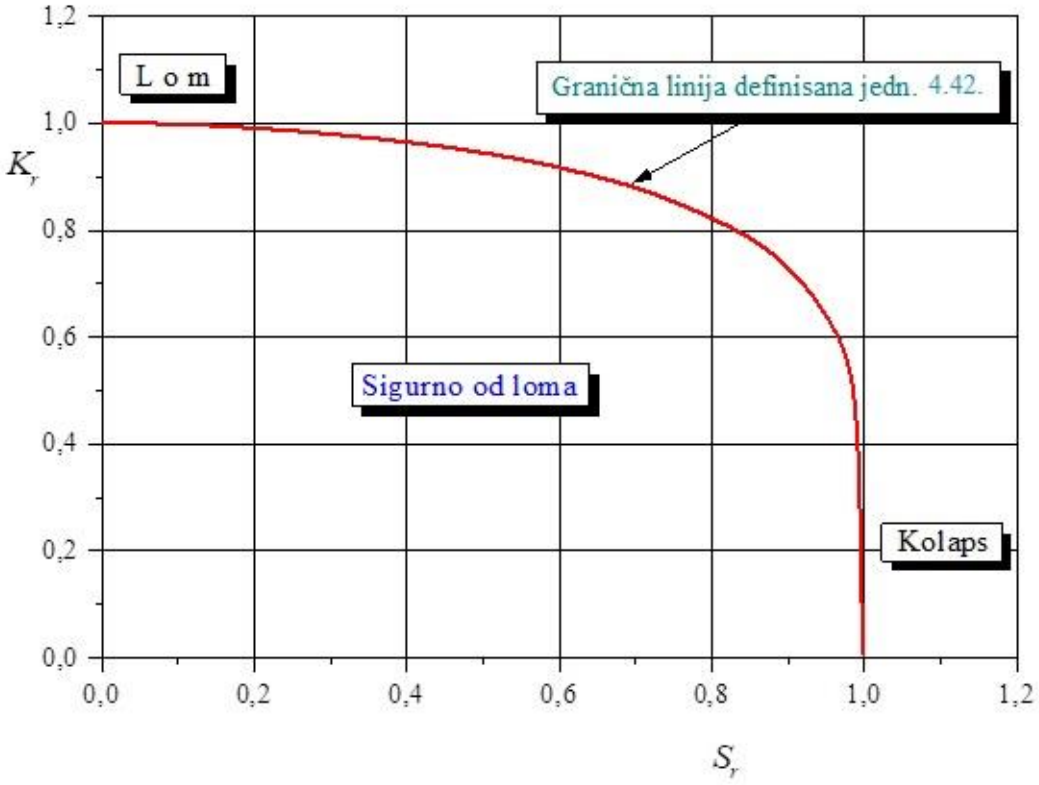
Конструкције израђене од материјала високе жилавости у принципу нису склоне кртом лому, али могу отказати услед пластичног колапса када су изложене преоптерећењу. Пошто механизам пластичног отказа није обухваћен пројектном ***CTOD*** кривом, за његову анализу примењује се општији, двопараметарски приступ. Такав приступ се остварује преко дијаграма за процену лома (***Failure Assessment Diagram – FAD***), односно преко граничне криве која се добија на основу модификованог модела траке течења за пролазну прслину у бесконачној плочи [133]:

$$\frac{K_{eff}}{K_I} = \frac{\sigma_c}{\sigma}\left[\frac{8}{\pi^2} ln\, sec\left(\frac{\pi}{2}\frac{\sigma}{\sigma_c}\right)\right]^{\frac{1}{2}} \tag{4.41.}$$

где је $K_I = \sigma\sqrt{\pi \cdot a}$, $\boldsymbol{K_{eff}}$ уведено $\boldsymbol{\delta}$ и напон течења $\boldsymbol{\sigma_Y}$ замењен напоном колапса $\boldsymbol{\sigma_c}$, као погоднијим критеријумом течења код реалних конструкција. Као завршни корак, дефинишу се бездимензионе променљиве, $S_r=\sigma/\sigma_c$ и $K_r=K_I/K_{Ic}$, при чему је усвојено да је $\boldsymbol{K_{eff}}$ једнако жилавости лома материјала, $\boldsymbol{K_{Ic}}$, па јед. 4.41 постаје:

$$K_r = S_r\left[\frac{8}{\pi^2} ln\, sec\left(\frac{\pi}{2}S_r\right)\right]^{-\frac{1}{2}} \tag{4.42.}$$

Уколико материјал показује потпуну жилавост, конструкција отказује пластичним колапсом при вредности $\boldsymbol{S_r} = 1$. Насупрот томе, за материјал изразито кртог понашања, критеријум лома је испуњен већ када је $\boldsymbol{K_r} = 1$. У реалним условима, најчешће се јавља комбинација ова два механизма, па су тада и $\boldsymbol{K_r}$ и $\boldsymbol{S_r}$ мањи од јединице. Одговарајући парови тих вредности образују граничну криву која описује међудејство пластичног колапса и кртог лома. Та крива је дефинисана једначином (4.42) и графички приказана на слици 4.48. [134]



Слика 4.48. Дијаграм анализе лома

Напони који се користе за израчунавање параметара K_r и S_r деле се, као и код пројектне ***CTOD*** криве, на примарне и секундарне. Приликом одређивања S_r узимају се у обзир искључиво примарни напони, пошто секундарни немају утицаја на појаву колапса конструкције. Важно је нагласити да примена ***FAD*** није ограничена само на параметар ***K*** – на ординати дијаграма могу се користити и друге карактеристике као што су ***J*** или δ, а у литератури је познато више модификованих облика овог дијаграма.

Суштина ***FAD*** приступа је у томе што он омогућава релативно једноставну и конзервативну анализу интегритета, којом се може поуздано проценити да ли је одређена компонента сигурна у односу на лом. Уколико резултати не потврде интегритет, то не значи да је елемент неопходно искључити из употребе, већ да је потребно извршити додатне и детаљније анализе [134].

5. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСТРАЖИВАЊА

Практична примена заварених конструкција израђених од квалитетног нисколегираног угљеничног челика типа A516 Gr. 60 подразумева претходно детаљно испитивање њихових механичких и експлоатационих својстава. Само на тај начин се може обезбедити поузданост заварених спојева, а тиме и сигурност целокупне конструкције у условима реалне експлоатације.

Као почетна основа за процену квалитета и применљивости заварених спојева користе се резултати механичко-технолошких испитивања под дејством статичког оптерећења. Добијене карактеристике дају слику о глобалном механичком понашању завареног споја и представљају основу за даље анализе које укључују испитивања жилавости, отпорности на замор и процену интегритета у условима променљивих оптерећења. Класично испитивање епрувета из завареног споја затезањем даје само поуздан податак о максималној сили при лому и затезној чврстоћи, али су подаци о издужењу непоуздани, јер се различита подручја различито деформишу у зависности од нивоа у њима достигнутог напона. Због тога се јављају тешкоће при одређивању величине напона течења, која се у зависности од односа чврстоће метала завара и основног метала, може односити на једно од та два подручја. Код испитивања затезањем зона утицаја топлоте се понаша различито и од основног метала и од метала шава, а не треба изгубити из вида ни комплексну структуру зоне утицаја топлоте. С обзиром на различите механичке особине појединих подручја завареног споја, његово понашање као целине није једноставно предвидети ни протумачити [135].

Развијени велики број различитих проба заварљивости указује на то да је проблему појаве прслина у завареним спојевима увек поклањана посебна пажња, јер увек треба рачунати да у реалним условима заварена конструкција ипак садржи грешке и прслине. Иако технике испитивања без разарања (***IBR***) могу открити различите грешке, у многим случајевима ће бити донета одлука да се оне оставе. То значи да заварени спој може имати грешке и прслине које нису откривене и оне, које су откривене, али из различитих разлога нису отклоњене. Лако је закључити да је у том случају оцена локалног понашања подручја завареног споја у близине грешке бар толико важна као и оцена глобалног понашања читавог споја.

Допунски подаци о понашању завареног споја се добијају ударним испитивањем (енергија лома епрувете са зарезом). Испитивања епрувета са ***V*** зарезом на Шарпи клатну у циљу одређивања укупне енергије удара, дају драгоцене податке о локалном понашању подручја врха зареза. Та метода је у данашњој примени, добила нове прилазе и нове погледе и размишљања. При испитивању "жилавости" по Шарпију као нови прилаз се појављује инструментирање клатна, а нови погледи и размишљања припадају механици лома. Код ударних испитивања могућност раздвајања укупне енергије удара на енергију стварања и енергију ширења прслине (лома) унела је нови приступ у процени понашања материјала. Међутим, и поред значајних новина које су уведене у поступак ударних испитивања, подаци добијени овим испитивањима не могу у потпуности да објасне услове настанка или развоја прслине [135].

Успешна примена овог челика у завареним конструкцијама условљена је и степеном измене својстава основног метала услед заваривања. Најосетљивија подручја су зона утицаја топлоте **(*ZUT*)** и метал шава **(*MŠ*)**, где може доћи до смањења енергије удара и померања прелазне температуре кртости ка вишим вредностима. Основни проблем у том контексту представља поуздано оцењивање енергије удара управо у овим критичним зонама завареног споја. Велики распон добијених вредности енергије удара последица је структурне хетерогености и променљивости механичких својстава у областима у којима је лоциран врх зареза током испитивања. Поред тога, на резултате значајно утиче и ширина ***ZUT***, која директно зависи од изабраних параметара режима заваривања (брзина заваривања, улазна енергија, број пролаза).

Међутим, за експлоатацијску сигурност заварених конструкција као и за процену интегритета и преосталог века, најважније су карактеристике, које описују појаву и раст прслина под утицајем променљивог оптерећења. Појаву заморних прслина на конструкцијски глатким и хомогеним облицима услед локалне концентрације напона на неизбежним конструкцијским прелазима и променама попречних пресека још увек није могуће описати неким једноставним зависностима оптерећења, напона, карактеристика материјала и величине попречног пресека, па се користе емпиријски изведене зависности, по правилу условљене обимним експерименталним испитивањима. Опште прихваћена карактеристика у том случају је заморна чврстоћа или тзв. "***safe-life***" принцип у оквиру кога се применом Велерове криве одређује век компоненте без прслине. У складу са тим, пројектовање делова заварених конструкција на основу могућег замора материјала

засновано је на коришћењу заморне чврстоће и искуственим препорукама, изведеним из анализе отказа делова у експлоатацији и обимних испитивања [135].

Појава заморне прслине условљава да се даље понашање материјала око врха прслине разматра на основу микромеханичког аспекта уместо глобалног аспекта, односно по принципу конструисања са сигурношћу од лома (тзв. "***fail-safe***" принцип) код кога се век одређује као период раста прслине од неке почетне величине до величине прслине која је критична у односу на крти лом. Другим речима, прикупљена сазнања о расту заморне прслине су омогућила да се са довољном сигурношћу, утврди преостали век компоненте са прслином и на тај начин процени да ли компонента може да ради до следеће контроле. У складу са тим, чак и најодговорније компоненте се не замењују пре него што се редовним контролама открију прслине или сличне грешке [135].

У оквиру анализе механичких својстава заварених спојева, значајно место заузима испитивање епрувета са намерно иницираном прслином, полазећи од чињенице да се у зони врха прслине јавља сингуларно напонско стање. Овакав приступ омогућава верније сагледавање понашања заварених спојева у условима блиским стварној експлоатацији, будући да је познато да у практично свакој конструкцији могу постојати микропукотине или различити облици дисконтинуитета. Истраживачки рад је био усмерен на проучавање утицаја експлоатационих услова на карактеристике основног материјала и појединих зона завареног споја унутар челичне конструкције предвиђене за рад под статичким оптерећењем. Као репрезентативан случај изабрана је хладна водена проба посуде под притиском, која истовремено омогућава проверу поузданости заварених спојева и симулацију услова реалне употребе.

Главни циљ оваквих испитивања био је да се спроведе процена интегритета и одреди преостали век трајања конструкције, као и да се обезбеде валидни подаци који омогућавају доношење одлука о продужењу њене експлоатације. Овакве анализе представљају нужну основу за дефинисање мера које обезбеђују сигуран рад, али и рационално коришћење ресурса кроз продужење радног века заварених конструкција.

Утицај експлоатационих услова (температуре) на механичко-експлоатациона и структурна својства ***ОМ***, компоненти завареног споја (***МШ*** и ***ZUT***) и завареног споја (***ZS***) квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 је анализиран:

- Испитивањем макро и микроструктуре ***OM*** и компоненти завареног споја ***MŠ*** и ***ZUT***-а;
- Савијањем завареног споја око лица и око корена,
- Мерењем тврдоће **OM** и компоненти завареног споја ***MŠ*** и ***ZUT***-а;
- Одређивањем затезних карактеристика основног метала и завареног споја,
- Одређивањем укупне енергије удара епрувета са зарезом у ***OM, MŠ*** и ***ZUT*** завареног споја, на различитим температурама са циљем да се одреди прелазна температура, односно прелазна температура кртости ***OM*** и компоненти завареног споја. Исто тако овим испитивањима треба да се да оцена утицаја температуре на однос учешћа енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$ у укупној енергији лома W_t;
- Одређивањем параметара високоцикличног и нискоцикличног замора завареног споја;
- Одређивањем критичног фактора интензитета напона, K_{Ic}, и
- Одређивање параметара раста заморне прслине као важног параметра у анализи завареног споја као и самих компоненти завареног споја у присуству грешке типа прслине.

Добијени резултати испитивања и њихова анализа треба да дају практичан допринос оцени квалитета основног материјала и компоненти завареног споја квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, затим утицаја експлоатационих услова на њихово понашање при деловању статичког и променљивог оптерећења, а све у циљу ревитализације, односно оцене интегритета и продужења радног века виталних компоненти заварених челичних конструкција израђених од квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60.

5.1. Основни материјал

Предметни квалитетни нисколегирани угљенични челик ознаке A 516 Gr. 60 спада у групу угљеничних челика превасходно за израду посуда под притиском (сферне резервоаре, резервоаре за гас, резервоаре за течни гас), захваљујући пре свега својим добрим својставима на сниженим температурама. Има напон течења мин. 255MPa и гарантовану енергију удара од 41J на температури -40°C. Произведен је у фабрици "**Železarna ACRONI**" Јесенице [136]. За потребе експерименталних истраживања на располагању смо имали плоче дебљине 15mm. Плоче димензија 500x300x15mm приказане су на сл. 5.1. Ознака

шарже је 191314030402. Хемијски састав челика А 516 Gr. 60 је испитан и приказан у табели 5.1.

Слика 5.1. Плоче угљеничног челика А 516 Gr. 60

Табела 5.1. Хемијски састав испитиване шарже челика А516 Gr. 60, Шаржа: 191314030402 [136]

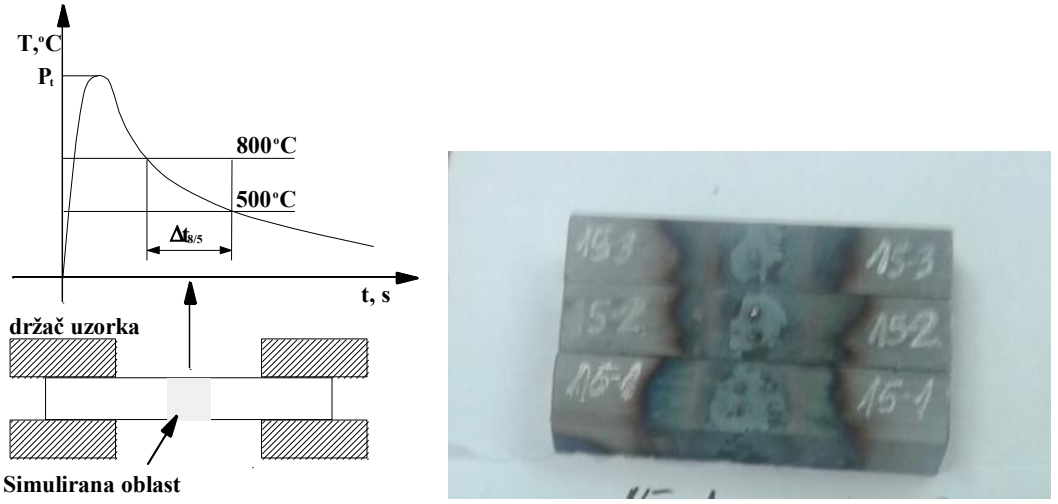
Број мерења	Елемент, % мас.										
	C	***Si***	***Mn***	***P***	***S***	***Cu***	***Al***	***Cr***	***Mo***	***Ni***	***N***
1	0.10	0.19	0.86	0.009	<0,001	0.24	0.036	0.12	0.05	0.16	0.007
2	0.10	0.20	0.86	0.005	<0,001	0.24	0.037	0.12	0.05	0.15	0.004
3	0.10	0.20	0.88	0.007	<0,001	0.25	0.041	0.12	0.05	0.15	0.005
Ср. вредност	**0.10**	**0.20**	**0.86**	**0.007**	**<0,001**	**0.24**	**0.038**	**0.12**	**0.05**	**0.15**	**0.005**

5.2. Симулација зоне утицаја топлоте

Израда сложених и високо одговорних заварених конструкција, подразумева знатно оштрије критеријуме прихватљивости грешака. Услед велике брзине загревања и хлађења, заваривање у целини посматрано, представља неравнотежан процес, тако да све фазне и структурне промене које се при заваривању одигравају, протичу у условима прегревања или потхлађења. Уводећи нови приступ у пројектовању заварених конструкција, а ради боље ефикасности испитивања, микроструктура подручја ***ZUT***-а као најкритичнијег места

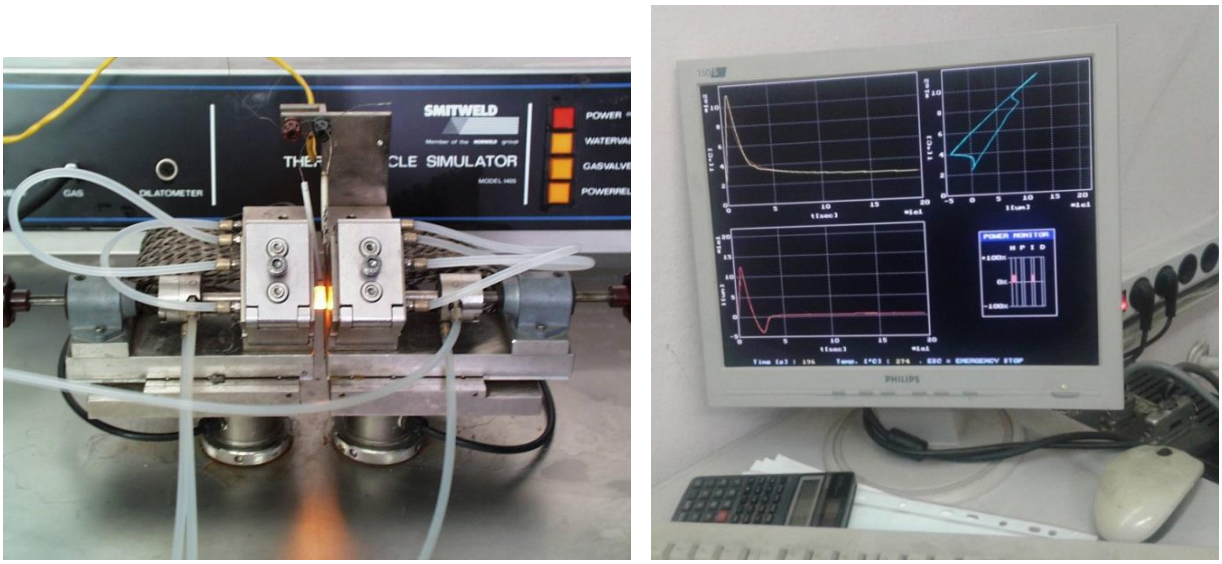
завареног споја је симулирана на симулатору заваривања. Термичком симулацијом, загревањем до одређене температуре и програмираним хлађењем, се на узорцима максималних димензија 15x15x60mm, односно на њиховом средњем делу, добије микрострутура ширине 10-12mm, која одговара микроструктурама различитих подручја ***ZUT***-а. Добијени резултати испитивања симулираних проба су били подлога за избор оптималне технологије заваривања, а избор најоптималнијих параметара заваривања је оцењиван на основу механичко експлоатацијских својстава.

Симулатор заваривања је уређај којим се постиже контролисано загревање и хлађење, слично оном при заваривању. Шематски приказ симулације ***ZUT*** завареног споја је дат на сл. 5.2. За топлотни циклус при загревању током симулације важни су подаци о максималној температури и времену хлађења $\Delta t_{8/5}$ које представља време за које се узорак охлади са 800°C на 500°C.



Слика 5.2. Шематски приказ симулације завареног споја и изглед симулираних епрувета

Сам поступак симулације ***ZUT***-а је урађен на савременом симулатору термичког циклуса "**SMITWELD**" сл. 5.3. За симулацију су коришћене епрувете квадратног попречног пресека димензија 11x11x55mm. Пре загревања се на средини епрувете навари термопар ***Cr - NiCr***, помоћу кога се прати промена температуре током симулације.



Слика 5.3. Симулатор термичког циклуса "SMITWELD"

Челик A516 Gr. 60 спада у групу квалитетних нисколегираних угљеничних челика умерене чврстоће. Ови челици се заварују у диапазону времена хлађења $5s \leq \Delta t_{8/5} \leq 20s$, где се очекује најмањи утицај на слабљење ударних карактеристика узорка са микроструктуром ***ZUT*** добијене симулацијом.

Симулација термичких услова код заваривања се углавном изводи апликацијом термичких циклуса на узорцима основног материјала на следећа два начина [137]:

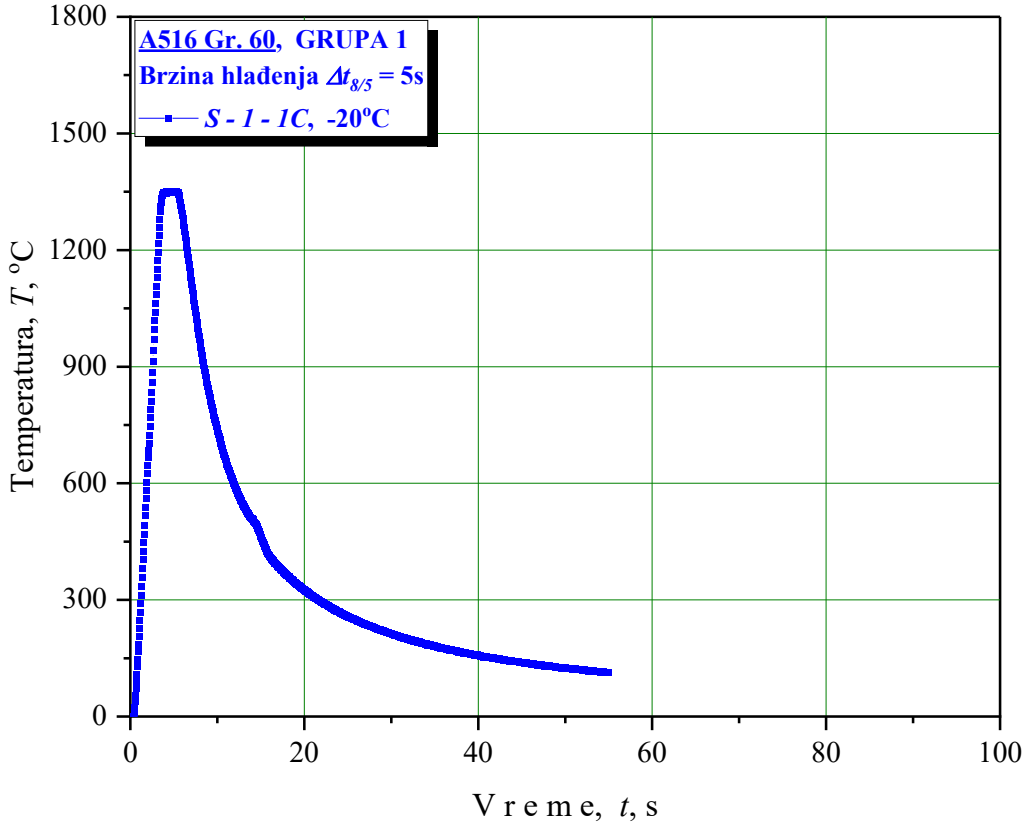
- једнопролазни утицај са апликацијом једног циклуса до температуре сса 1350°C (грубозрнасти ***ZUT***)
- двопролазни утицај са апликацијом два циклуса, првог до температуре сса 1350°C (на тај начин се формира грубозрнасти ***ZUT***) и другог до температуре између 700°C и 1100°C (на тај начин се жилавост излазног грубозрнастог ***ZUT*** трансформацијом, која је делимична или потпуна, поправи или поквари).

Како су досадашња искуства показала, за ову групу челика најбољи резултати се добијају при једнопролазној симулацији термичких услова [137]. Ова искуства су и нас руководила при избору оптималне симулације термичких услова.

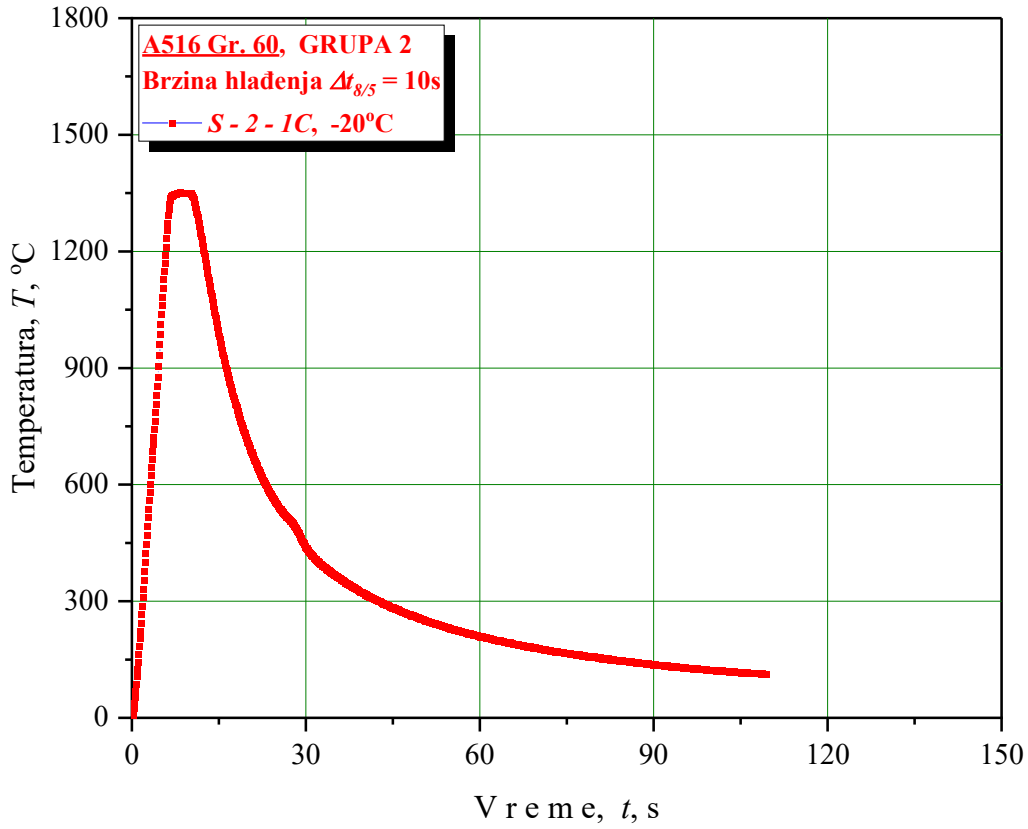
Брзина загревања је била око 200°C/s. Температура загревања је држана на максимуму (T_p) у трајању 3s до 5s (да се прогреје читав пресек узорка), а време хлађење односно $\Delta t_{8/5}$ је мењано од ***5s*** (**ГРУПА 1**), ***10s*** (**ГРУПА 2**) до ***15s*** (**ГРУПА 3**). Из термички симулираних

узорака димензија 11x11x55mm урађене су Шарпи епрувете за ударна испитивања у складу са стандардом SRPS EN ISO 148-1:2017 [56]. Пракса је показала да је испитивање ударом на температури од -20°C најмеродавније при дефинисању оптималне технологије заваривања.

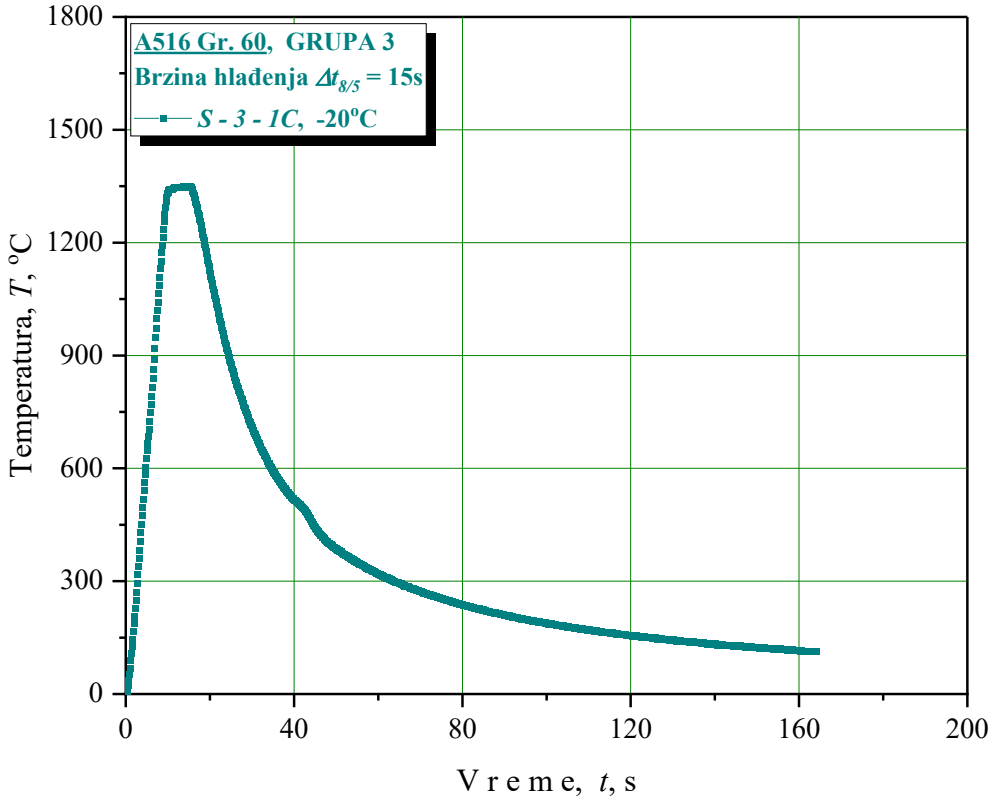
Шематски приказ термичког циклуса једнопролазног ***ZUT***-а за епрувету ознаке ***S-1-1C*** из Групе 1 је приказан на сл. 5.4, за епрувету ознаке ***S-2-1C*** из Групе 2 је приказан на сл. 5.5, а за епрувету ознаке ***S-3-1C*** из Групе 3 је приказан на сл. 5.6. Остали дијаграми су дати у ***Прилогу 1***.



Слика 5.4. Термички циклус једнопролазног *ZUT*-а за епрувету ознаке *S-1-1C*



Слика 5.5. Термички циклус једнопролазног *ZUT*-а за епрувету ознаке *S-2-1C*



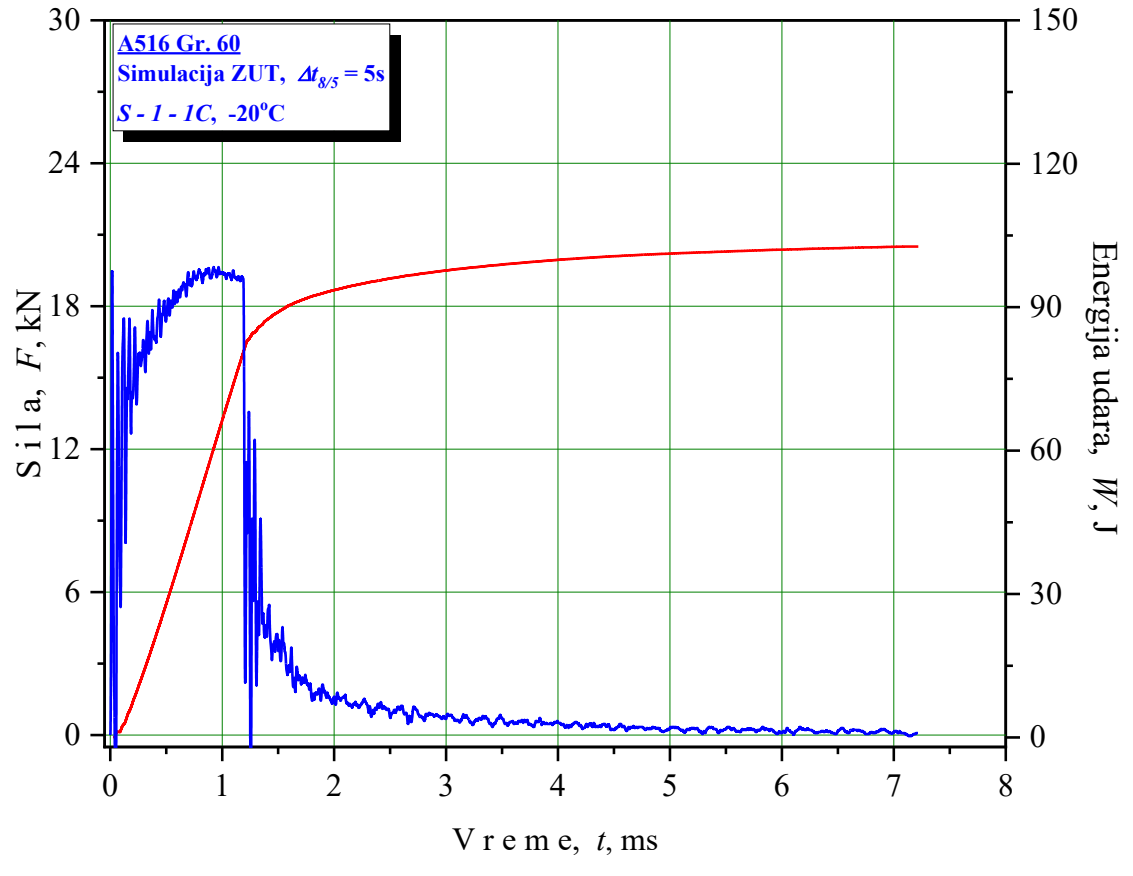
Слика 5.6. Термички циклус једнопролазног *ZUT*-а за епрувету ознаке *S-3-1C*

Верификација процеса симулације ***ZUT***-а се врши ударним испитивањима симулираних узорака. Епрувете димензија 11x11x55mm после завршеног термичког циклуса симулације ***ZUT***-а, су обрађене на стандардне димензије 10x10x55 mm sa V-2 зарезом. Поступак испитивања и геометрија епрувета је дефинисана према стандарду SRPS EN ISO 148-1:2017 [56]. Само испитивање је урађено на савременом инструментираном Шарпи клатну "**AMSLER**" 150/300 J. Резултати ударних испитивања дати су у таб. 5.2 за епрувете групе које су испитиване на температури од -20°C (префикс ***C*** у ознаци значи -20°C), при различитим брзинама хлађења $\Delta t_{8/5}$.

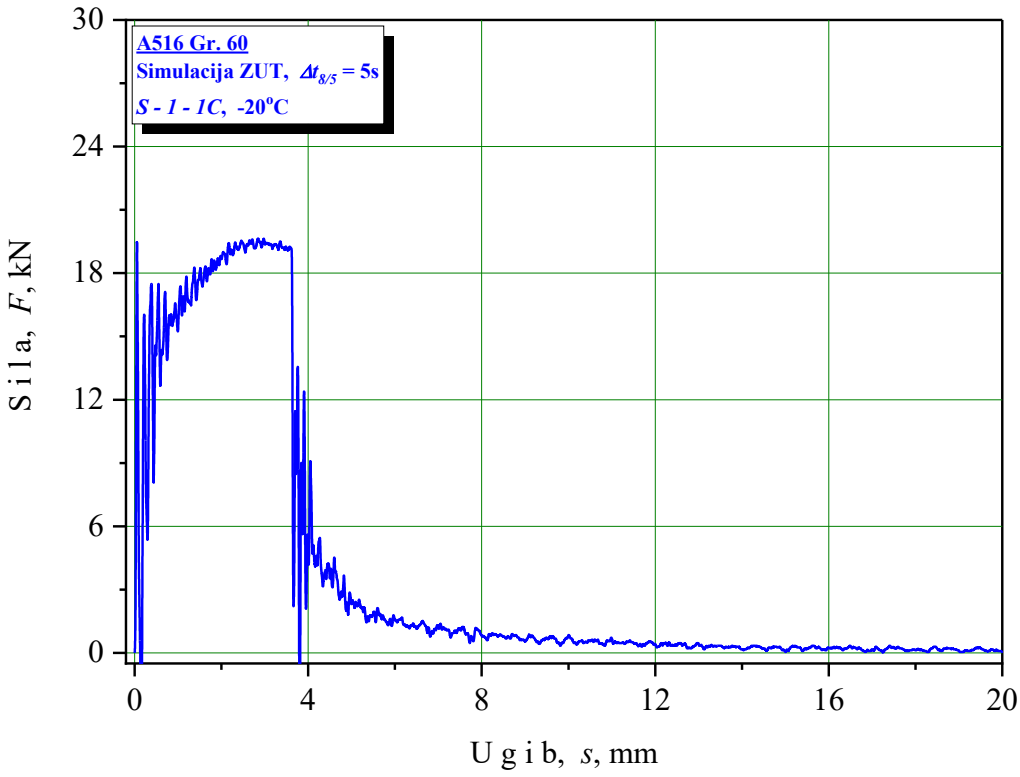
Табела 5.2. Резултати ударних испитивања при различитим брзинама хлађења $\Delta t_{8/5}$

Ознака узорка	Време хлађења $\Delta t_{8/5}$, s	Укупна енергија удара, W_t, J	Енергија стварања прслине, W_s, J	Енергија ширења прслине, $W_š$, J	Угиб s, mm
S - 1 - 1C	5	102.7	81.2	21.5	8.9
S - 1 - 2C		94.7	77.3	17.4	8.3
S - 1 - 3C		93.1	65.9	27.2	8.6
S - 2 - 1C	10	55.9	50.6	5.3	4.2
S - 2 - 2C		48.6	40.4	8.2	4.0
S - 2 - 3C		51.6	45.7	5.9	3.9
S - 3 - 1C	15	30.2	23.7	6.5	2.1
S - 3 - 2C		35.4	27.4	8.0	2.4
S - 3 - 3C		28.3	22.1	6.2	1.9

Како је испитивање рађено на инструментираном Шарпијевом клатну то је било могуће дати оцену како ударно (импулсно) дејство утиче на ударне карактеристике, и оцену пластичности испитиваног материјала. Дијаграми на коме су приказане зависности сила – време и енергија - време, као и сила - угиб за епрувету ознаке ***S-1-1C*** из Групе 1 је приказан на сл. 5.7, за епрувету ознаке ***S-2-1C*** из Групе 2 је приказан на сл. 5.8 а за епрувету ознаке ***S-3-1C*** из Групе 3 је приказан на сл. 5.9. Остали дијаграми су дати у ПРИЛОГУ 1.



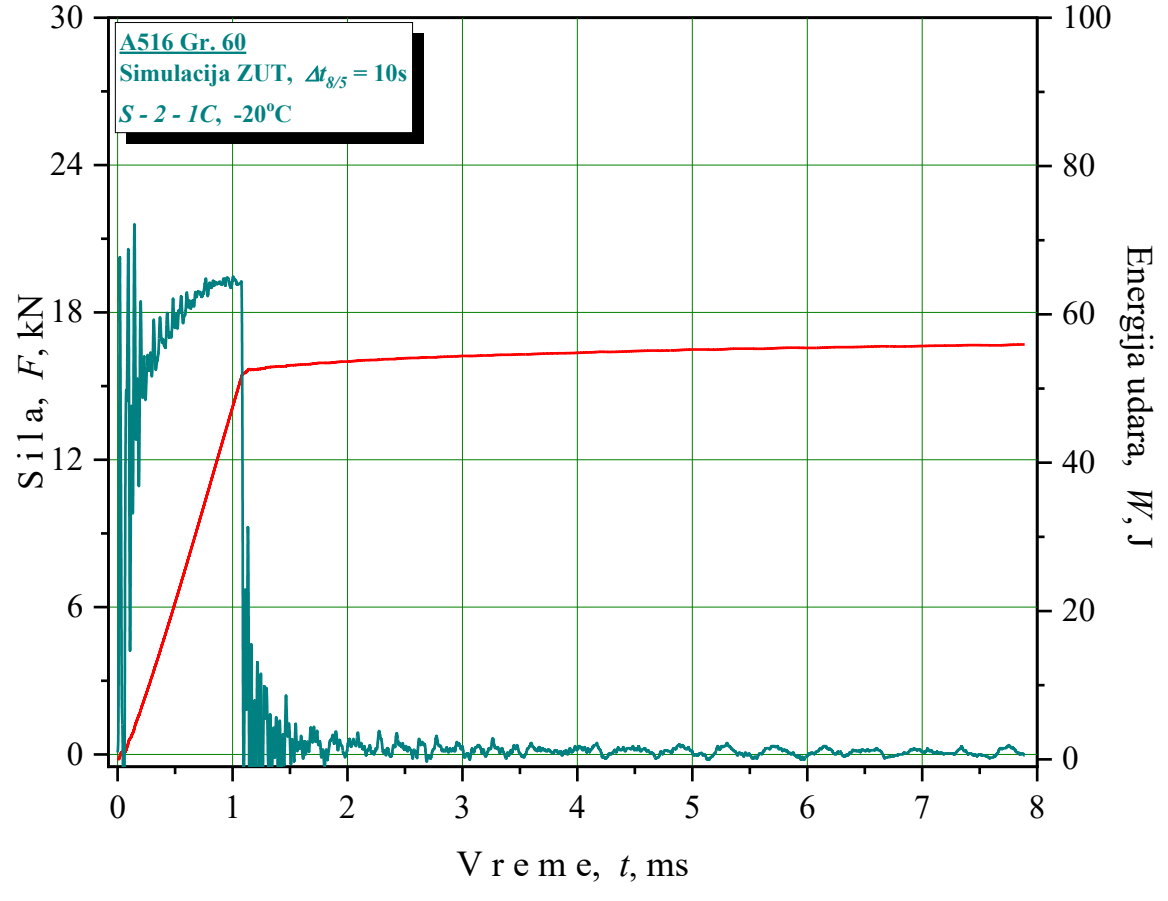
а)



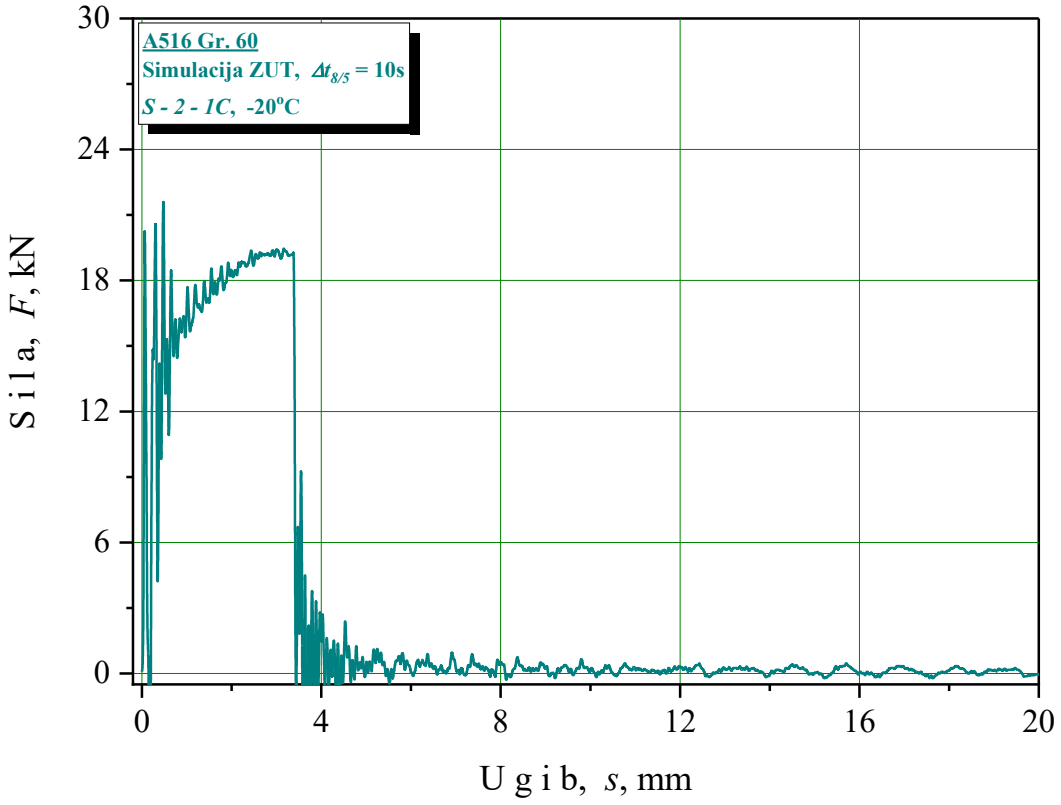
б)

Слика 5.7. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-1-1C*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



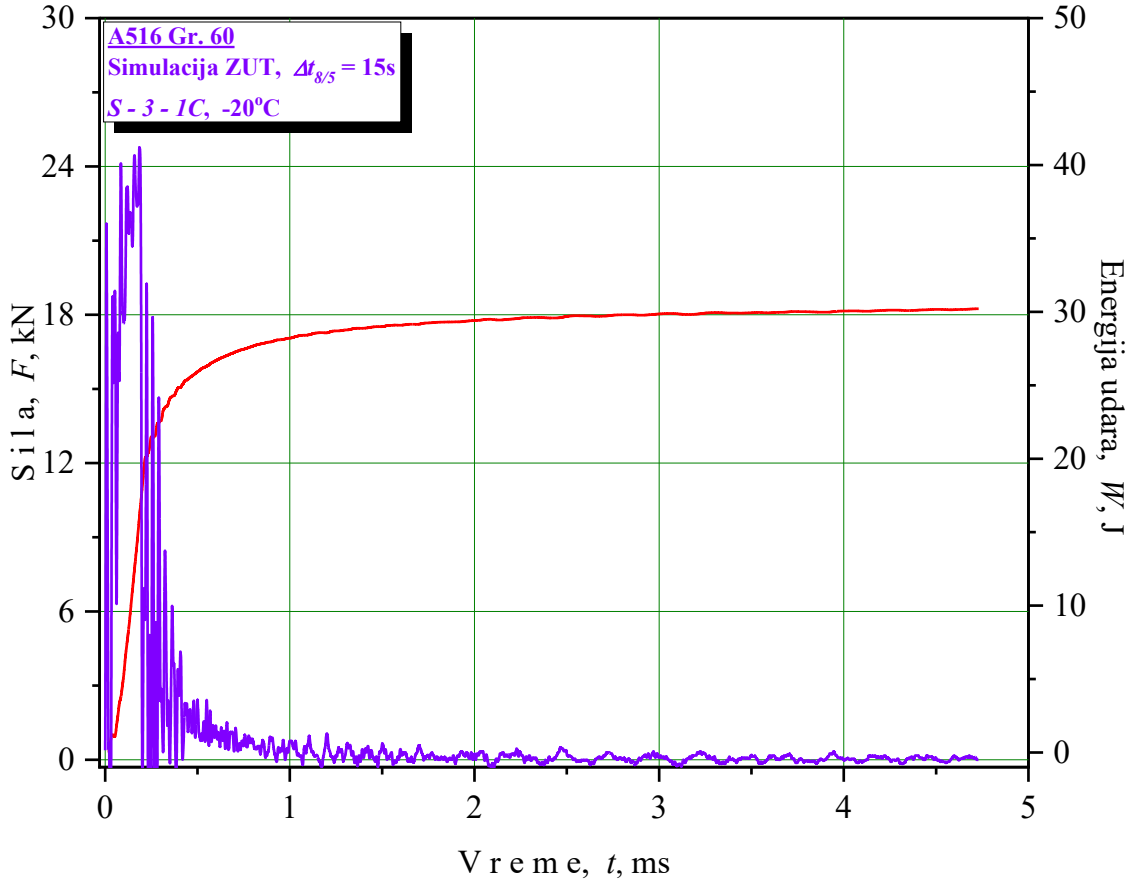
а)



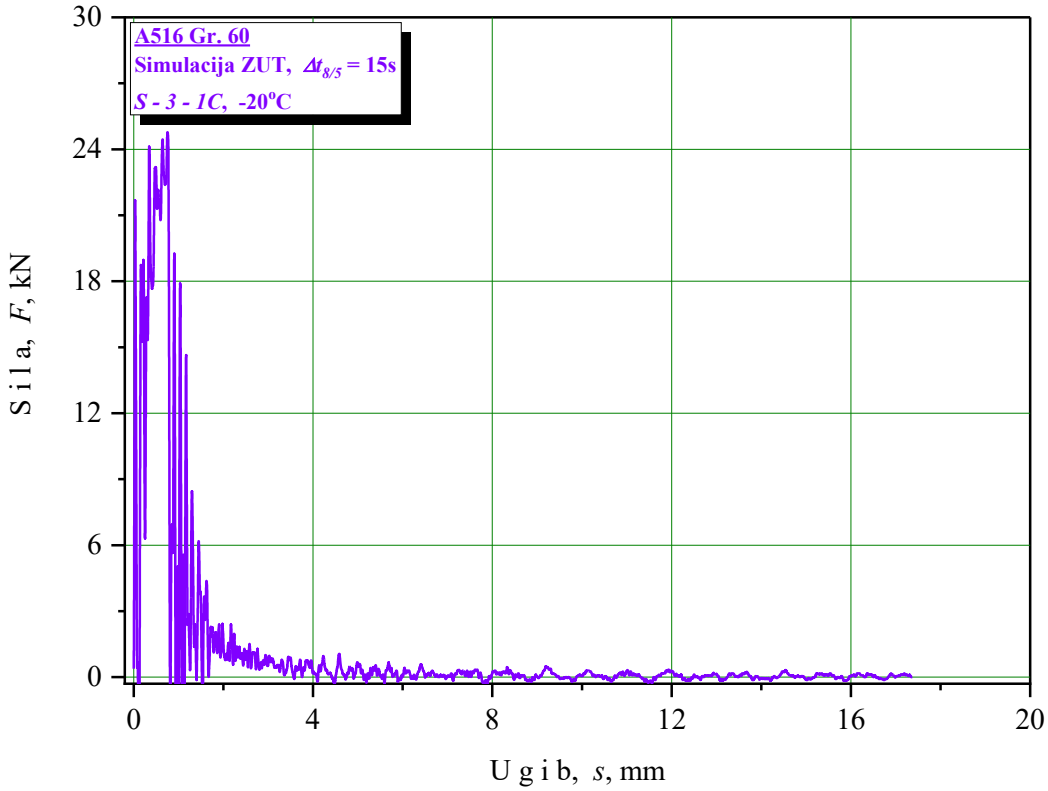
б)

Слика 5.8. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-2-1C*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



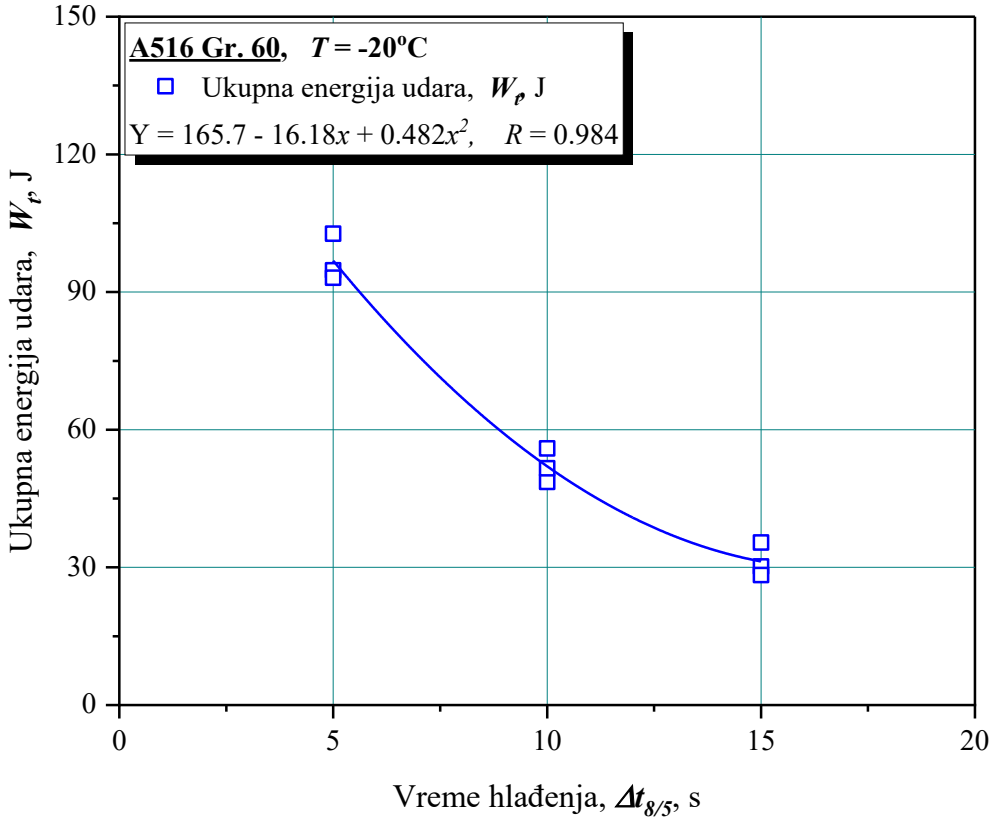
а)



б)

Слика 5.9. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-3-1C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

Дијаграми добијени испитивањем на инструментираном клатну су омогућили анализу резултата испитивања, пре свега оцену утицаја времена хлађења, $\Delta t_{8/5}$ на укупну енерију удара, W_t и њене компоненте, енергију стварања прслине W_s и енергију ширења прслине $W_{š}$, као и на угиб s, као важну компоненту оцене пластичности испитиваног материјала. Зависност параметара ударних испитивања од времена хлађења су дати на сл. 5.10 до 5.12.



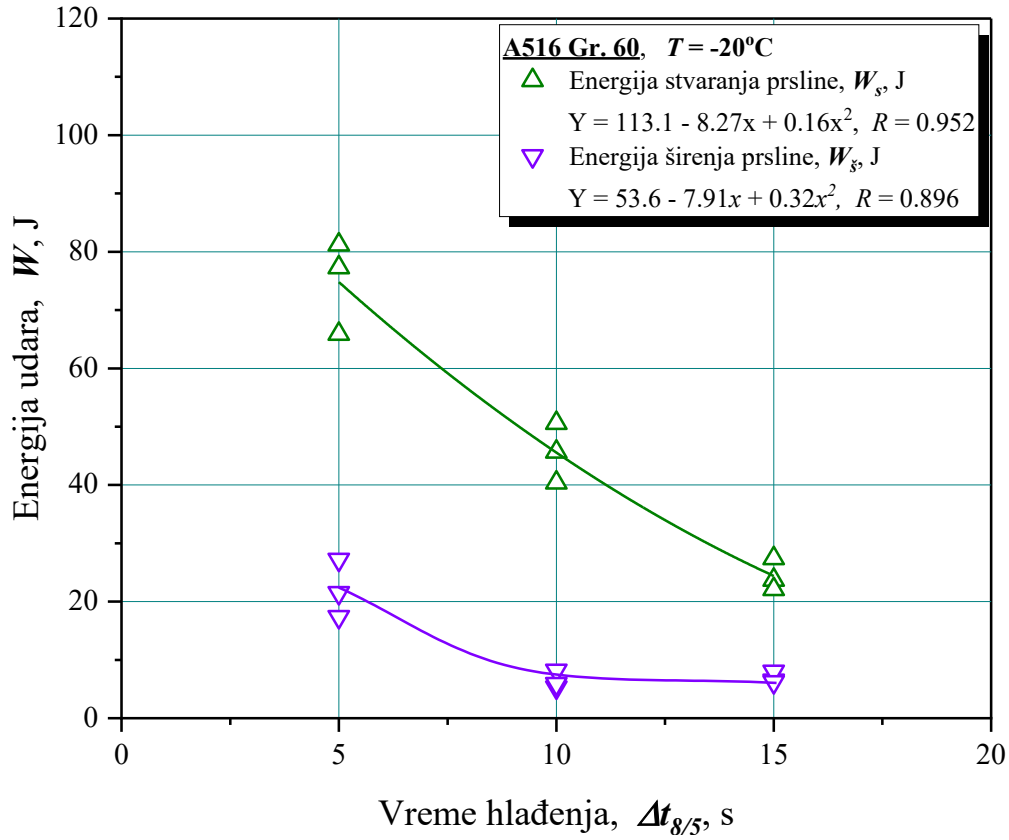
Слика 5.10. Зависност W_t - $\Delta t_{8/5}$ на T = -20°C

На сл. 5.10 приказана је зависност укупне енергије удара једнопролазног ***ZUT*** од брзине хлађења. Добијени резултати испитивања показују да при истој температури загревања (1350°C), најбоље вредности укупне енергије удара имају узорци код којих је време хлађења најмање (5s) и износи у просеку 96.8J. Укупна енергија удара опада са повећањем времена хлађења. Најмања је при времену хлађења од 15s, и износи 31.3J. Ударна испитивања на -20°C су потврда добро изабране температуре испитивања, јер је најлошије добијена вредност укупне енергије удара (а то је при времену хлађења од 15s) још увек већа од 27J, што је критеријум за прелазну температуру.

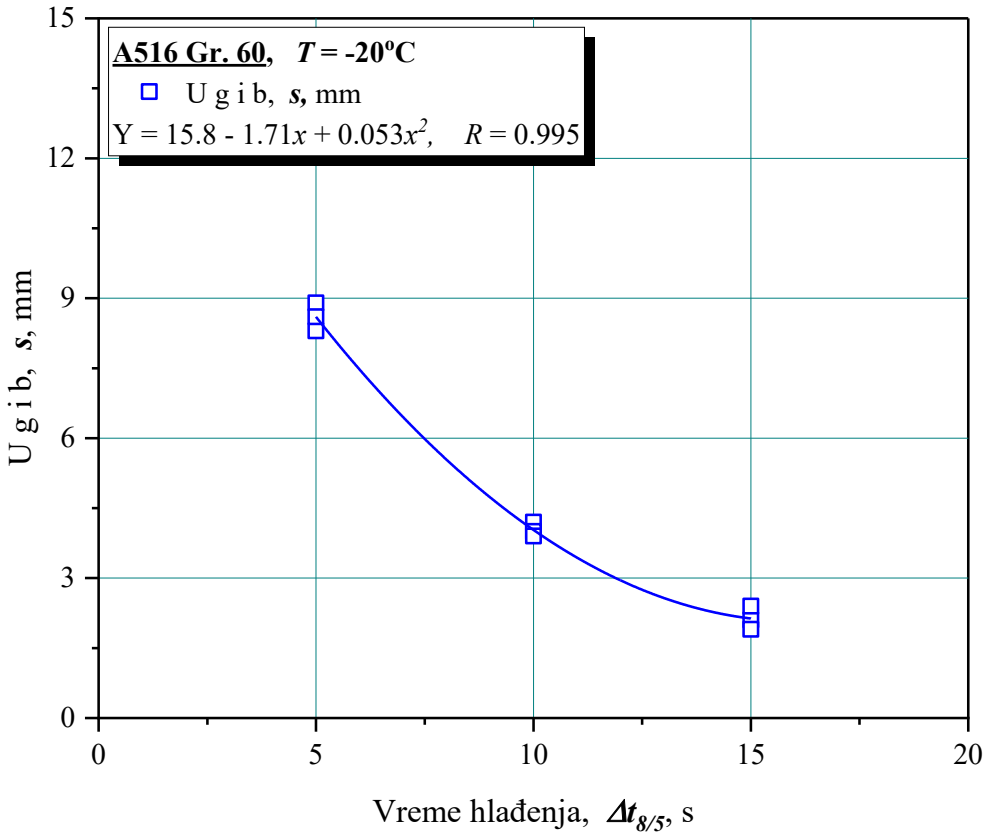
Компоненте укупне енергије удара, енергија стварања прслине W_s и енергија ширења прслине $W_{š}$ показују исту тенденцију као и укупна енергија удара. Са повећањем времена

хлађења опадају вредности обе компоненте укупне енергије удара, што се јасно види из зависности W_s и $W_{š}$ - $\Delta t_{8/5}$ на T = -20°C приказаној на сл. 5.11.

Смањење удела пластичне компоненте лома, односно смањење пластичности материјала, се јасно огледа у карактеру добијених кривих, где значајно пада вредност угиба, s, са повећањем времена хлађења, сл. 5.12. Анализирајући утицај времена хлађења $\Delta t_{8/5}$ при симулацији *ZUT*-а завареног споја нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 на вредности угиба, s, може се констатовати да угиб, s, као важна компонента дуктилности материјала има сличну тенденцију као и укупна енергије удара, W_t.



Слика 5.11. Зависност W_s и $W_{š}$ - $\Delta t_{8/5}$ на T = -20°C



Слика 5.12. Зависност Ugib s - $\Delta t_{8/5}$ на T = -20°C

Највећи угиб, односно најбољу дуктилност, имају епрувете где је време хлађења било најкраће, и оно износи у просеку 8.6mm. Са повећањем времена хлађења $\Delta t_{8/5}$ опада угиб, и при времену хлађења ***10s*** вредност угиба је око 4.1mm да би при времену хлађења од ***15s*** вредност угиба била око 2.1mm.

5.3. Избор технологије и поступка заваривања

При заваривању нисколегираних угљеничних челика, као што је A516 Gr. 60, кључни аспект је избор адекватног термичког циклуса који неће негативно утицати на механичка својства материјала. На ток и карактер термичког циклуса током заваривања утиче више параметара:

- количина унете енергије,
- дебљина завариваног материјала,
- температура предгревања, односно почетна температура основног метала,
- геометрија и димензије завареног споја, и
- број нанетих слојева у завару.

У складу са природом материјала и техничко-технолошким захтевима које је неопходно испоштовати, заваривање испитних узорака изведено је применом ***REL*** поступка. Као додатни материјал коришћена је EVB Ni електрода, која је обезбедила потребне технолошке и металуршке карактеристике споја [138].

Електрода ознаке EVB Ni спада у групу базичних електрода намењених за заваривање нелегираних и нисколегираних челика чврстоће до 685MPa, и за заваривање ситнозрних челика повишене чврстоће, са гарантованим механичким особинама на ниским температурама. Оплата базичне електроде у коју спада и EVB Ni састоје се у већем делу од кречњака, доломита, магнезита и калцијум-флуорида. Шљаке настале топљењем ових електрода су базичног карактера, због чега се у завару не појављују кристализационе прслине. Завари су жилави и при ниским температурама и отпорни су на настајање прслина. Садржај водоника, у металу шава, је нижи од 5ml/100g метала шава.

Електрода има одличне заваривачке, технолошке, особине и стабилан лук. Троска се лако уклања, па се употребљавају за заваривање веома одговорних конструкција. Потребна је посебна техника и добра обученост заваривача приликом употребе ових електрода. Искоришћење износи сса. 118%. Струју заваривања није потребно мењати при заваривању у различитим положајима. Декларисана својства хемијског састава и механичких карактеристика за електроду EVB Ni су дати у таб. 5.3 и 5.4.

Табела 5.3. Хемијски састав додатног материјала EVB 50 [138]

Додатни материјал	**% mas.**						
	C	***Si***	***Mn***	***Ni***	***P***	***S***	***N***
EVB Ni	0.07	0.50	1.40	1.1	0.009	0.011	0.012

Табела 5.4. Механичка својства додатног материјала EVB 50 [138]

Додатни материјал	**Напон течења $R_{p0,2}$, MPa, мин.**	**Затезна чврстоћа R_m, MPa**	**Издужење A, %, min.**	**Енергија удара, K_V, J на -40°C, мин.**
EVB Ni	460	560-720	22	47

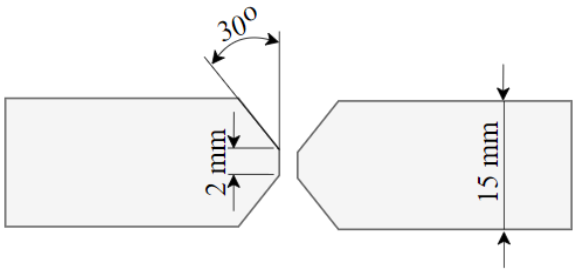
Електрода EVB Ni је стандардизована према SRPS EN ISO 2560:2021, "*Потрошни материјали за заваривање — Обложене електроде за ручно електролучно заваривање нелегираних и финозрних челика — Класификација*" (Welding consumables - Covered electrodes for manual metal arc welding of non-alloy and fine grain steels - Classification - ISO

2560:2020) [139]. Ознака EVB Ni је фабричка ознака произвођача електрода (**Železarna ACRONI**" Јесенице). Стандардна ознака према SRPS EN ISO 2560-A је E 50 6 1Ni B 42 H5 или према SRPS EN ISO 2560- B је E 55 16-3N3 A [139].

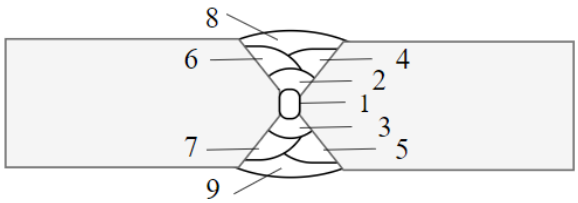
План заваривања је био следећи:

- **Корени завар** - ***REL*** заваривање (поступак 111 према EN ISO). Коришћени додатни материјал за ***REL*** је електрода ознаке EVB Ni, пречника 2,5mm.
- **Испуна** - ***REL*** заваривање (поступак 111 према EN ISO), остали пролази. Коришћени додатни материјал за ***REL*** је електрода ознаке EVB Ni, пречника 2,5 mm и 3,25mm.

Шематски приказ припреме, облика завареног споја је приказан на слици 5.13, а редослед заваривања приказан је на слици 5.14.



Слика 5.13. Шематски приказ облика завара



Слика 5.14. Шематски приказ редоследа заваривања

Редослед пролаза приликом заваривања је следећи:

- 1. пролаз - ***REL***, електрода пречника 2,5mm
- 2.÷ 7.пролаз - ***REL***, електрода пречника 2,5mm
- 8.÷ 9.пролаз - ***REL***, електрода пречника 3,25mm

Након механичке припреме облика завара, извршено је предгревање плоча на температуру приближно 120°C. Предгревање је термички третман пре заваривања који има за циљ да подигне почетну температуру радног предмета изнад температуре околине. Основни разлог предгревања је подизање општег квалитета заварених спојева, а он се постиже кроз:

- смањење брзине хлађења завареног споја,
- смањење заосталих напона у завареном споју,
- смањење тврдоће у ***ZUT***,
- повећање укупне енергије удара у завареном споју, и
- смањење склоности ка настанку прслина.

Предгревањем се постиже смањење брзине хлађења чиме се избегава критична брзина хлађења. То значи да правилан избор температуре предгревања представља врло важан корак који обезбеђује стабилнију структуру и бољи квалитет завареног споја.

За припрему узорака за експериментална истраживања три плоче су искоришћене за испитивање ***ОМ***, а три плоче су исечене по дужој страни, тако да смо имали три заварене плоче (***Плоча 1, 2*** и ***3***). Изглед сучеоно заварених плоча димензија 500x300x15mm са завареним спојем у средини приказан је на слици 5.15.

Слика 5.15. Сучеоно заварене плоче нисколегираног угљеничног челика A 516 Gr. 60

5.4. Испитивање квалитета завареног споја методама без разарања

После извршеног поступка заваривања, а пре узимања епрувета заварене плоче су подвргнуте испитивању методама без разања (***IBR*** методама). Испитивање методама без разарања сучеоно заварених спојева има две функције:

- Контролу квалитета, која представља праћење рада заваривача и опреме и квалитета потрошних и основних материјала у употреби;
- Прихватање или одбацивање шава према његовој подобности за употребу у радним условима потенцијалне конструкције.

Грешке у електролучно завареним спојевима се могу разврстати у три велике групе:

- пројектне,
- заваривачке, и
- металуршке.

Пројектне грешке укључују проблеме који се односе на детаље пројекта и конструкције, за погрешно одабрану припрему жлеба за дату примену или нежељене промене у попречном пресеку.

Грешке (дисконтинуитети) који настају због процеса заваривања (заваривачке грешке) су [140]:

- ***Подсецање***: жлеб истопљен у основном металу у близини подножја (стопе) или корена шава, који није попуњен металом шава.
- ***Укључак троске***: неметални чврст материјал заробљен у металу шава или између метала шава и основног метала.
- ***Порозност***: дисконтинуитет типа шупљине образован гасом заробљеним при очвршћавању.
- ***Прелепљивање***: разливање метала шава преко подножја, лица или корена шава.
- ***Укључци волфрама***: честице волфрама са електроде због неприкладног поступка електролучног заваривања у луку волфрама.
- ***Остављена подложна плочица***: пропуст да се уклони материјал постављен у корену завареног споја ради спречавања истицања истопљеног метала шава.
- ***Шупљине скупљања***: дисконтинуитети типа шупљина образовани при скупљању током очвршћавања.
- ***Оксидни укључци***: честице неистопљених површинских оксида помешаних са металом шава.
- ***Нестопљеност***: ситуација када је стапање непотпуно.
- ***Непровар***: ситуација када је провар мањи од захтеваног.

- ***Кратери***: удубљења на крају завара или у истопљеном купатилу шава.
- ***Протапање***: ситуација када лук протапа дно завареног споја са једне стране.
- ***Разбризгавање***: металне честице распрсле током заваривања, па не представљају део шава.
- ***Паљење лука***: дисконтинуитети који се састоје од локално растопљеног метала, метала под утицајем топлоте, или промена у облику површине било ког дела шава или основног метала проузрокована луком.
- ***Непопуњеност***: улегнуће лица шава или површине корена које се простире испод површине суседног основног метала.

Металуршки дисконтинуитети су [140]:

- ***Прслине***: дисконтинуитети типа лома који имају оштар врх и велики однос дужине и ширине према отварању.
- ***Мале прслине***: мали дисконтинуитет типа прслине код којих су површине прелома неуочљиво раздвојене.
- ***Рибље очи***: дисконтинуитети уочени на површини прелома у завареном споју челика, који се састоје од малих пора или укључака окружених светлом, заокругљеном површином.
- ***Сегрегација***: неравномерна расподела или концентрација нечистоћа или легирајућих елемената до које долази при очвршћавању шава.
- ***Ламеаларни лом***: врста прслина које се јављају у основном металу или у ***ZUT*** укрућеног завареног споја као резултат недовољне дуктилности по дебљини челичне плоче.

Стандард SRPS EN ISO 6520-1:2013, "*Заваривање и сродни поступци - Класификација геометријских неправилности у металним материјалима - Део 1: Заваривање топљењем*", (Welding and allied processes - Classification of geometric imperfections in metallic materials - Part 1: Fusion welding ISO 6520-1:2007) [141], типове грешака дефинише описом и скицом. Основе бројчаног система означавања, утврђује назив и класификацију грешака за заварене спојеве изведене топљењем метала. Грешке (несавршености) су сврстане у шест група и то:

- Прслине (100);
- Шупљине (200);
- Чврсти укључци (300);
- Неспојена места и непровар (400);
- Грешке облика и димензија (500);
- Разне несавршености (600).

Стандард SRPS EN ISO 5817:2023, "*Заваривање – Спојеви заварени топљењем на челику, никлу, титану и њиховим легурама (искључујући заваривање снопом) – Нивои квалитета неправилности*" (Welding - Fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys (beam welding excluded) - Quality levels for imperfections - ISO 5817:2023) [142], одређује захтеве за три нивоа прихватљивости грешака у завареним спојевима челика за процесе електролучног заваривања по обиму и за дебљине завареног споја од 3 до 63mm. Три нивоа квалитета су договорно утврђена као ***D***, ***C*** и ***B*** тако да покрију већину практичних потреба, таб. 5.5.

Табела 5.5. Нивои прихватљивости грешака у завареним спојевима

Ознака нивоа	Ниво квалитета
D	Слабији
C	Средњи
B	Строг

Избор нивоа квалитета за било коју примену треба да узме у обзир разматрање пројекта, накнадну обраду, нпр. наношење слоја, врсту напона (нпр. статички или динамички), радне услове (нпр. температуру, околину), и последице лома. Економски фактори су такође важни и треба да обухвате не само трошкове заваривања већ и инспекције, испитивања и поправке.

Стандард SRPS ISO 5817 [142] даје препоруке о нивоима квалитета грешака у електролучно завареним спојевима челика. Три нивоа су дата на такав начин да омогућавају примену за широк распон заварених производа. Ови нивои се односе на квалитет производа, а не на подобност за употребу готовог производа. Примењује се на нелегиране и легиране челике, и на следеће процесе заваривања и њихове подпроцесе дефинисане у складу са SRPS EN ISO 4063:2023, "*Заваривање и сродни поступци — Листа поступака и њихово означавање*", (Welding and allied processes - Nomenclature of processes and reference numbers ISO 4063:2023) [143]:

- 11 ручно електролучно заваривање без заштите гасом;
- 12 заваривање под прашком;
- 13 електролучно заваривање у заштити гасом;
- 14 електролучно заваривање у заштити гасом нетопљивом електродом;
- 15 заваривање плазмом
- Ручне, механичке и аутоматске процесе;
- Све позиције заваривања;
- Сучеоне спојеве, угаоне спојеве и спојеве штапова;
- Материјале дебљине између 3mm и 63mm.

Када постоје значајна одступања од геометрије споја и димензија у завареном производу, неопходно је оценити до које границе се услови за овај стандард могу применити. Металуршки аспекти, нпр. величина зрна, тврдоћа, нису обухваћени са SRPS ISO 5817. Заварени спој нормално треба оценити засебно за сваки тип грешке. Различити типови грешака који се јављају у било ком пресеку споја могу захтевати посебно разматрање.

Евентуални дисконтинуитети односно грешке у сучеоно завареном споју се детектују методама испитивања без разарања (***IBR***). Провера квалитета сучеоно заварених спојева челичних лимова A 516 Gr. 60 је урађена користећи следеће методе испитивања без разарања:

- визуелни преглед заварених спојева (VP),
- испитивање течним пенетрантима (PI), и
- радиографска контрола заварених спојева (RI).

Предметна ***IBR*** испитивања чине завршну фазу са циљем да се открију и оцене грешке које могу утицати на функцију и интегритет конструкције. Недопустиве грешке се морају отклонити и та места поправити. Грешке се могу појавити у ***OM***, ***ZUT*** и у ***MŠ***, лоциране на површини или у унутрашњости. За њихово откривање је од посебног значаја избор оптималне методе и технике ***IBR***.

5.4.1. Визуелни преглед сучеоно заварених спојева

Стандард SRPS EN ISO 17637:2017, "*Испитивање заварених спојева методама без разарања - Визуелно испитивање заварених спојева топљењем*" (Non-destructive testing of welds - Visual testing of fusion-welded joints ISO 17637:2016), [144] обухвата визуелно испитивање металних заварених спојева изведених топљењем. Испитивање се обично изводи након заваривања, али ако се захтева стандардом или уговором, испитивање се може изводити и у току појединих фаза заваривања. По правилу се заварени спојеви контролишу у изведеном стању, а понекад и након површинске обраде.

Визуелна контрола завршеног метала шава сучеоно заварених спојева челичних лимова A 516 Gr. 60 се изводи са циљем да се утврди његова усаглашеност са утврђеним стандардом критеријума прихватљивости. Шав се контролише у циљу потврде [140]:

- да је сва троска уклоњена ручно или механички да би се избегло маскирање грешака;
- да нема трагова мехничких оштећења или издувавања метала шава;
- да се при уклањању надвишења шава избегне прегревање при брушењу, као и зарези;
- да је ширина лица шава равномерна, а надвишење шава у предвиђеним границама;
- да је једнострано угаони и сучеоно заварени спој поравнат тако да се благо слива у основни метал;
- да профил лица шава и висина сваког издигнутог метала шава буду у складу са стандардом.
- да је површина шава равномерна, да изглед и положај шава буду прихватљиви; растојање последњег пролаза и основног метала или положај пролаза треба да се мере ако се захтева у WPS;
- да је ширина шава прихватљива дуж читавог шава и да испуњава захтеве цртежа или стандарда прихватљивости; код сучеоних спојева треба проверити да ли је жљеб припреме потпуно испуњен.

Визуелни преглед сучеоно завареног споја на ***Плочи 1, 2*** и ***3*** је рађен помоћу лупе увећања до 10x. Овим прегледом нису констатоване грешке које могу да утичу на карактеристике самог завареног споја.

5.4.2. Испитивање сучеоно заварених спојева течним пенетрантима

За идентификацију недостатака на површини завареног споја, који нису видљиви голим оком (нпр. микропрслине), примењена је метода контроле уз помоћ пенетраната у боји. Ова техника заснива се на продирању пенетранта у микродисконтинуитете, након чега се наноси развијач који омогућава визуелизацију грешака на основу контраста боја, чиме се олакшава њихово детектовање.

Стандард SRPS EN ISO 3452-1:2021, "*Испитивање без разарања – Пенетрантско испитивање – Део 1: Општи принципи*", (Non-destructive testing - Penetrant testing - Part 1: General principles ISO 3452-1:2021) [145], дефинише методу пенетрантског испитивања која се користи за откривање дисконтинуитета, на пример прслина, превоја, набора, порозности и недовољног стапања, а који излазе на површину испитиваног материјала. Углавном се примењује на металне материјале, али се такође може вршити на другим материјалима, под условом да су инертни на средину у којој се испитују и да нису претерано порозни, чији примери су одливци, отковци, заварени спојеви, керамика итд.

Овај стандард није намењен да се користи за критеријуме прихватљивости и не даје информације о подобности појединачних система испитивања за специфичне примене, нити захтеве за опрему за испитивање. Термин „дисконтинуитет“ се овде користи у смислу да није укључена евалуација прихватљивости или неприхватљивости. Методе за одређивање и праћење битних особина производа који се користе за пененетрантско испитивање специфициране су у ISO 3452-2 и ISO 3452-3 [145].

Пре примене пенетрантне методе неопходно је да се површина узорка темељно очисти и осуши. На припремљену и одмашћену површину наноси се пенетрант црвене боје, који захваљујући својој изразитој капиларности и способности влажења продире у све присутне површинске дисконтинуитете. Време задржавања пенетранта у пукотини зависи од врсте коришћеног средства и геометрије дисконтинуитета, али се у пракси најчешће усваја интервал од 10 до 15 минута.

Након тога, вишак пенетранта се уклања са површине, а наноси се развијач који апсорбује остатке пенетранта унутар дисконтинуитета и ствара видљиве индикације могућих грешака. Савремени пенетранти садрже и флуоресцентне компоненте, па се контрола врши уз употребу УВ лампе, што додатно повећава осетљивост и поузданост испитивања. Резултати добијени овом методом указали су да на испитиваним узорцима нису уочене површинске грешке типа прслина.

5.4.3. Радиографско испитивање сучеоно заварених спојева

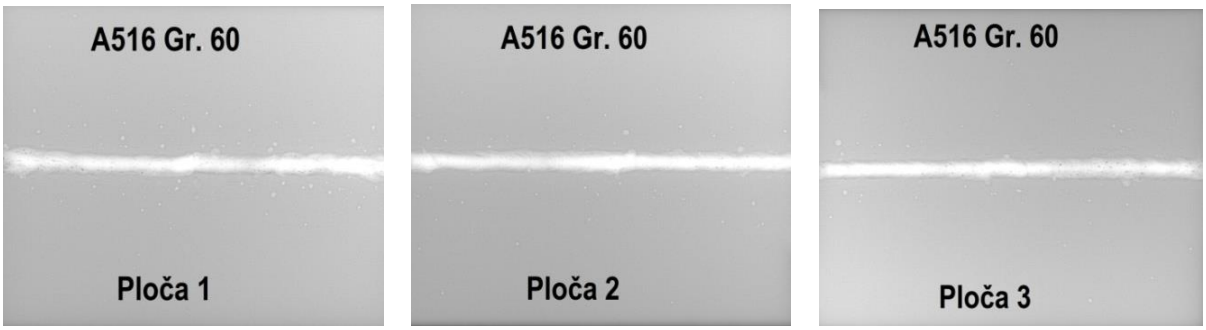
Пошто се највећи број потенцијалних дисконтинуитета у завареним спојевима налази у њиховој унутрашњости, где нису видљиви голим оком и не могу се открити пенетрантним методама, примењена је радиографска контрола. Радиографија је једна од најзаступљенијих метода за откривање унутрашњих дефеката и различитих облика нехомогености у материјалу. Принцип испитивања заснива се на продирању рендгенских зрака кроз метал, при чему долази до њиховог слабљења услед апсорпције. На местима где постоје поремећаји у структури или недостаци материјала, апсорпција је мања, па се на снимку јављају тамније зоне, док хомогени делови метала дају светлије области. Уместо класичног фотографског филма могуће је користити и флуоресцентне екране. Овим поступком могуће је идентификовати скоро све типове грешака унутар завареног споја [140].

За контролу завареног споја нисколегираног угљеничног челика типа A516 Gr. 60 примењен је Rö-Апарат SEIFERT ERESCO-200 MF. Карактеристике коришћене опреме и параметри спроведене радиографске контроле дати су у табели 5.6 [146].

Табела 5.6. Подаци о опреми и параметри радиографске контроле

Извор зрачења	Rö-APARAT
Произвођач и тип опреме	SEIFERT ERESCO-200 MF
Активност извора / јачина и напон струје	140 / 4,5
Величина фокуса (извора)	1,50 mm
Растојање извор – филм	600 mm
Техника снимања	Normalna
Време експозиције	3 min
Врста контролника	6 ISO 12
Критеријум прихватљивости	SRPS ISO 5817
Обим контроле	100%

Изглед радиограма за ***Плоче 1 2*** и ***3*** је приказан на сл. 5.16.



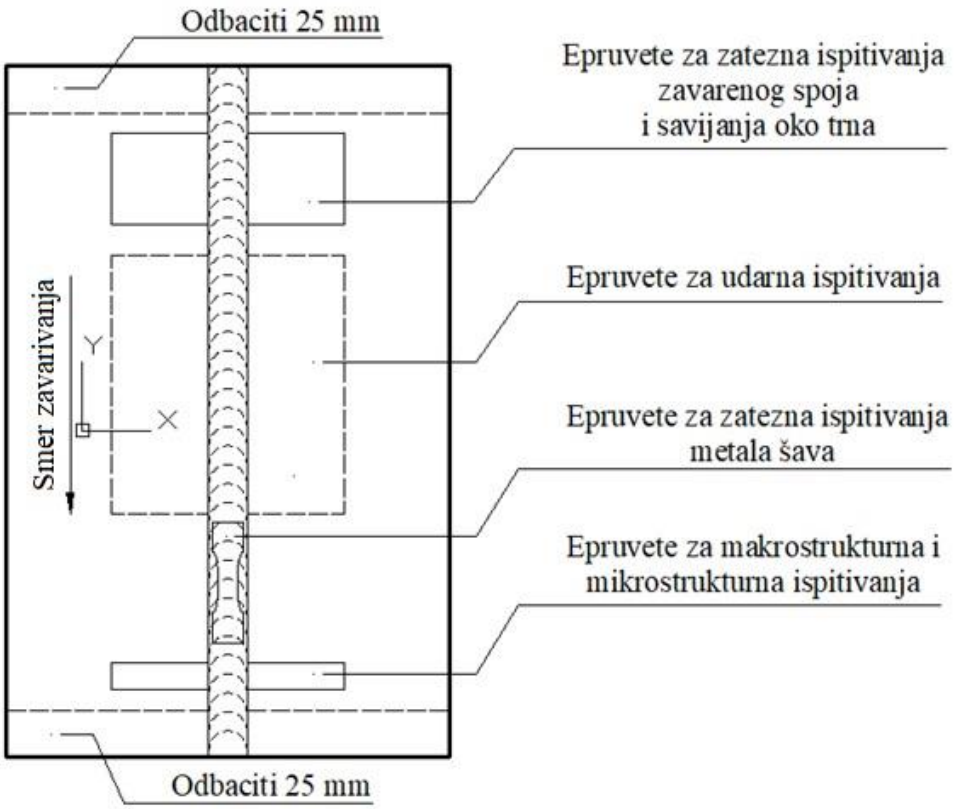
Слика 5.16. Радиограми заварених плоча челика А 516 Gr.60

Спроведеном радиографском контролом није уочено постојање карактеристичних дефеката у завареном споју, као што су прслине, лункери или остаци шљаке.

5.5. План узорковања епрувета за испитивање

Како је након испитивања без разарања констатовано да недозвољених грешака у сучеоно завареним спојевима плоча квалитетног нисколегираног угљеничног челика А 516 Gr. 60 нема, приступило се следећој фази, а то је израда плана сечења узорака за деструктивна испитивања, односно испитивања са разарањем. Технолошка, механичка и експлоатациона испитивања се изводе да би се одредила својстава отпорности, својства деформације и експлоатациона својства основног материјала и завареног споја: чврстоће, тврдоће, еластичности, пластичности и енергије удара.

Епрувете за затезна и савојна испитивања су вађене тако да се узима само средина V-завара. Епрувете за механику лома су узимане тако што је дебљина епрувете била цела дебљина заварених плоча са завареним спојем у средини. Шарпи епрувете су узимане по дебљини завареног споја у зависности где је постављен V-зарез. На основу програма експерименталних испитивања дефинисана је и шема вађења епрувета из сучеоно заварених плоча нисколегираног угљеничног челика А 516 Gr.60 како је то приказано на сл. 5.17. Паралелно су према приложеној шеми вађене епрувете и из основног метала (***ОМ***).

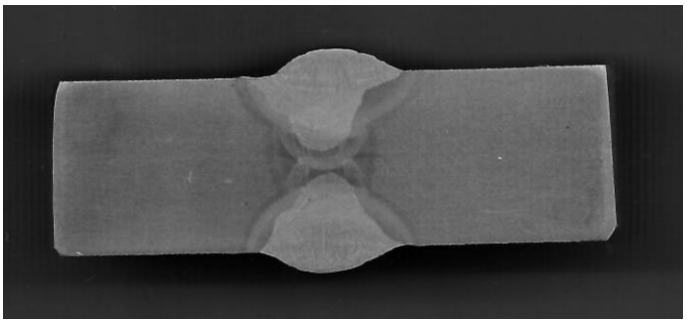


Слика 5.17. План исецања епрувета за испитивање

5.6. Макро и микроструктурно испитивање сучеоно завареног споја

Металографским испитивањима се добијају важне информације о микроструктури материјала, као што су присутне фазе у структури и величина зрна, које имају важан утицај на особине испитиваног материјала. Макро и микроструктурно испитивање завареног споја челичних лимова нисколегираног угљеничног челика A 516 Gr. 60 се ради према стандарду SRPS EN ISO 17639:2022, "*Испитивање са разарањем заварених спојева металних материјала – Макроскопско и микроскопско испитивање заварених спојева*" (Destructive tests on welds in metallic materials - Macroscopic and microscopic examination of welds - ISO 17639:2022), [147].

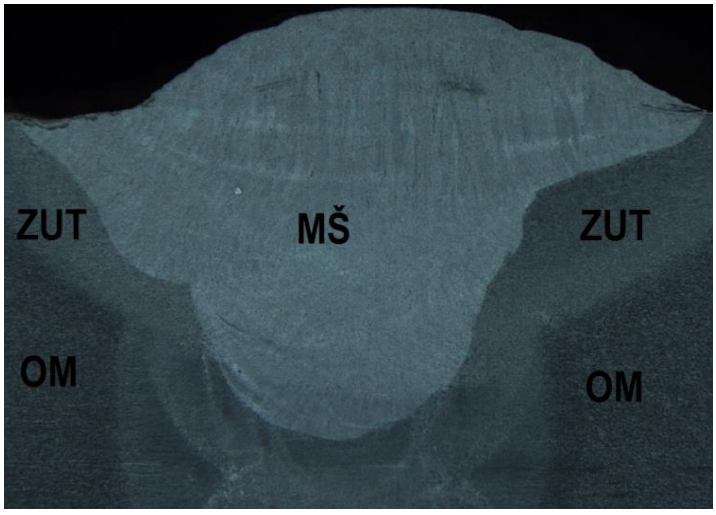
Овим стандардом су дефинисане препоруке које се односе на припрему испитних узорака, сам поступак испитивања, као и на кључне циљеве који се постижу током макроскопских и микроскопских анализа. Основна сврха ових испитивања је идентификација и опис структурних карактеристика материјала, као и процена квалитета изведеног завареног споја и адекватности примењене технологије заваривања. [147]. Макроскопски снимак завареног споја узорка узете из једне од заварених плоча приказан је на слици 5.18.



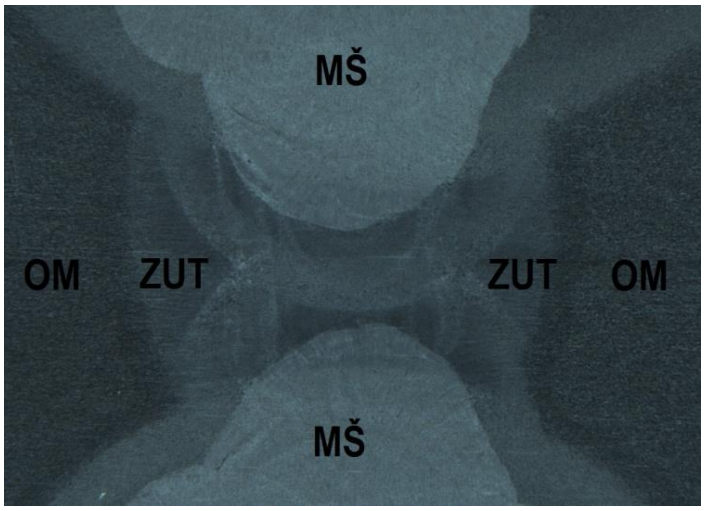
Слика 5.18. Макроструктура *ZS* нисколегираног угљеничног челика A 516 Gr. 60

Да би још јасније видели макроструктуру завареног споја са јасном разликом зона урађени су снимци при увећању 12 на стерео микроскопу. На сл. 5.19 је приказано лице завареног споја, на сл. 5.20 средишњи део, и на сл. 5.21 је приказан корен завареног споја. На приказаним сликама се јасно виде све три зоне завареног споја:

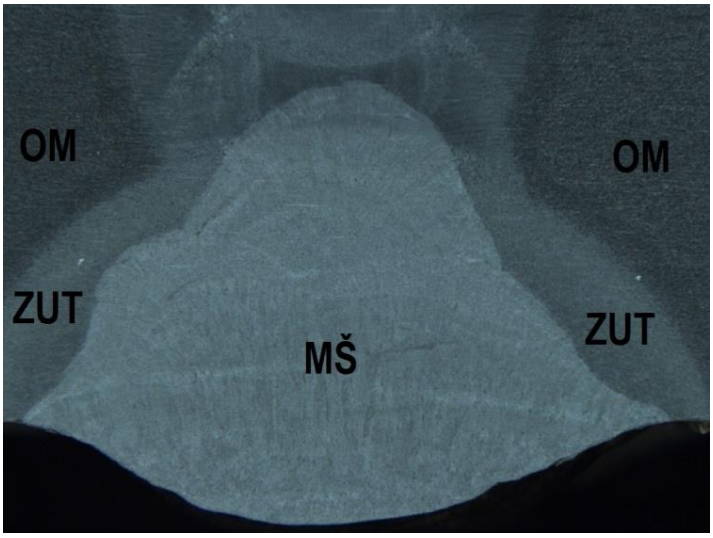
- Основни метал (***OM***),
- Зона утицаја топлоте са линијом стапања (***ZUT-LS***), і
- Метал шава (***MŠ***).



Слика 5.19. Лице завареног споја

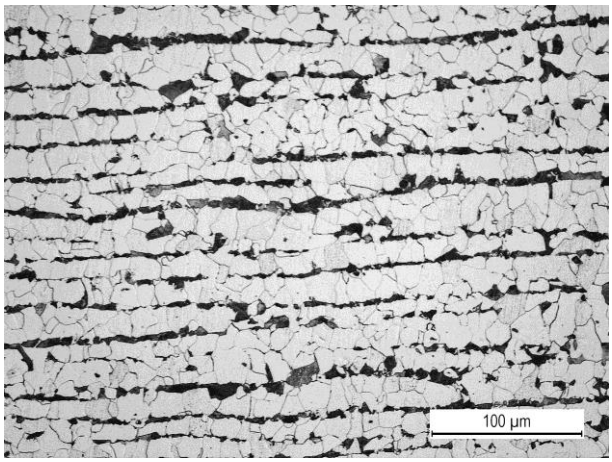


Слика 5.20. Средишњи део завареног споја

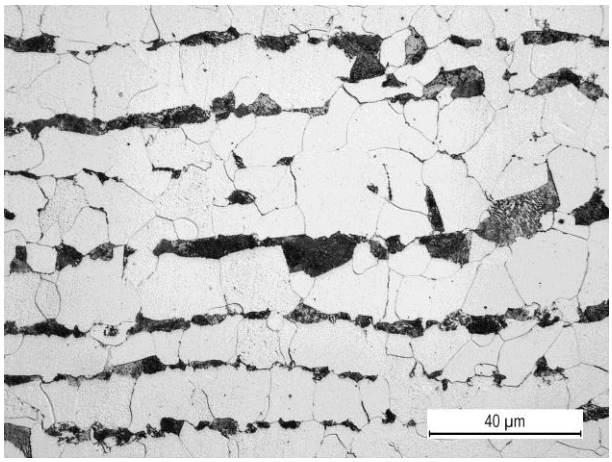


Слика 5.21. Корен завареног споја

Микроструктура ***ОМ***, ***ZUT***, ***LS*** и ***МШ*** завареног споја квалитетног нисколегираног угљеничног челика A 516 Gr. 60 је приказана на сл. од 5.22 до 5.25.

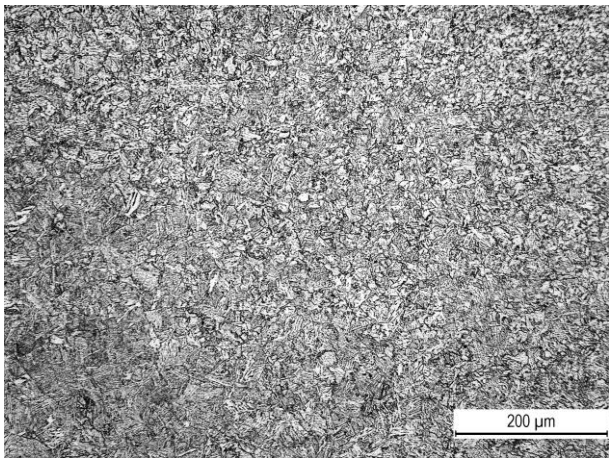


OM x200

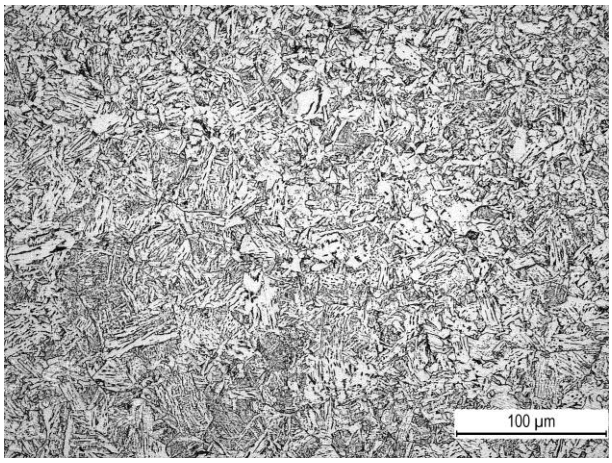


OM x500

Слика 5.22. Микроструктура *OM* нисколегираног угљеничног челика A 516 Gr. 60

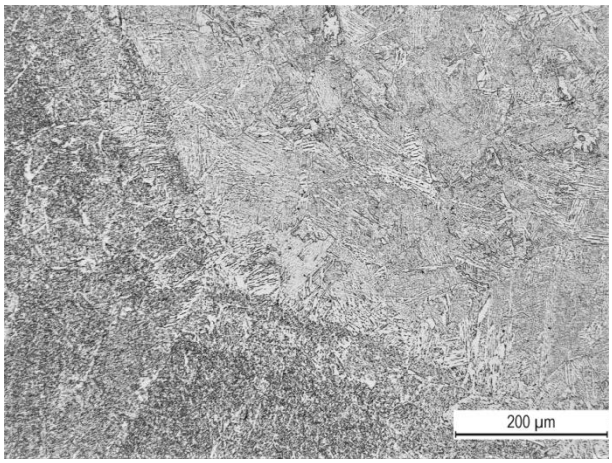


***ZUT* x100**

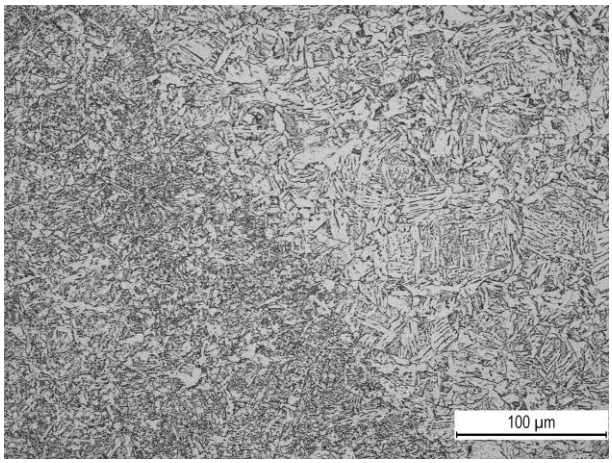


***ZUT* x200**

Слика 5.23. Микроструктура *ZUT* нисколегираног угљеничног челика A 516 Gr. 60

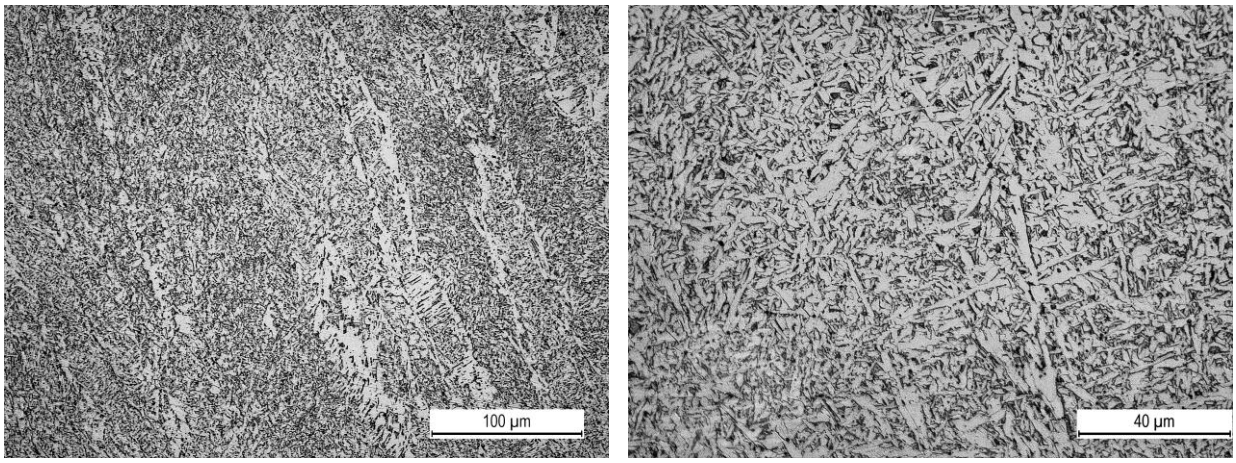


LS x100



LS x200

Слика 5.24. Микроструктура *LS* нисколегираног угљеничног челика A 516 Gr. 60



МШ x200 МШ x500

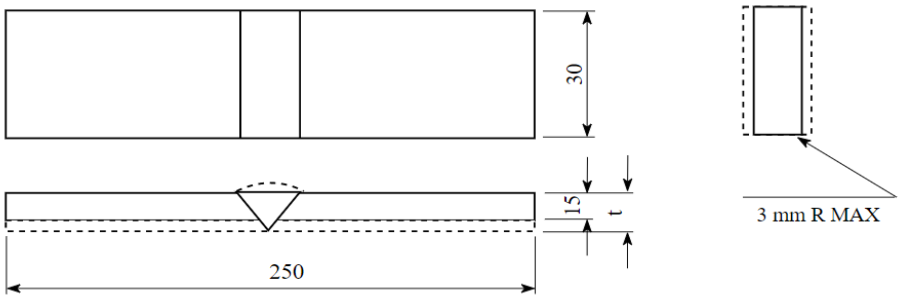
Слика 5.25. Микроструктура *МШ* нисколегираног угљеничног челика А 516 Gr. 60

Основни метал (***ОМ***) нисколегираног угљеничног челика А 516 Gr.60 има равномерну феритно-перлитну структуру. Ферит је у облику полигоналних кристала, док перлит изгледа као компактни тамни микроконституент. Метал шава (***МШ***) и зона утицаја топлоте (***ЗУТ***) такође имају изражену феритно-перлитну структуру.

5.7. Испитивање савијањем сучеоно завареног споја

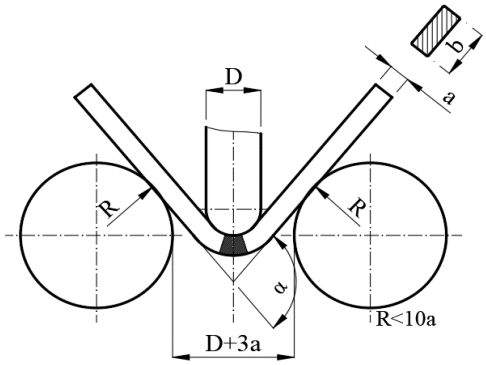
Понашање звареног споја као целине, а у циљу оцене утицаја хетерогене структуре зоне утицаја топлоте (***ЗУТ***) и метала шава (***МШ***) на способност обликовања, подразумева на самом почетку испитивања са разарањем и технолошке пробе у које спада испитивање савијањем. Циљ испитивања је одређивање способности обликовања (пластичност) и/или одсуства неправилности на или близу површине узорка за испитивање.

Епрувете и поступак испитивања савијањем на сучеоно завареним спојевима изводе се према стандарду SRPS EN ISO 5173:2023 "*Испитивање са разарањем заварених спојева металних материјала – Испитивање савијањем*" (Destructive tests on welds in metallic materials - Bend tests ISO 5173:2023) [148]. Овим стандардом се дефинише метод испитивања савијањем око корена и лица шава на узорцима за испитивање узетим попречно из сучеоно завареног споја. Стандардом се утврђују и мере узорака за испитивање. У конкретном случају димензије епрувета су биле 300x30x15mm (дужина x ширина x дебљина), сл. 5.26. [148]. Поступак испитивања се обавља тако што се епрувете савијају помоћу трна или ваљка пречника ***4t*** са углом савијања од 180°.



Слика 5.26. Епрувета за попречно савијање сучеоно завареног споја лима (лице или корен метала шава)

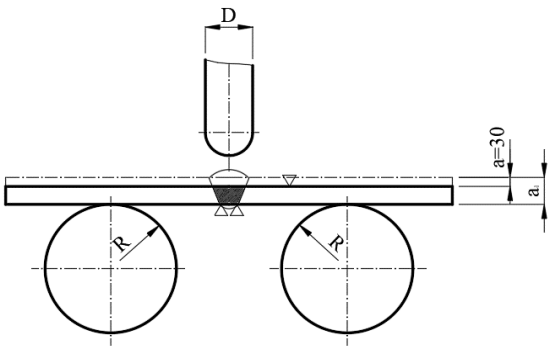
Поступак мерења угла савијања приказан је на шематском цртежу (сл. 5.27 [148]), док су принципи савијања завареног споја око корена и око лица приказани на сл. 5.28 и 5.29 [148]. Само испитивање је реализовано на механичкој кидалици, уз контролисано вођење хода током оптерећивања.



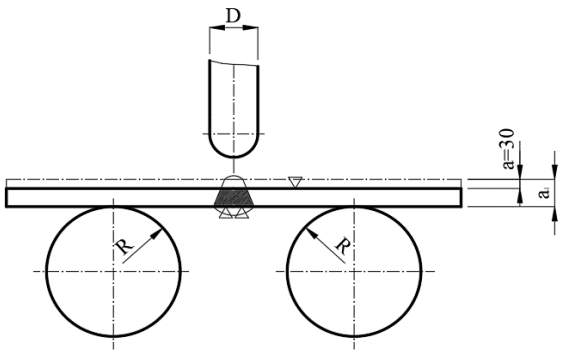
Слика 5.27. Шема испитивања савијањем поступак мерења угла при савијању (α)

Геометријске карактеристике значајне за испитивање савијањем су:

- L_0 – 300mm, дужина епрувете;
- a – 15mm, дебљина епрувете;
- b – 30mm, ширина епрувете;
- D – 20mm, пречник трна;
- R – 15mm, полупречник ваљака-ослонаца;
- $D+3a$ – 20+3·15 = 65mm, растојање између ваљака



Слика 5.28. Савијање епрувете завареног споја око корена *МШ*



Слика 5.29. Савијање епрувете завареног споја око лица *МШ*

У току испитивања на епруветама се ни у једном правцу не смеју јавити грешке са дужином већом од 3mm.

Испитивање савијањем сучеоно завареног споја челичних лимова квалитета A516 Gr.60 је рађено око лица и око корена метала шава, а у циљу провере квалитета завареног споја, односно изабране технологије заваривања и извођења самог поступка заваривања. Изглед епрувета за испитивање на савијање око лица и корена завареног споја је приказан на слици 5.30. Резултати испитивања савијањем епрувета извађених из сучеоно заварених лимова угљеничног челика A516 Gr. 60 су приказани у таб. 5.7.

а) б)

Слика 5.30. Епрувета за савијање а) лице *МШ*, б) корен *МШ*

Табела 5.7. Резултати испитивања савијањем

Ознака узорка	Угао савијања око лица шава, °	Ознака узорка	Угао савијања око корена шава, °	Оцена радиограма
L – S-2-1	180 (nema prslina)	***K – S-4-1***	180 (nema prslina)	2
L – S-2-2	180 (nema prslina)	***K – S-4-2***	180 (nema prslina)	2

Резултати испитивања епрувета добијених из заварених челичних плоча методом савијања (табела 5.7) показују да је заваривање изведено квалитетно, јер ни при савијању до угла од 180° није дошло до појаве прслина. На основу анализе добијених података може се закључити да је примењена технологија заваривања адекватна, а да су резултати испитивања узорака заварених лимова од нисколегираног угљеничног челика A516 Gr.60 у потпуности задовољавајући.

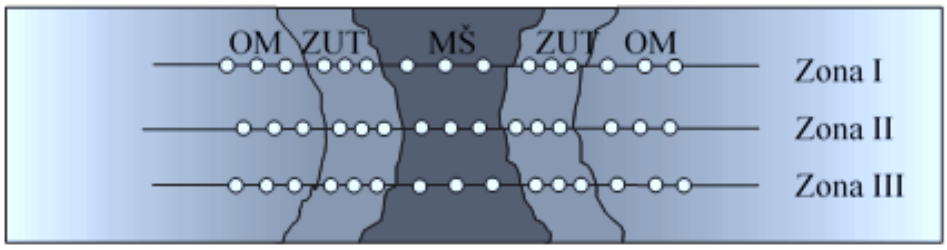
5.8. Испитивање тврдоће

Под појмом тврдоће подразумева се физичко својство, тј. отпор којим се неко тело (у овом случају испитивани материјал) супроставља продирању другог тела (утискивач на уређају којим испитујемо тврдоћу) у његову површину. Упркос томе што тврдоћа не представља физичко егзактно дефинисано механичко својство, мерење тврдоће је један од најраширенијих поступака на подручју одређивања механичких својстава материјала. Разлог томе је с једне стране што је тврдоћа у корелацији с неким другим механичким својствима (нпр. затезном чврстоћом), а с друге стране мерење тврдоће је једноставније и пре свега брже од испитивања неких других механичких карактеристика. Добијене вредности тврдоће служе за поређење материјала и њихових обрада (термичка обрада, машинска обрада, и сл.).

Испитивање тврдоће на завареном споју се ради према стандарду SRPS EN ISO 9015-1:2013, "*Испитивање са разарањем заварених спојева металних материјала - Испитивање тврдоће - Дио 1: Испитивање тврдоће електролучно заварених спојева*" (Destructive tests on welds in metallic materials - Hardness testing - Part 1: Hardness test on arc welded joints ISO 9015-1:2001) [149]. Овај стандард специфицира испитивање тврдоће на попречним деловима електролучно заварених спојева металних материјала. Обухвата испитивања тврдоће по *Vickers-y* у складу са SRPS EN ISO 6507-1:2023, "*Метални материјали – Испитивање тврдоће по Vickers-y – Део 1: Метода испитивања*", (Metallic materials - Vickers hardness test - Part 1: Test method ISO 6507-1:2023) [150], обично са оптерећењем од 49N или 98N (HV5 или HV10).

За испитивање тврдоће заварених спојева квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr.60 користили смо Vickers методу HV10, као најоптималнију од метода.

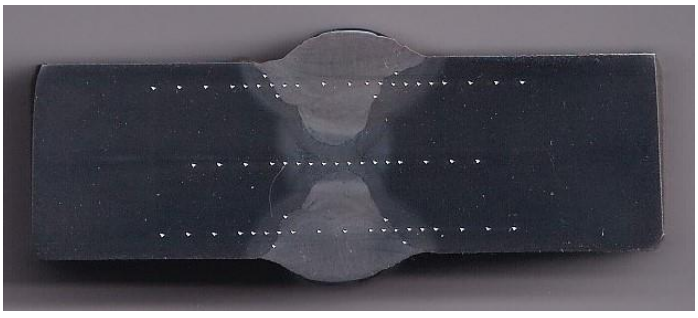
Оптерећење је било 98N, а увећање за мерење отиска 100x. Тврдоћа се мерила линијски ***OM - ZUT - MŠ - ZUT - OM***, како је то приказано шематски на сл. 5.31.



Слика 5.31. Шема мерења тврдоће на завареном споју

Специфицирана је припрема узорка, као и метода испитивања са детаљним примерима тврдоће отиска у виду низа отисака. Отисци се изводе у основном металу (***OM***), зони утицаја топлоте ***(ZUT***) и металу шава (***MŠ***) тако да се добију и региструју подручја вредности на завареном споју. По везаним линијама потребно је да уколико дозволи величина зоне мерења, постоји најмање по три отиска за сваку од зона: метал шава, ***ZUT*** (обе стране) и основни материјал (обе стране), како је то приказано на завареном споју на сл 5.32. Први отисак у ***ZUT*** мора бити што ближи линији стапања (***LS***). Такође, мерена је тврдоћа и на ***LS***, ***ZUT***-а и ***MŠ***.

Резултати мерења тврдоће сучеоно завареног споја квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 приказани су у таб. 5.8. Такође, резултати мерења тврдоће приказани су и графички, на сл 5.33.



Слика 5.32. Мерења тврдоће на сучеоно завареном споју нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60

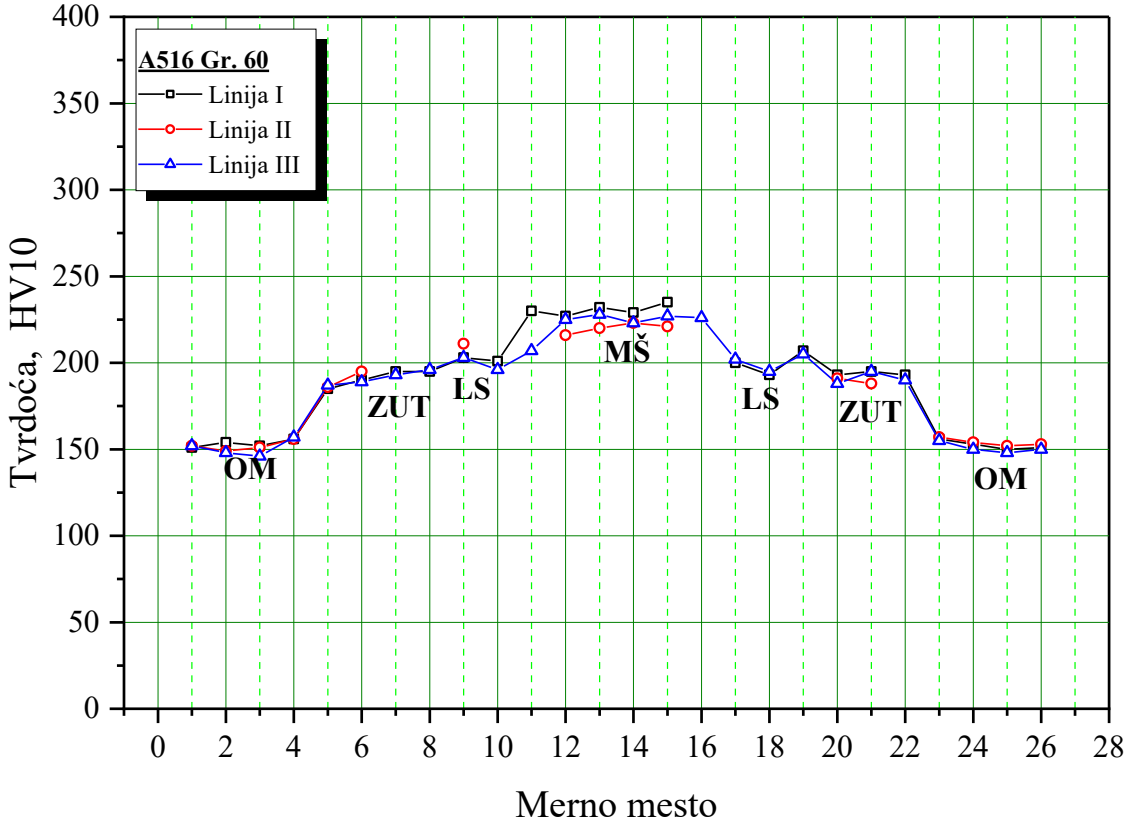
Анализирајући добијене вредности тврдоће приказаних у таб. 5.8, као и њиховој графичкој интерпретацији на сл. 5.33, јасно се види да су највеће измерене вредности тврдоће у ***MŠ***. Идући од ***MŠ*** преко ***LS***, ***ZUT*** ка ***OM***, тврдоћа бележи постепени пад. Имамо доста

уравнотежено стање са леве и десне стране завареног споја, односно врло мала је разлика у измереним вредностима тврдоће.

Измерене вредности тврдоће сучеоно завареног споја се крећу од 150 до 156 HV10 у ***OM***. У ***ZUT*** су добијене више вредности него у ***OM*** и крећу се од 185 до 195 HV10. Линија стапања има одређених расипања измерених вредности тврдоће. Измерене вредности тврдоће ***LS*** се крећу од 193 HV10 до 207 HV10. Највећа измерена тврдоћа је у ***MŠ***, и креће се од 216 HV10 до 235 HV10. Измерена тврдоћа у ***MŠ*** у потпуности одговара карактеристикама додатног материјала. Наиме, коришћена је електрода EVB 50, која има боље механичке карактеристике од ***OM***, што значи да смо радили *„over matching“* технологију, где је чврстоћа метала шава већа од чврстоће ***OM***.

Табела 5.8. Резултати мерења тврдоће на завареном споју челика A516 Gr.60

Место мерења	Тврдоћа HV10																								
	OM				*ZUT*			*LS*			*MŠ*					*LS*				*ZUT*			*OM*			
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26
Линија I	151	154	152	156	185	190	195	195	203	201	230	227	232	229	235		200	193	207	193	195	193	156	153	150	151
Линија II	152	149	151	156	186	195			211			216	220	223	221					191	188		157	154	152	153
Линија III	152	148	146	157	187	189	193	196	203	196	207	225	228	223	227	202	202	195	205	188	195	190	155	150	148	150



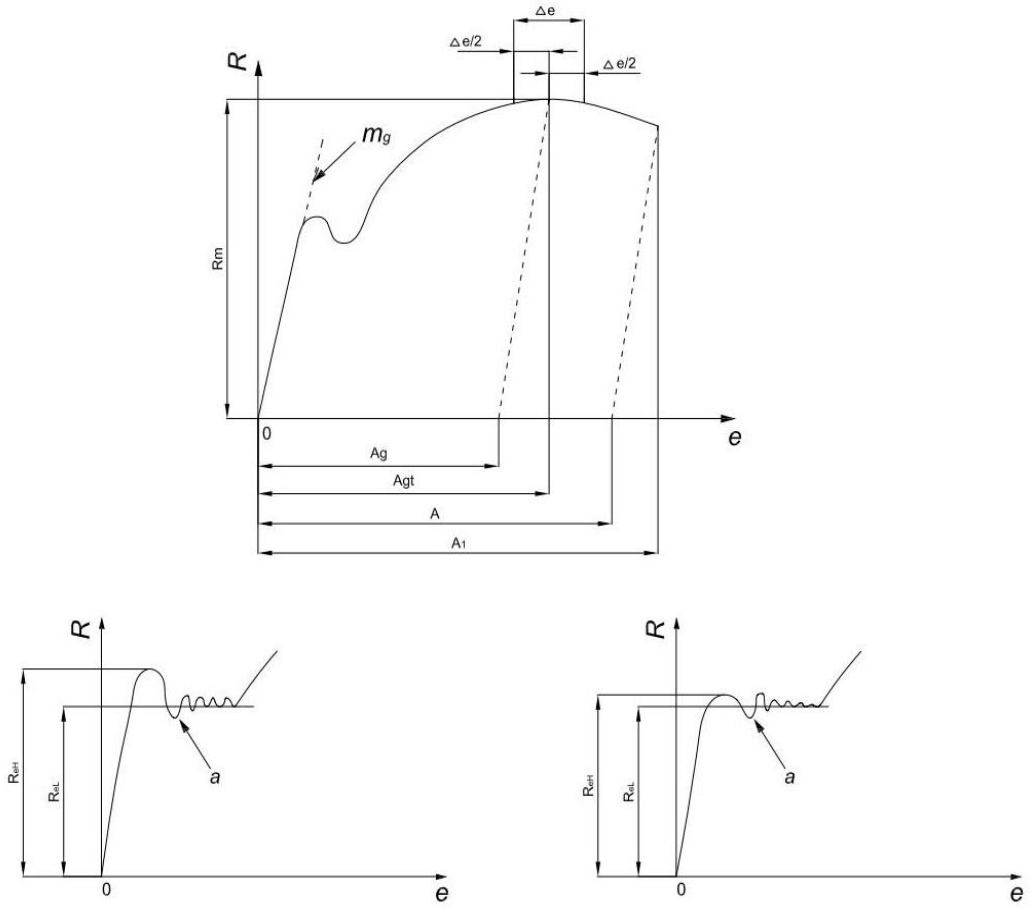
Слика 5.33. Промена вредности тврдоће у зависности од места испитивања

5.9. Затезна испитивања основног метала и завареног споја нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60

Затезна испитивања су важна област код испитивања материјала, јер се овим испитивањима одређују основне механичке особине испитиваног материјала. У зависности од врсте материјала који се испитује, користе се различити стандарди. У конкретном случају се ради о металним материјалима. Меродавни стандард за испитивање металних материјала затезањем је стандард SRPS EN ISO 6892-1:2020 *"Метални материјали – Испитивање затезањем – Део 1: Метода испитивања на собној температури"* (Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature-ISO 6892-1:2019) [151]. Овим стандардом су дефинисане и основне карактеристике металних материјала који се испитују, а то су:

- карактеристике чврстоће, и
- карактеристике деформације.

Испитивани основни материјал и заварени спој нисколегираног угљеничног челика ознаке A516 Gr. 60 спада у ширу групу Општих конструкционих челика, побољшаних механичких особина. Овај челик поред побољшаних карактеристика чврстоће поседује и одличне особине дуктилности и жилавости. Основне механичке особине које се у конкретном случају одређују су приказане на сл. 5.34 [151].



Слика 5.34. Дијаграм затезања са карактеристичним тачкама

Квалитетни нисколегирани угљенични челик ознаке A516 Gr. 60 се због својих добрих механичких особина и одличне заварљивости, доминантно користи за израду посуда под притиском намењених за складиштење ***ТНГ***, као и цеви за трансорт хемијских и петрохемијских производа (радне температуре од -60°C до 350°C). За квалитетно урађен пројекат посуде под притиском или транспортних цевовода, важно је да пројектант располаже са стварним затезним особинама, а за овај челик су изузетно важне следеће затезне особине:

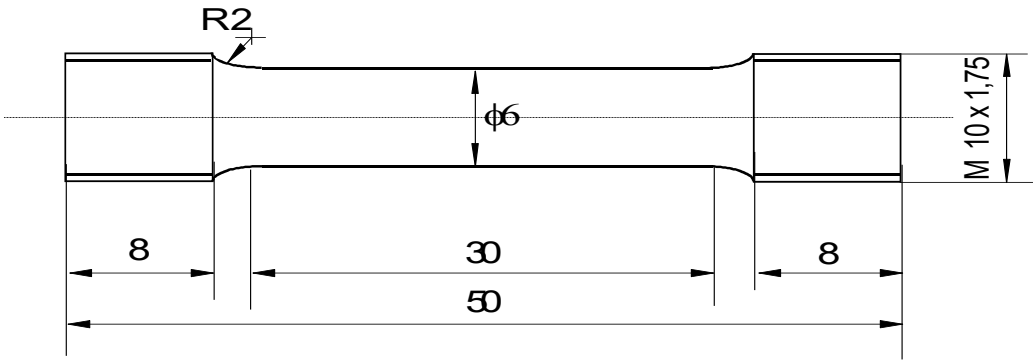
- Напон течења R_e, горњи напон течења R_{eH}, и доњи напон течења R_{eL};
- Затезна чврстоћа R_m;
- Процентуално издужење A;
- Модул еластичности, E.

Како је предметни челик, а тиме и заварени спој намењен за посуде под притиском чија је радна температура до -60°C, наш циљ је да се ураде испитивања на основном материјалу и на

завареном споју на температурама које се могу остварити, а то су -40°C, -20°C, 0°C, и собна температура од 20°C. Испитивања на -60°C није било могуће урадити због ограничене могућности постизања ове температуре у комори за ниске температуре, а која је саставни део универзалног електромеханичког система за испитивање материјала.

5.9.1. Затезна испитивања на собној температури

Затезна испитивања епрувета извађених из основног метала (***OM***) и епрувета са завареним спојем (***ZS***) у средини мерног дела достављеног узорка квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, рађена су у циљу одређивања особина чврстоће и пластичности. Поступак испитивања на собној температури дефинисан је стандардом SRPS EN ISO 6892-1:2020 [151], Изглед епрувета и геометрија епрувете ***OM*** за испитивање на собној температури је дата на сл. 5.35 [151].



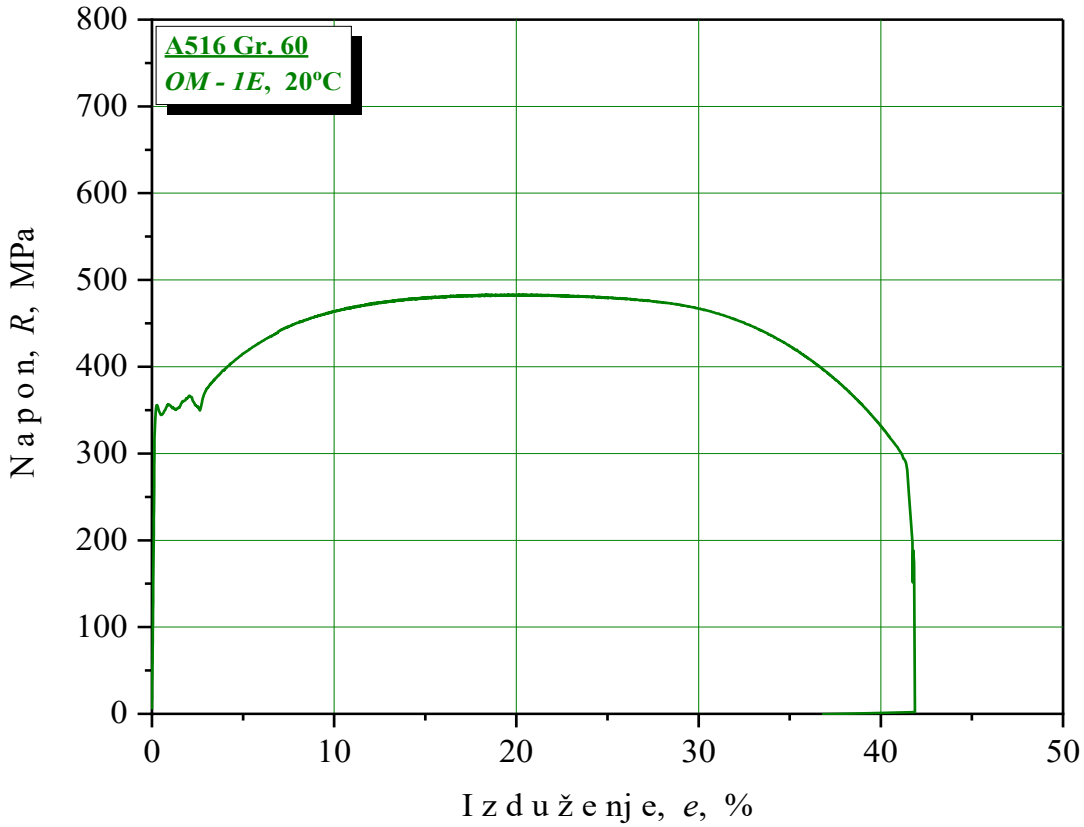
Слика 5.35. Геометрија и изглед епрувета за одређивање затезних својстава *OM* на собној температури

Испитивање на собној температури је изведено на електромеханичкој кидалици у контроли деформације (издужења). Брзина увођења оптерећења је била 5mm/min. Резултати одређивања затезних особина епрувета ***OM*** испитаних на собној температури дати су у таб. 5.9.

Табела 5.9. Резултати затезних својстава епрувета ОМ на собној температури

Ознака узорка	Горњи напон течења, R_{eH}, МРа	Доњи напон течења, R_{eL}, МРа	Затезна чврстоћа R_m, МРа	Издужење A, %	Модул еластичности E, МРа
ОМ - 1Е	365.9	350.4	483.1	40.8	211563
ОМ - 2Е	374.3	360.6	483.9	42.3	216780
ОМ - 3Е	370,5	353.8	489.7	40.6	218590

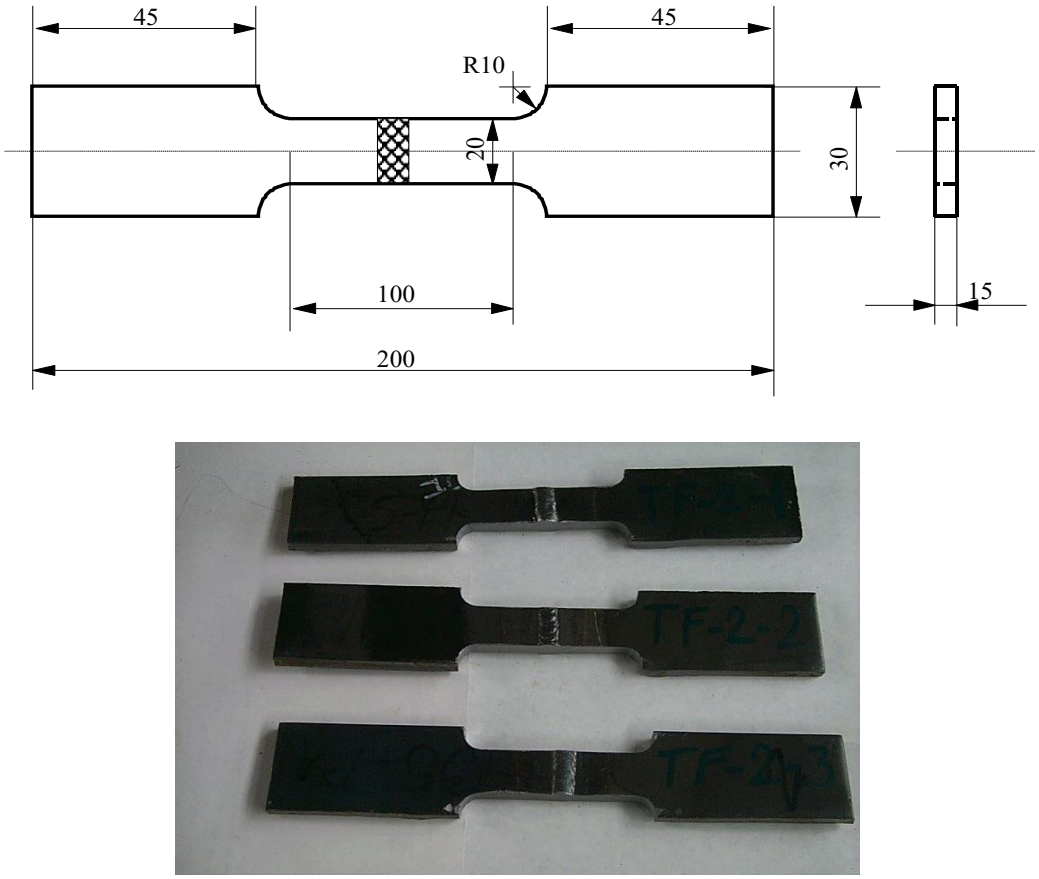
Изглед дијаграма напон - издужење добијен испитивањем на затезање епрувете основног метала ознаке ***ОМ - 1Е*** и испитане на собној температури је дат на сл. 5.36. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 2**.



Слика 5.36. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ОМ - 1Е*

Поступак испитивања затезањем епрувета са сучеоно завареним спојем у средини мерног дела и попречно на правац увођења оптерећења, дефинисан је стандардом SRPS EN ISO 4136:2022 "*Испитивања са разарањем заварених спојева металних материјала – Испитивање попречним затезањем*" *(*Destructive tests on welds in metallic materials - Transverse tensile test - ISO 4136:2022*)* [152]. За испитивање је коришћена плочаста епрувета, чији облик и димензије су дефинисани у тачки 6.5.3.1. стандарда SRPS EN ISO 4136:2022.

Геометрија и изглед епрувета ***ZS*** за испитивање на собној температури је дата на сл. 5.37 [152].



Слика 5.37. Геометрија и изглед епрувета за одређивање затезних својстава *ZS* на собној температури

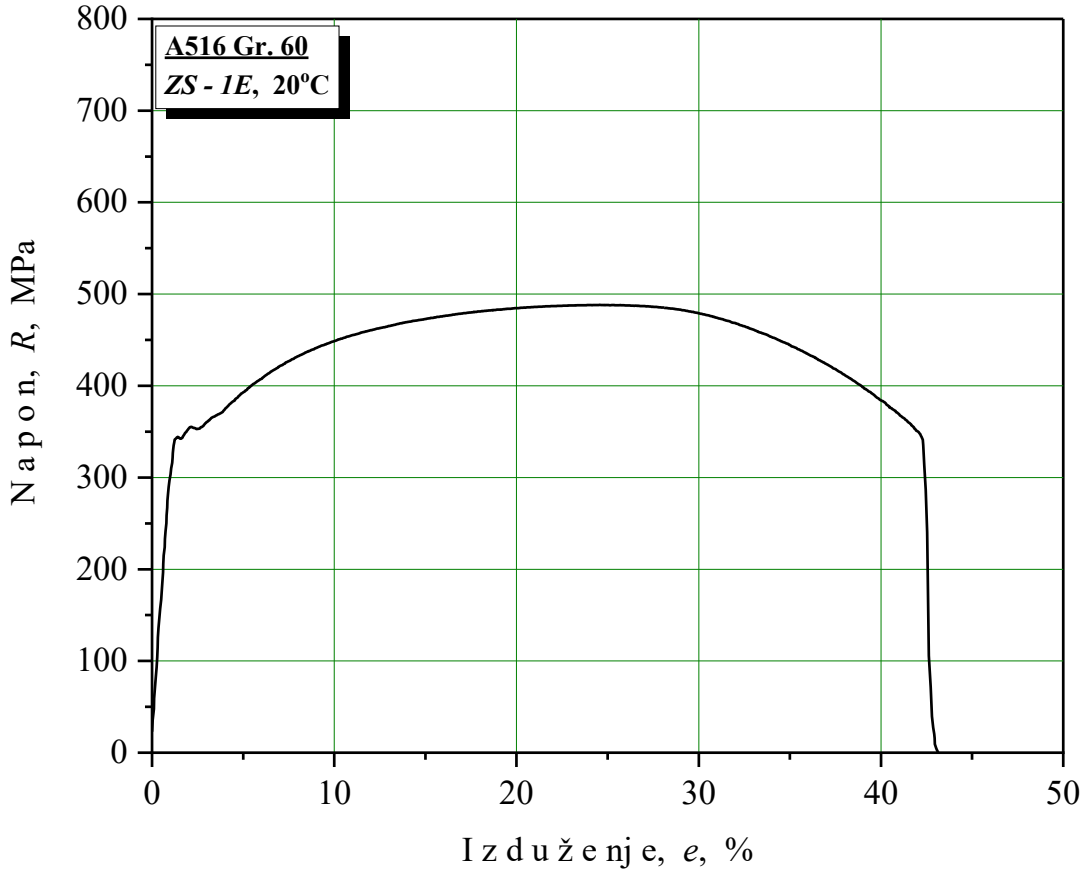
Овим стандардом се превасходно прописује испитивање попречног затезања, односно примене оптерећења у правцу нормалном на заварени спој. При оваквом испитивању сучеоно заварених спојева најчешће се одређује затезна чврстоћа испитиваног узорка, при чему она не сме бити мања од затезне чврстоће основног метала. Међутим, како су све испитиване епрувете пукле у ***OM***, а добијени дијаграми затезања показали готово идентичан карактер криве напон - издужење, у резултатима испитивања смо приказали све добијене вредности, значи горњи и доњи напон течења, затезна чврстоћа и издужење. Важно је напоменути да је стандард SRPS EN ISO 4136:2022 у тачки 7.1 дефинисао да се резултати испитивања одређују у складу са SRPS EN ISO 6892-1 [151].

Резултати одређивања затезних особина епрувета са завареним спојем у средини мерног дела епрувете (***ZS***) испитаних на собној температури дати су у таб. 5.10.

Табела 5.10. Резултати затезних својстава епрувета *ZS* на собној температури

Ознака узорка	Горњи напон течења, R_{eH}, MPa	Доњи напон течења, R_{eL}, MPa	Затезна чврстоћа R_m, MPa	Издужење A, %	Место лома
ZS - 1E	354.7	344.1	488.1	41.2	OM
ZS - 2E	349.6	341.4	490.1	39.5	OM
ZS - 3E	358.1	348.9	495.2	41.7	OM

Изглед дијаграма напон - издужење добијен испитивањем на затезање епрувете са завареним спојем у средини мерног дела ознаке ***ZS-1E*** и испитане на собној температури је дат на сл. 5.38. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 2**.



Слика 5.38. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1E*

5.9.2. Затезна испитивања на ниским температурама

Успешна употреба инжењерских материјала на ниским температурама захтева доступност знања о својствима материјала. Стога, одговорни инжењери (пројектанти) морају да воде рачуна о својствима материјала на различитим температурама. Недостатак карактеристика материјала на ниским температурама (особине чврстоће и особине деформације, модул

еластичности, жилавост лома, топлотна проводљивост и топлотна експанзија), као и употреба мање уобичајених инжењерских материјала на ниским температурама, резултира потребом за испитивањем на ниским температурама.

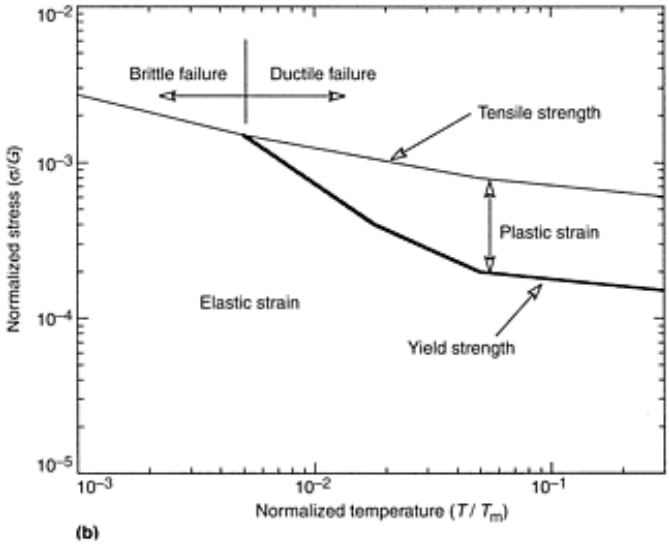
Термин "ниска температура" се обично дефинише у смислу граница где се металуршки процеси мењају. Једна општа дефиниција "ниске температуре" је $T < 0{,}5T_M$, где је T - радна температура, а T_M - температура топљења. За многе структурне метале, друга дефиниција ниске температуре је $T < 0{,}3T_M$, где процеси опоравка нису могући у металима и где је број система клизања ограничен. За ове дефиниције, собна температура (293K) се скоро увек сматра ниском температуром за метал са неколико изузетака, као што су метали који имају температуру топљења испод 700°C (индијум и жива).

У инжењерском смислу, ниска температура може бити узрокована екстремним хладним временом. Добро познати пример овога је крти лом трупа бродова током Другог светског рата који се догодио у хладним морима северног Атлантика [3]. За многе примене, ниска температура се односи на криогене температуре повезане са течним гасовима. Утакање гаса, примена материјала у ваздухопловству и суперпроводне машине су примери области у инжењерству које захтевају употребу материјала на веома ниским температурама. Термин криогена се обично односи на температуре испод 150K.
Механичка својства материјала обично зависе од температуре. Најчешћи начин да се карактерише температурна зависност механичких својстава је извођење затезних испитивања на ниским температурама. У зависности од потребних података, програм испитивања може да се креће од потпуне карактеризације материјала у температурном опсегу, до неколико специфичних тестова на једној температури да би се потврдиле својства материјала. Многа правила за спровођење испитивања на ниским температурама су иста као и за тестове на собној температури. Процедуре и опрема за испитивање на ниским температурама су такође исте уз специфичан део где се постиже ниска (радна) температура. Оно што је специфично за испитивања на ниским температурама су важни безбедносни проблеми о којима треба водити рачуна [8].

Као и на собној температури, тестови затезања на ниским температурама служе за одређивање карактеристика чврстоће (напон течења, затезна чврстоћа, модул еластичности) и деформације (издужење, контракција), важних пројектних података, као и за проучавање фундаменталних механичко-металуршких понашања материјала као што су процеси

деформације и лома. Ефекти грешака у материјалу (укључци, шупљине, огреботине, итд.) се појачавају у испитивању на ниским температурама, јер материјали постају кртији и осетљивији на концентрацију напрезања. Расипање података има тенденцију повећања, а количина узорака за карактеризацију материјала је обично већа од оне која се користи за испитивање на собној температури. Инжењер за испитивање мора проценити када је обављено довољно испитивања да би се обезбедили репрезентативни подаци о материјалу [8].

Уопштено говорећи, снижавањем температуре испитиваног материјала расту својства чврстоће, а опадају својства деформације. Велики број метала (90%) кристалише у процесу очвршћавања у 1 од 3 типа густо паковане кристалне решетке: кубна површински центрирана (*KPC*), кубна просторно центрирана *(KZC*) и хексагонално густо пакована (HGP). Температурна зависност механичких својстава *KPC* материјала прилично се разликује од оних за *KZC* материјале. Општи аспекти механичког понашања зависног од температуре могу се дискутовати коришћењем мапе понашања деформација приказаних на сл. 5.39 [8].



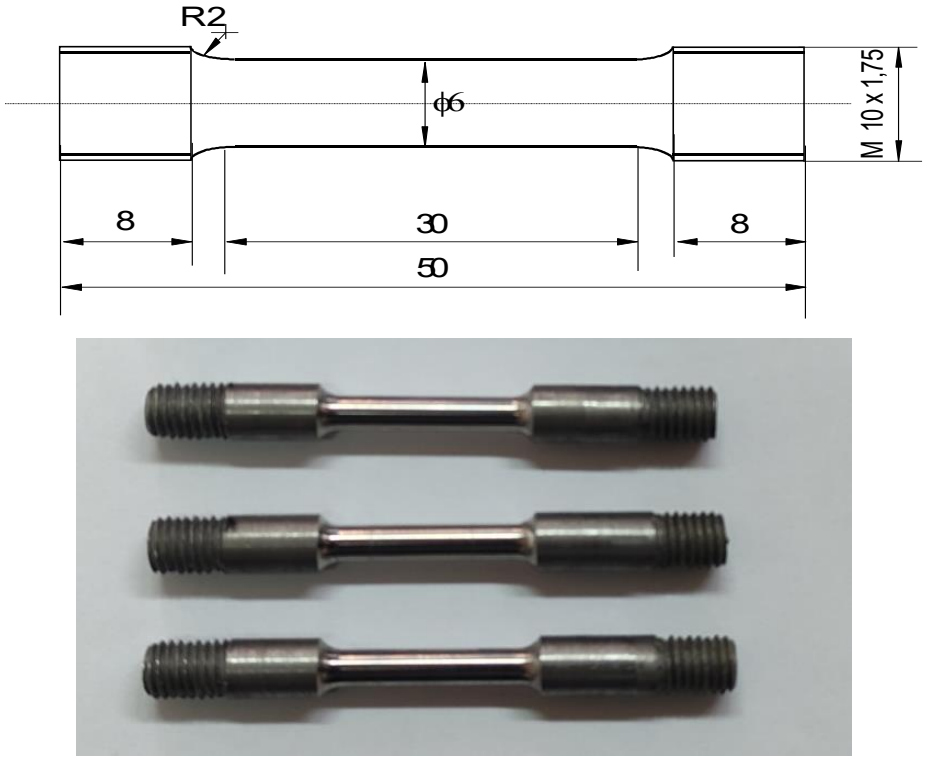
Слика 5.39. Мапа понашања деформација

Осе ових графика су нормализоване за температуру и напон. Температура је нормализована на температуру топљења, док је напон нормализован на модул смицања на собној температури, ***G*** [8].

На сл. 5.39 је приказано класично понашање легуре са просторно центрираном кубном решетком (***KZC***). Треба напоменути велику температурну зависност напона течења, нешто мању температурну зависност затезне чврстоће и област у којој узорак ослаби пре него што дође до значајне пластичне деформације [8]. Обични угљенични и нисколегирани челици

са просторно центрираном кубном решетком (***KZC***) се скоро никада не користе на температурама испод -100°C због њихове екстремне кртости.

Затезна испитивања епрувета извађених из основног метала (***OM***) и епрувета завареног споја (***ZS***) достављеног узорка квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, рађена су на ниским температурама према стандарду ASTM E8/E8M-22 "*Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*" [153]. Стандардна метода испитивања затезања за метале, ASTM E8, користи се као смерница за испитивања на ниским температурама. Изглед епрувета и геометрија епрувете ***OM*** и ***ZS*** за испитивање на ниским температурама је дат на сл. 5.40 [151].



Слика 5.40. Геометрија и изглед епрувета за одређивање затезних својстава *OM* и *ZS* на ниским температурама

Пожељно је да су величине епрувета мале за испитивања на ниским температурама. Уобичајени округли узорак од 0,5 инча по ASTM стандарду се ретко користи на ниским температурама. Затезни узорци треба да буду мали због ограничења величине које поставља комора за испитивање на ниским температурама. Стандардне машине за испитивање опсега (до 100kN) фаворизују мале епрувете због високе затезне чврстоће која се јавља на ниским температурама. За испитивање је коришћена цилиндрична епрувета.

Облик и димензије цилиндричне епрувете су дефинисани у тачки 5.5.3.3. стандарда SRPS EN ISO 4136:2022 [152].

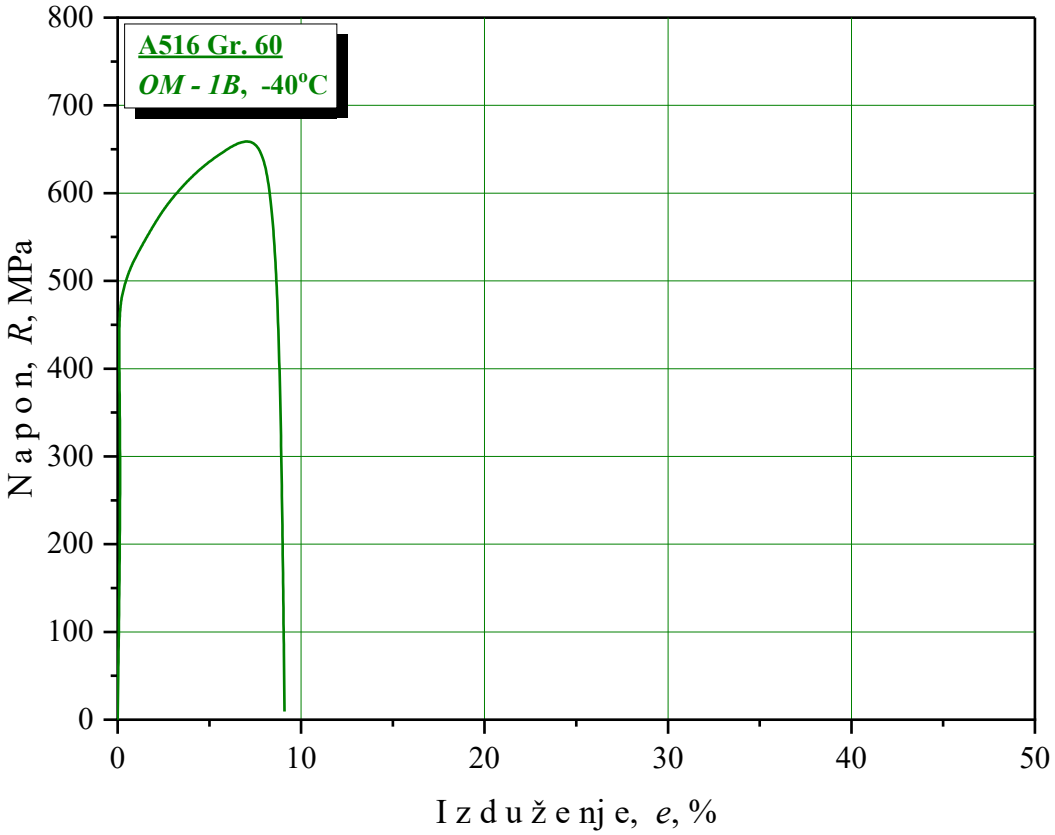
Испитивање на ниским температурама (-40°C, -20°C, 0°C) је такође изведено на електромеханичкој кидалици али у контроли хода. Испитна температура је постугнута у комори за ниске температуре која је саставни део електромеханичког система за испитивање материјала. Брзина увођења оптерећења је била 5mm/min. Резултати одређивања затезних својстава епрувета ***OM*** испитаних на ниским температурама дати су у таб. 5.11.

Табела 5.11. Резултати затезних својстава епрувета *OM* испитаних на ниским температурама

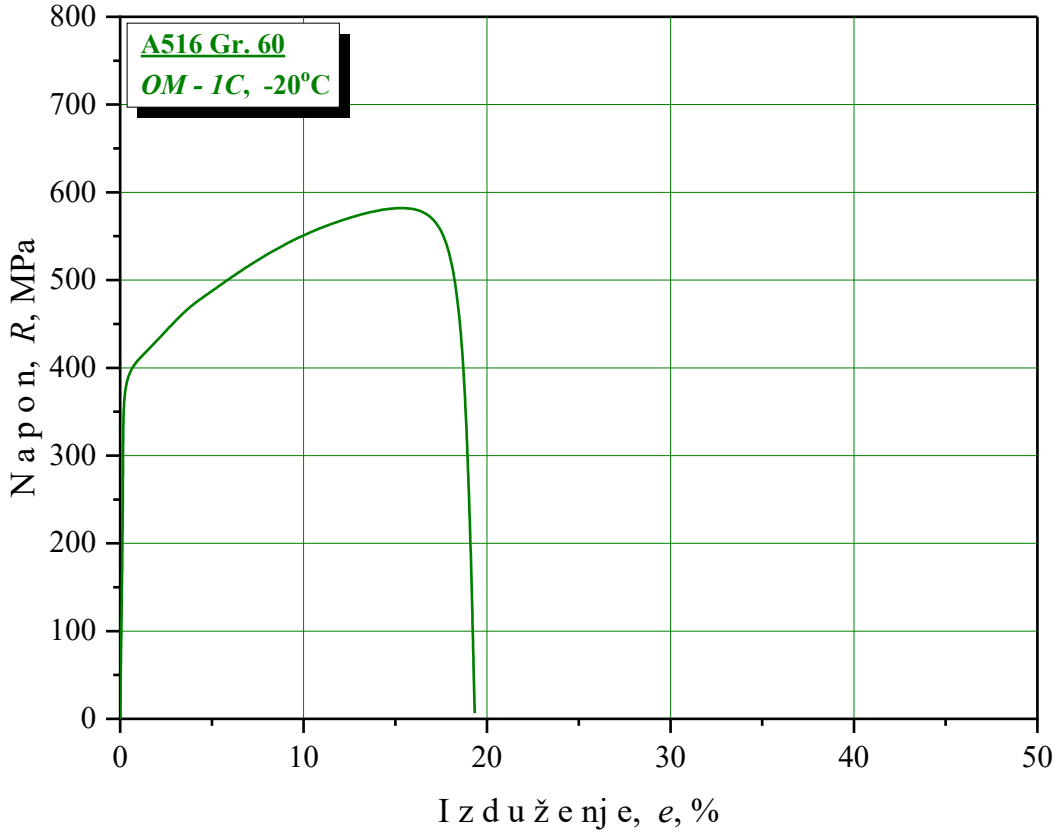
Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Напон течења $R_{p0,2}$, MPa	Затезна чврстоћа R_m, MPa	Издужење A, %
OM - 1B*	-40	488	661	8.3
OM - 2B		492	668	7.9
OM - 3B		501	672	7.3
OM - 1C*	-20	410	583	18.3
OM - 2C		400	567	17.2
OM - 3C		404	569	16.7
OM - 1D*	0	371	532	26.6
OM - 2D		376	535	24.7
OM - 3D		384	523	22.9

*** Ознака B - темп. испитивања -40° C, ** Ознака C - темп. испитивања -20° C, ***Ознака D - темп испитивања 0°C**

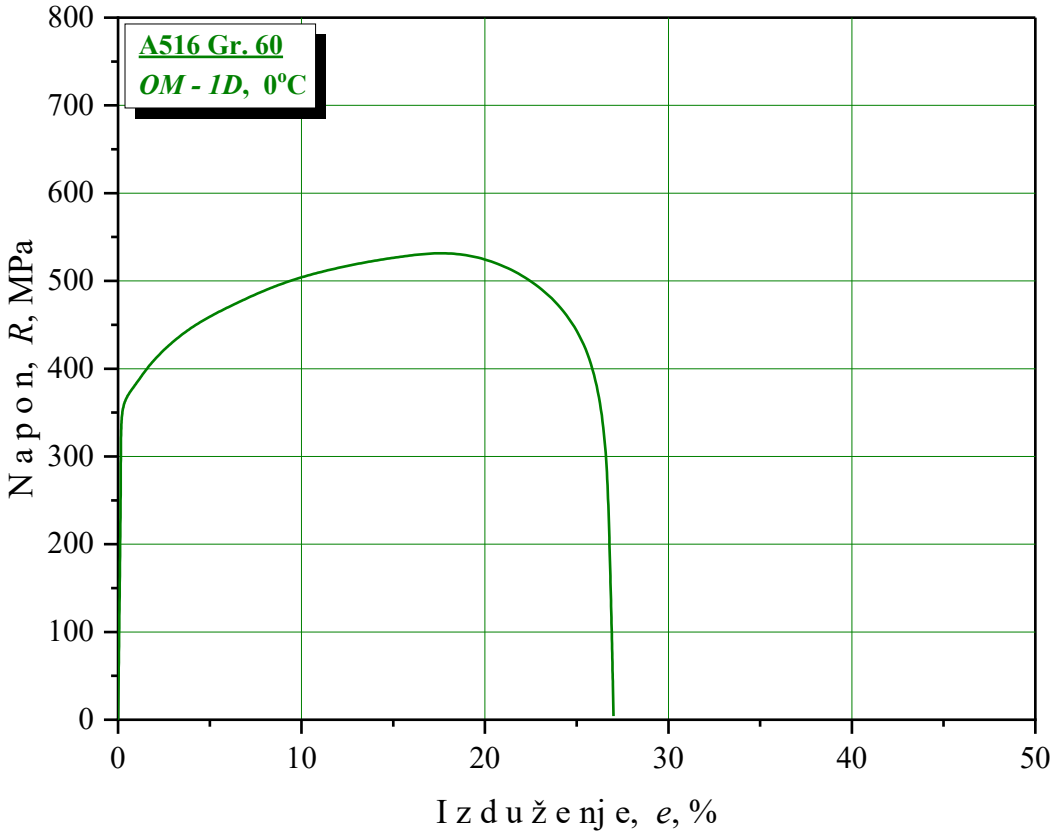
Изглед дијаграма напон - издужење добијен испитивањем на затезање епрувете ознаке ***OM - 1B*** испитане на -40°C, епрувете ***OM - 1C*** испитане на -20°C, и епрувете ***OM - 1D*** испитане на 0°C, су дати на сл. 5.41 до 5.43. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 2**.



Слика 5.41. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 1B* испитане на -40°C



Слика 5.42. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 1C* испитане на -20°C



Слика 5.43. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 1D* испитане на 0°C

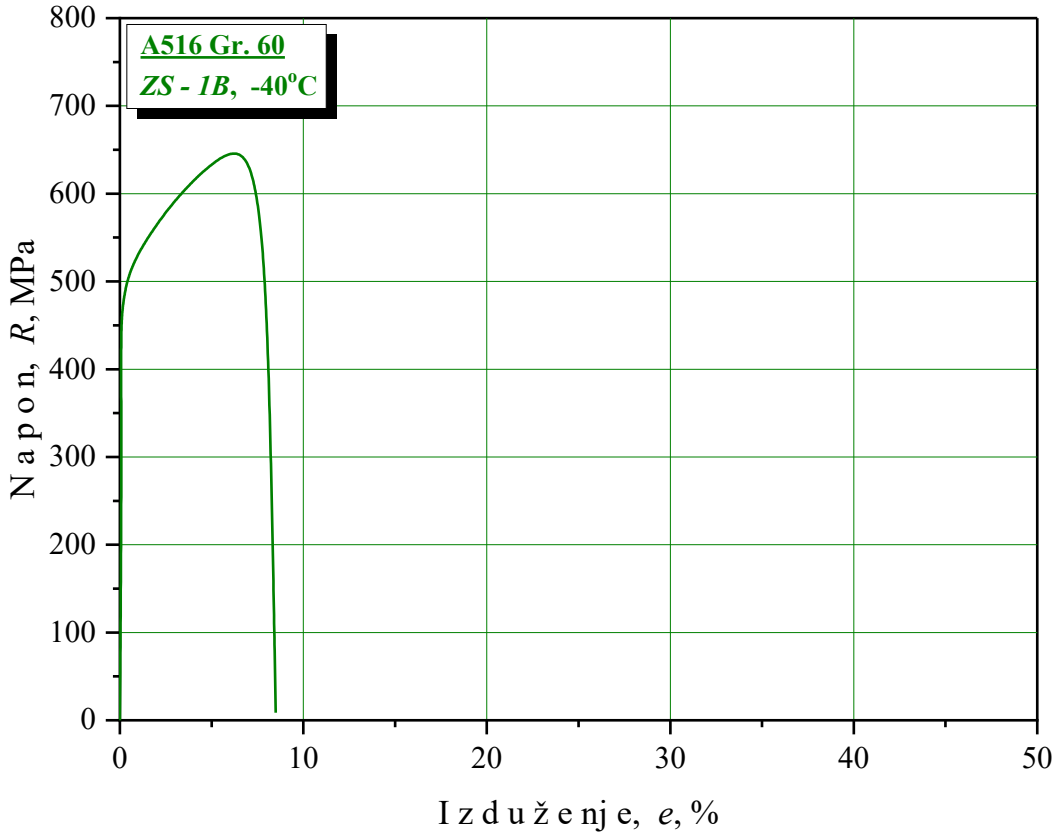
Резултати одређивања затезних својстава епрувета ***ZS*** испитаних на ниским температурама дати су у таб. 5.12.

Табела 5.12. Резултати затезних својстава епрувета *ZS* испитаних на ниским температурама

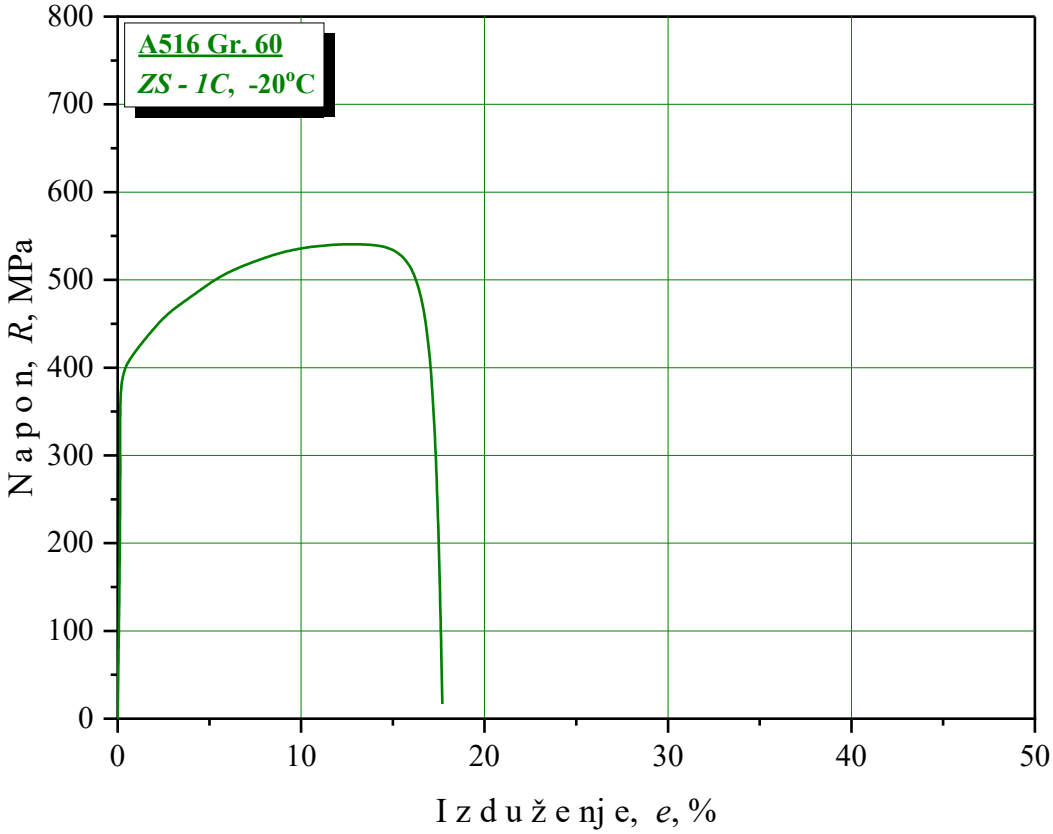
Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Напон течења $R_{p0,2}$, MPa	Затезна чврстоћа R_m, MPa	Издужење A, %	Место лома
ZS - 1B*	-40	494	647	7.4	
ZS - 2B		486	637	7.6	
ZS - 3B		501	659	6.8	
ZS - 1C*	-20	398	541	17.1	
ZS - 2C		394	547	15.6	
ZS - 3C		401	553	16.1	
ZS - 1D*	0	364	507	28.6	
ZS - 2D		367	525	27.1	
ZS - 3D		371	530	25.1	

*** Ознака B - темп. испитивања -40° C, ** Ознака C - темп. испитивања -20°C, ***Ознака D - темп испитивања 0°C**

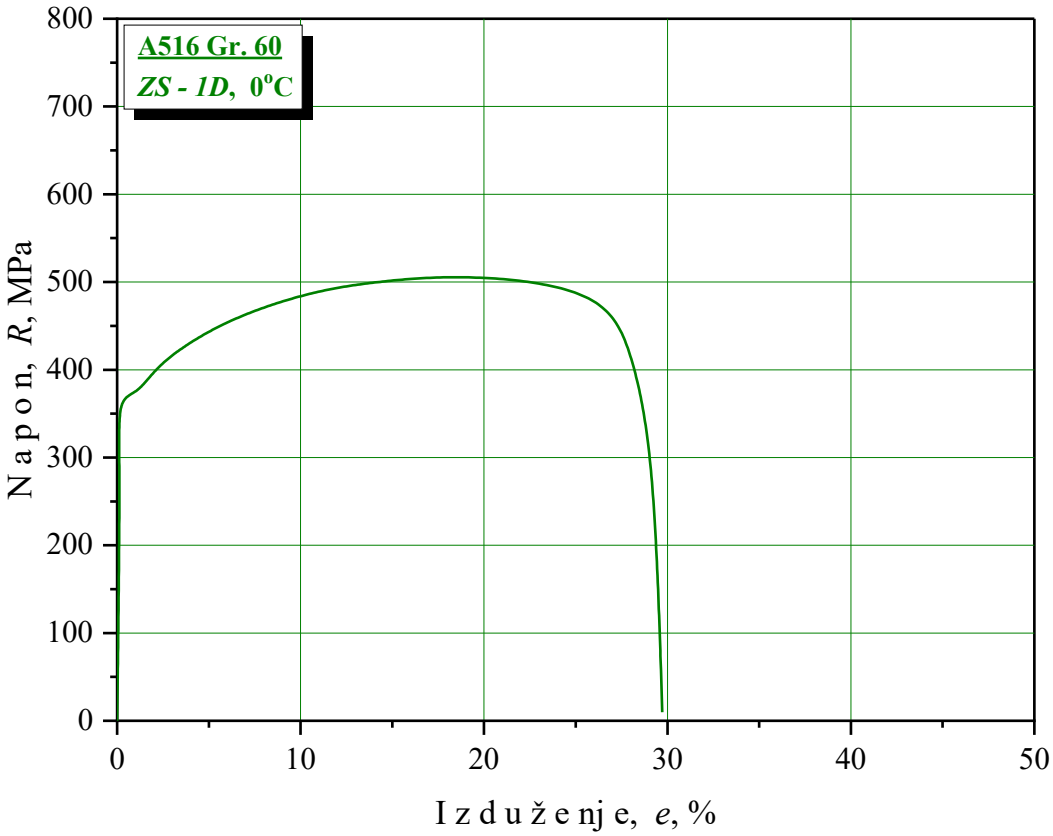
Изглед дијаграма напон - издужење добијен испитивањем на затезање епрувета ***ZS*** ознаке ***ZS - 1B*** испитане на -40°C, епрувете ***ZS - 1C*** испитане на -20°C, и епрувете ***ZS - 1D*** испитане на 0°C, су дати на сл. 5.44 до 5.46. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 2**.



Слика 5.44. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1B* испитане на -40°C



Слика 5.45. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1C* испитане на -20°C

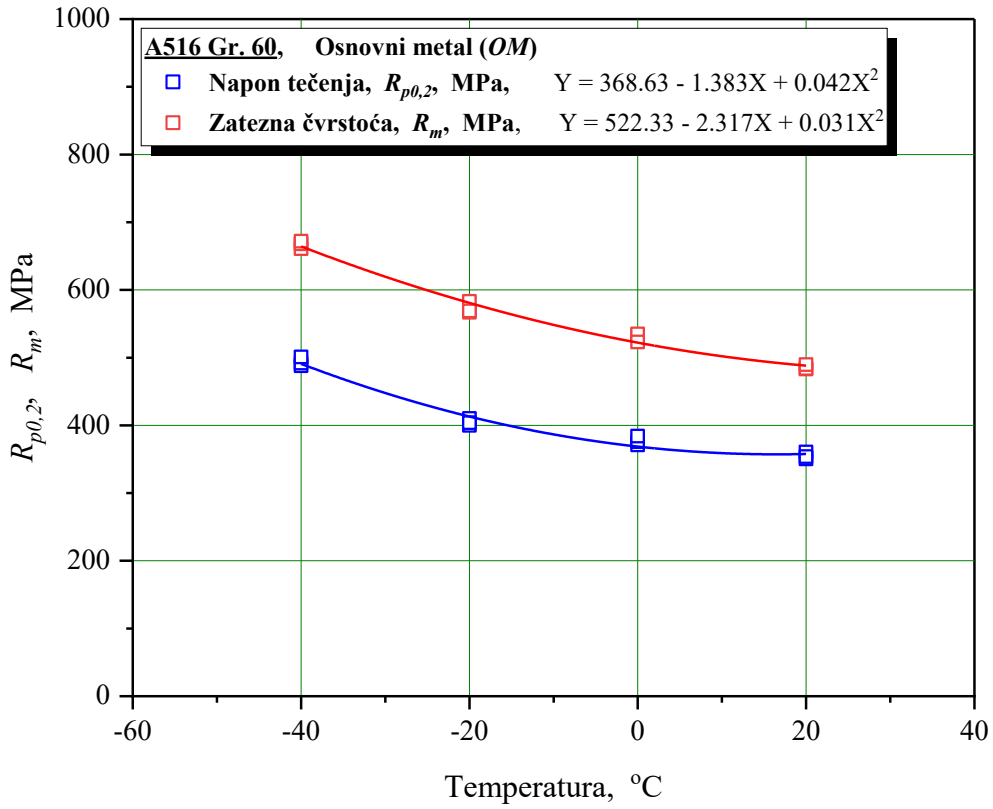


Слика 5.46. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1D* испитане на 0°C

5.9.3. Анализа резултата

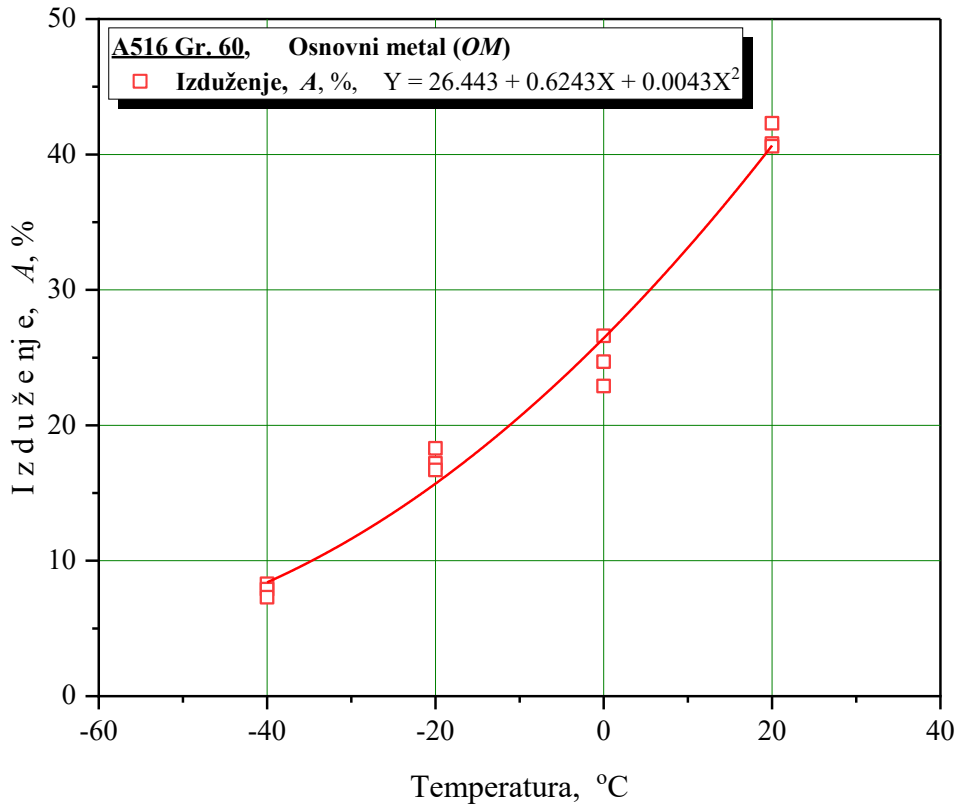
Нисколегирани угљенични челик ознаке A516 Gr.60 показује карактеристике које имају општи конструкциони челици са израженим доњим и горњим напоном течења. Добијене вредности доњег напона течења основног метала (***OM***) на собној температури (***RT***), су у просеку 355MPa, а горњег напона течења 370MPa, што овај челик сврстава у горњу квалитетну групу општих конструкционих челика. Са снижењем температуре вредности напона течења расту. На 0°C се губи израженост доњег и горњег напона течења и већ имамо напон на граници течења $R_{p0,2}$ који у просеку износи 377MPa. Са даљим снижењем температуре на -20°C напон течења рапидно расте и износи у просеку 405MPa да би на -40°C достигао вредност од 494MPa.

Затезна чврстоћа показује тенденцију промене као и напон течења. Добијене вредности затезне чврстоће код ***OM*** су у просеку 486MPa на собној температури. Са снижењем температуре вредности затезне чврстоће расту. На 0°C имамо вредност затезне чврстоће која у просеку износи 530MPa. Са даљим снижењем температуре на -20°C вредности затезне чврстоће расте и износи у просеку 573MPa да би на -40°C просечна вредност затезне чврстоће достигла вредност од 667MPa. Утицај температуре на промену вредности напона течења и затезне чврстоће код испитивања ***OM*** је приказан на сл. 5.47.



Слика 5.47. Промена вредности $R_{p0,2}$ и R_m код *OM* у зависности од температуре

Када је у питању утицај температуре на вредности издужења (деформације), ситуација је обрнута. Највеће измерене вредности издужења, односно најбољу дуктилност имају узорци ***OM*** испитани на собној температури. Добијене су вредности издужења у просеку 41%, што овај материјал сврстава у групу високо дуктилних материјала. Са снижењем температуре вредности издужења опадају. На 0°C имамо вредност издужења која у просеку износи 24.7%. Са даљим снижењем температуре на -20°C вредности издужења даље опада и износи у просеку 17.4% да би на -40°C просечна вредност издужења достигла вредност од 7.8%. Утицај температуре на промену вредности издужења (деформације) код испитивања OM је приказан на сл. 5.48.



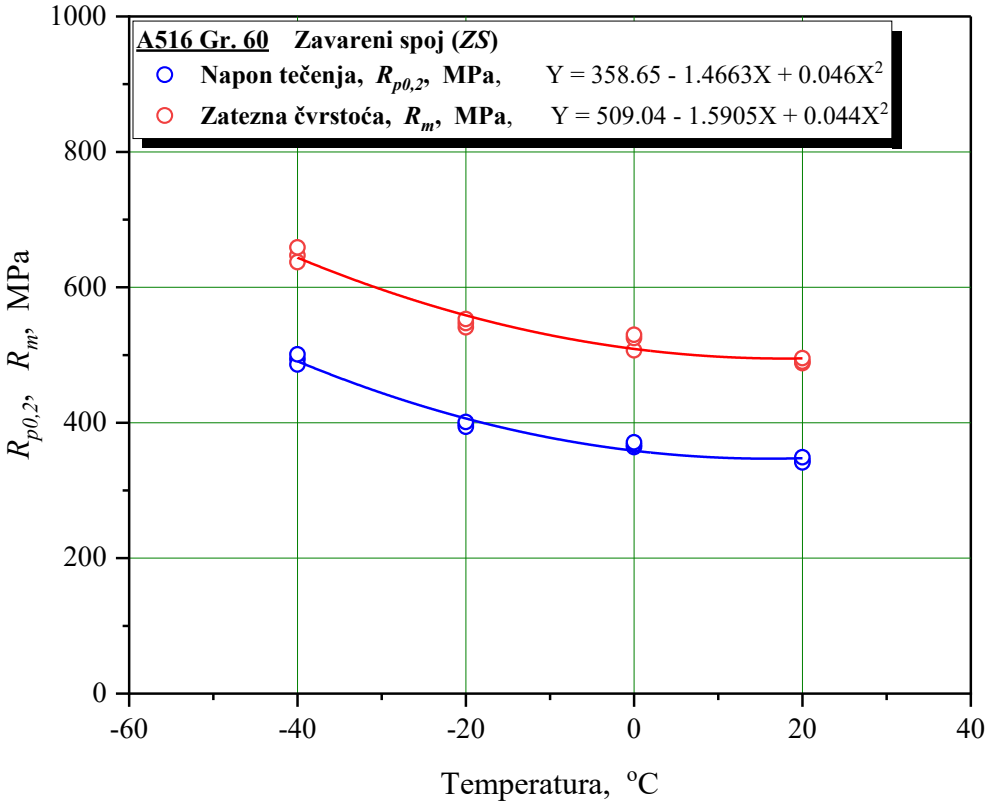
Слика 5.48. Промена вредности издужења *A* код *OM* у зависности од температуре

Најбоља илустрација утицаја температуре на вредности својстава чврстоће и деформације се види из карактера добијених кривих зависности напон - издужење. Код испитивања ***OM*** на собној температури имамо класичан пример високо дуктилног материјала, док са опадањем температуре расте кртост, тако да код испитивања на -40°C имамо према процени удео кртог лома од близу 80%. Међутим, са издужењем од приближно 7.8% на -40°C, овај челик још увек представља релативно поуздан материјал да уз присуство дозвољене грешке типа прслине, неће доћи до појаве кртог лома.

Појава доњег и горњег напона течења је присутна и код испитивања узорака са завареним спојем попречно у односу на правац увођења оптерећења на собној температури. Добијене вредности доњег напона течења узорака са завареним спојем попречно на правац увођења оптерећења (***ZS***) на собној температури (***RT***), су у просеку 345MPa, а горњег напона течења 352MPa. Како су сви испитивани узорци пукли у ***OM***, слободно можемо констатовати да се и овде ради о карактеристикама ***OM***, а да је изабрана технологија заваривања "*over matching*", добро дефинисана што овај заварени спој чини изузетно поузданим. Са снижењем температуре вредности напона течења расту. На 0°C се губи израженост доњег и горњег напона течења и већ имамо напон на граници течења $R_{p0,2}$ који у просеку износи

367MPa. Са даљим снижењем температуре на -20°C напон течења расте и износи у просеку 398MPa да би на -40°C достигао вредност од 494MPa.

Утицај промене температуре на вредности затезне чврстоће показује исту тенденцију промене као и напон течења. Добијене вредности затезне чврстоће код ***ZS*** су у просеку 491MPa на собној температури. Са снижењем температуре вредности затезне чврстоће расту. На 0°C имамо вредност затезне чврстоће која у просеку износи 521MPa. Са даљим снижењем температуре на -20°C вредност затезне чврстоће расте и износи у просеку 547MPa да би на -40°C просечна вредност затезне чврстоће достигла вредност од 648MPa. Утицај температуре на промену вредности напона течења и затезне чврстоће код испитивања узорака са завареним спојем попречно у односу на правац увођења оптерећења је приказан на сл. 5.49.



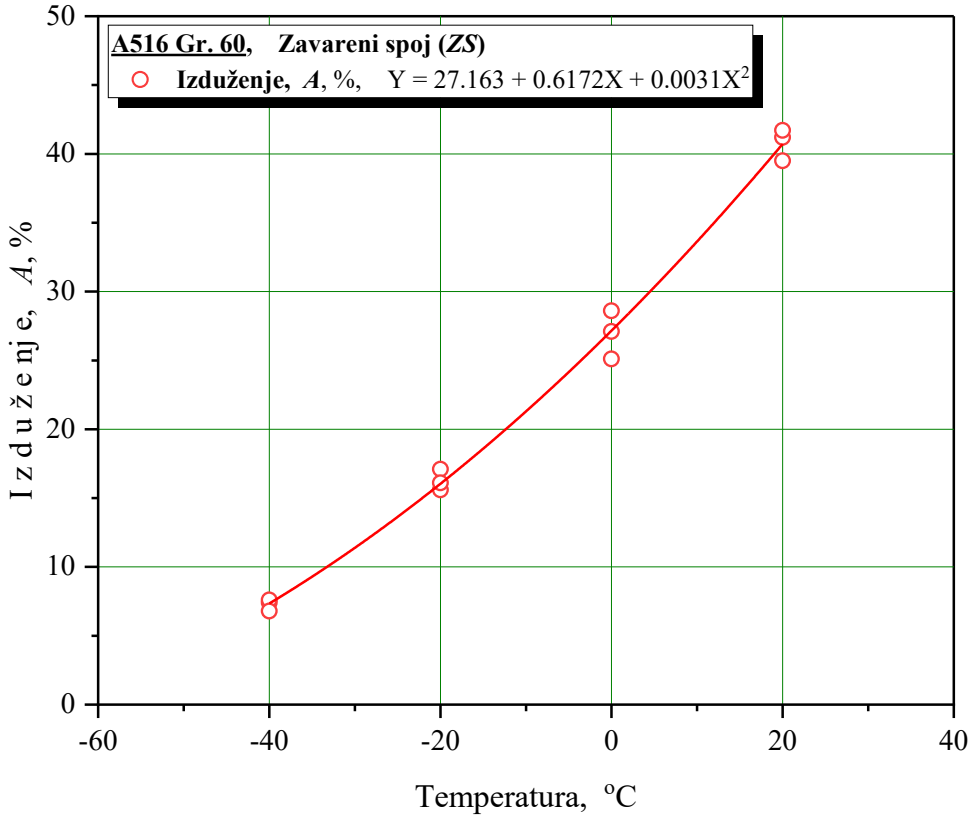
Слика 5.49. Промена вредности $R_{p0,2}$ и R_m код *ZS* у зависности од температуре

Када је у питању утицај температуре на вредности издужења (деформације), ситуација је обрнута. Највеће измерене вредности издужења, односно најбољу дуктилност имају узорци ***OM*** испитани на собној температури. Добијене су вредности издужења у просеку 40.8%, што овај материјал сврстава у групу изузетно дуктилних материјала. Са снижењем температуре вредности издужења опадају. На 0°C имамо вредност издужења која у просеку

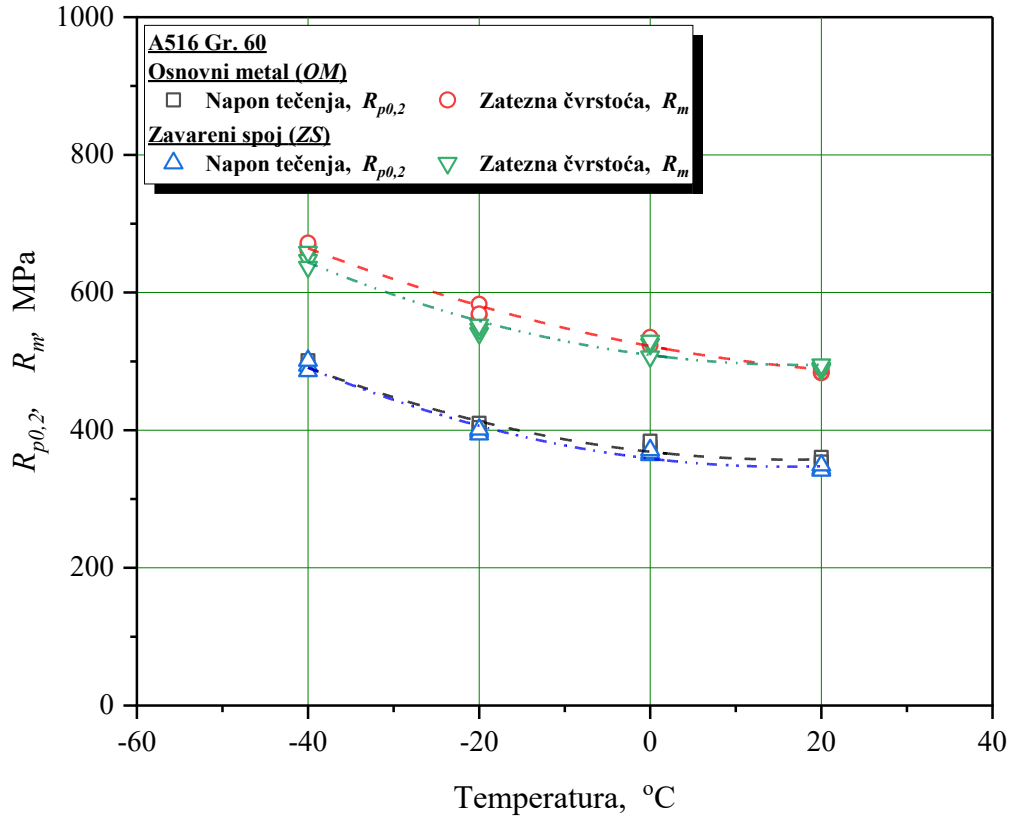
износи 26.9%. Са даљим снижењем температуре на -20°C вредности издужења даље опада и износи у просеку 16.3% да би на -40°C просечна вредност издужења достигла вредност од 7.3%. Утицај температуре на промену вредности издужења (деформације) код испитивања ***OM*** је приказан на сл. 5.50.

Све наведене констатације код испитивања ***OM***, важе и за испитивање узорака са завареним спојем попречно у односу на правац увођења оптерећења. То је и разумљиво, јер из резултата испитивања видимо да су сву узорци ***ZS*** пукли у ***OM***, што нам сугерише да смо и код ових испитивања фактички добили карактеристике ***OM***.

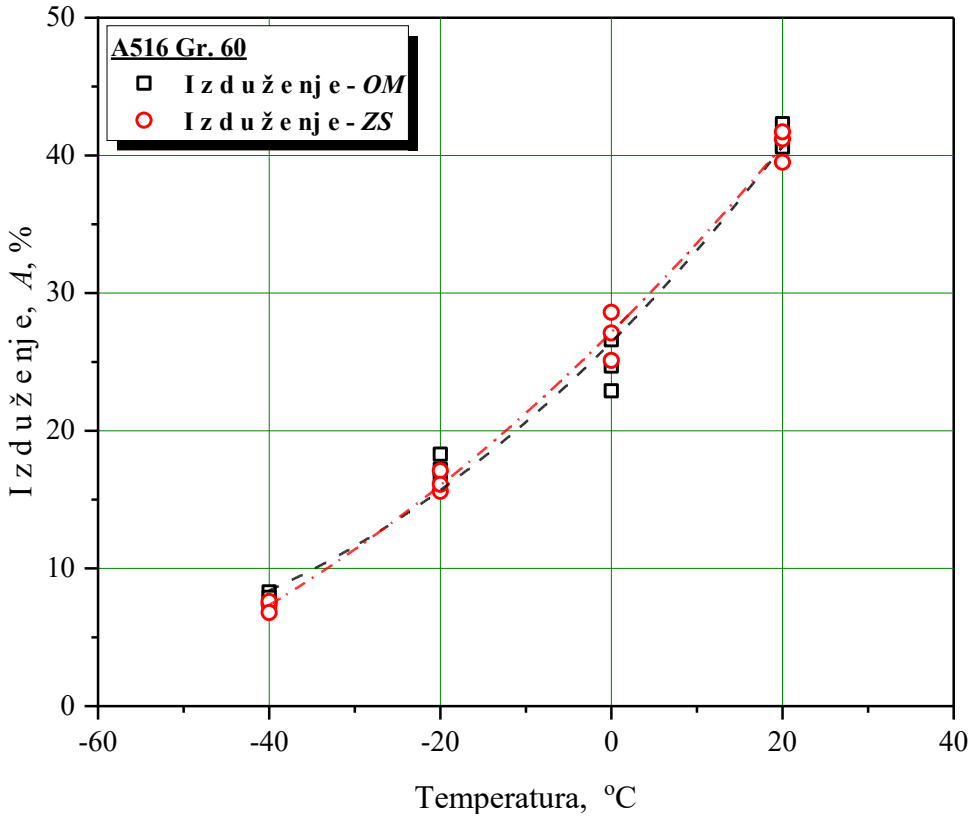
Присутне мале разлике које су у границама грешке самог испитивања, највероватније су резултат израде узорака, као и утицаја самога завареног споја. Ове разлике су илустроване дијаграмима где су упоредно приказани резултати испитивања ***OM*** и ***ZS***, сл. 5.51 и 5.52.



Слика 5.50. Промена вредности издужења *A* код *ZS* у зависности од температуре



Слика 5.51. Промена вредности $R_{p0,2}$ и R_m код *OM* и *ZS* у зависности од температуре



Слика 5.52. Промена вредности издужења *A* код *OM* и *ZS* у зависности од температуре

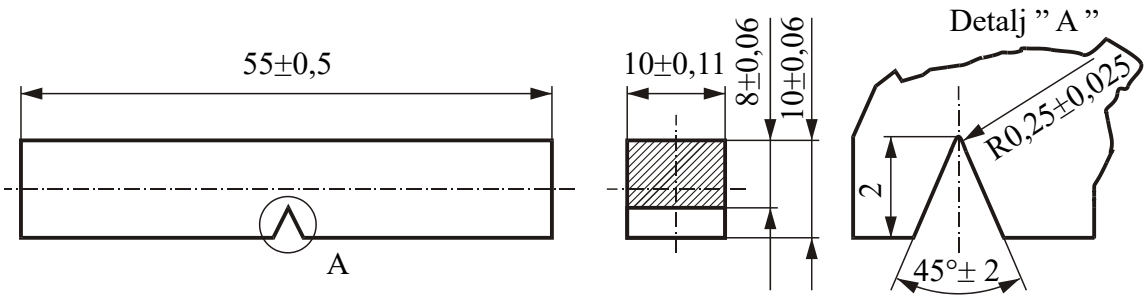
Анализирајући добијене резултате испитивања затезањем на собној и ниским температурама узорака извађених из ***OM***, и узорака са завареним спојем попречно у односу на правац увођења оптерећења, може се констатовати да су резултати испитивања овога материјала у границама стандардом предвиђених вредности за нисколегирани угљенични челик квалитета A516 Gr. 60. Добијене затезне карактеристике овога челика спадају у горњу скалу карактеристика наведеној пре свега у каталозима произвођача, као и великих потрошача овога челика [7-15]. Важно је напоменути врло оскудне податке о стварним карактеристикама нисколегираног угљеничног челика квалитета A516 Gr. 60, имајући на уму веома широк спектар његове употребе, пре свега код израде посуда под притиском у нафтној, хемијској и петрохемијској индустрији.

5.10. Ударна испитивања

Испитивања епрувета са зарезом у основном металу (***OM***) и компонентама завареног споја, металу шава (***MŠ***) и зони утицаја топлоте (***ZUT***), су рађена са циљем анализе и оцене утицаја хетерогености структурних и механичких особина компоненти завареног споја, као и температуре испитивања на ударне карактеристике испитиваног материјала. Основни циљ ових испитивања био је да се утврди укупна енергија удара, као и издвојено енергија потребна за настанак прслине и енергија неопходна за њено даље ширење у појединим деловима завареног споја. Испитивања су изведена на три групе епрувета, класификованих у зависности од положаја V-2 зареза, и то:

- I група - епрувете са ***V-2*** зарезом у ***OM***,
- II група - епрувете са ***V-2*** зарезом у ***MŠ***, и
- III група - епрувете са ***V-2*** зарезом у ***ZUT***.

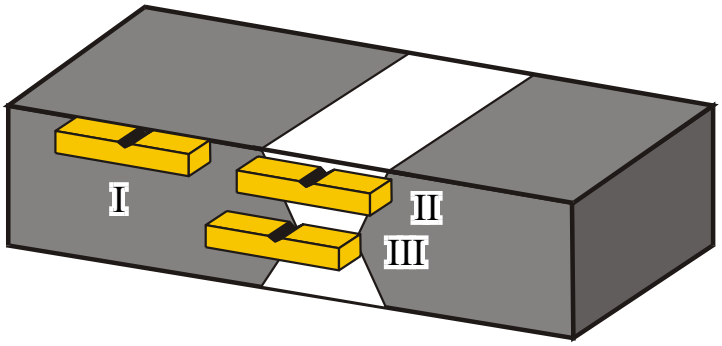
Испитивање ударом Шарпијевим клатном епрувета са зарезом у ***OM***, ***MŠ*** и ***ZUT***, у циљу одређивања укупне апсорбоване енергије удара је рађено према стандарду EN ISO 148-1:2017 "*Метални материјали – Испитивање ударом Шарпијевим клатном – Део 1: Метода испитивања*" (Metallic materials - Charpy pendulum impact test - Part 1: Test method) [56]. Овај стандард је такође дефинисао поступак испитивања, методу испитивања ударом Шарпијевим клатном (***V***-зарез), као и облик и димензије епрувета. Геометрија епрувета је дата на сл. 5.53 [56].



Слика 5.53. Епрувета за одређивање апсорбоване енергије удара

Међутим, како су испитивања рађена на компонентама завареног споја, место постављања зареза (***V-2*** зарез у ***OM***, ***MŠ*** и ***ZUT***) и његова оријентација су дефинисани стандардом SRPS EN ISO 9016:2022 "*Испитивање са разарањем заварених спојева металних материјала – Испитивање ударом - Постављање епрувета, оријентација зареза и испитивање*" (Destructive tests on welds in metallic materials - Impact tests - Test specimen location, notch orientation and examination) [67]. Овај стандард специфицира и методу која се користи када се описује постављање епрувета и оријентацију зареза за испитивање ударом на сучеоно завареним спојевима, сл. 3.18 и 3.19. Користи се као додатак стандарда EN ISO 148 (сви делови) и укључује означавање епрувета, температуру испитивања, локацију, тип и величину узорка за испитивање, оријентацију зареза, као и додатне захтеве извештавања. Положај зареза се лоцира после макронагризања, односно макроскопског прегледа завареног споја. Зарез се по правилу израђује глодањем тако да при обради не дође до промене стања материјала. У подножју зареза не сме да буде видљивих трагова машинске обраде.

Сходно стандарду SRPS EN ISO 9016:2022 [67] за испитивање метала шава коришћене су епрувете типа ***VWT*** (***V***: Шарпи-зарез, ***W***: зарез у металу шава, ***T***: зарез управан на дебљину), а за ***ZUT*** епрувете типа ***VHT*** (***V***: Шарпи-зарез, ***H***: зарез у ***ZUT***, ***T***: зарез по целој дебљини). Начин постављања ***V-2*** зареза на компоненте завареног споја је приказан на сл. 5.54 [67].



Слика 5.54. Шема постављања зареза и вађења Шарпи епрувета из завареног споја

Стандард EN ISO 148, дефинише вредност апсорбоване (укупне) енергије удара ***KV***, очитавањем отклона скале на клатну или помоћу енкодера. Пошто је испитивање реализовано на инструментираном Шарпијевом клатну, било је могуће добити детаљније податке о утицају положаја зареза и температуре на ударне карактеристике испитиваног материјала. Испитивања су спроведена у складу са захтевима стандарда SRPS EN ISO 14556:2023 [57].

У конкретном случају апсорбована енергија удара ***KV***, је регистрована помоћу енкодера што је такође по стандарду EN ISO 148:2017. Ако одступања између ***KV*** и W_t су већа од 10% или 2J, треба проверити:

- трење машине;
- калибрацију мерног система;
- коришћени софтвер;
- могућност примене тзв. "подешавања динамичке силе", при чему се силе подешавају све док се W_t и ***KV*** не изједначе [57].

Међутим, како је наше испитивање рађено на инструментираном Шарпијевом клатну према стандарду, SRPS EN ISO 14556:2023 укупна енергији удара W_t израчуната је као површина испод криве сила - померање (угиб) и апсцисе, па ће у наставку даља тумачења и анализе, укључујући и табеларни и графички приказ резултата испитивања, бити у складу са стандардом SRPS EN ISO 14556:2023.

Сходно стандарду SRPS EN ISO 14556:2023 експериментално су одређене три групе карактеристичних вредности испитивања [57]:

- Карактеристичне вредности силе;
- Карактеристичне вредности померања (угиба);
- Карактеристичне вредности енергије удара.

За анализу утицаја места постављања зареза, као и температуре испитивања на пластичност испитиваног материјала, битне карактеристичне вредности су одређене захваљујући инструментирању клатна, а то су [57]:

F_{gy} - Динамичка сила напона течења
F_m - Максимална сила на кривој сила – време.
F_{iu} - Сила почетка нестабилног раста прслине
F_a - Сила завршетка нестабилног раста прслине.
W_m - Енергија удара при максималној сили F_m.
W_{iu} - Енергија удара при сили почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}.
W_a - Енергија удара при сили завршетка нестабилног раста прслине, F_a.
W_t - Укупна енергија удара .
s_{gy} - Померање (угиб), које одговара сили пластичног попуштања лигамента узорка, F_{gy}.
s_m - Померање (угиб), које одговара максималној сили, F_m.
s_{iu} - Померање (угиб), које одговара сили почетка нестабилног раста прслине, F_{iu};
s_a - Померање (угиб), које одговара сили при којој се зауставља брзи раст прслине, F_a.
s_t - Укупно померање (угиб), на крају криве сила – померање.

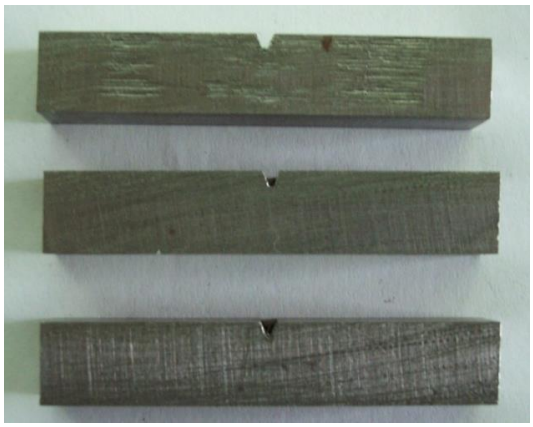
Стандард SRPS EN ISO 14556:2023 дефинише горе наведене компоненте енергије удара као површине испод криве сила - померање (угиб) и апсцисе. Енергија удара при максималној сили, W_m представља енергију стварања прслине W_s, а разлика укупне енергије удара W_t и енергије стварања прслине W_s представља енергију ширења прслине $W_š$.

Карактеристичне вредности сила и померања при удару, као и енергија удара добијене испитивањем на инструментираном Шарпијевом клатну, су основа за графичко приказивање добијених резултата. Добијени резултати испитивања су графички приказани

дијаграмима, сила - време, енергија - време и сила - померање (угиб). Само испитивање је изведено на инструментираном Шарпи клатну 150/300J, сл. 5.55.

Слика 5.55. Инструментирано Шарпи клатно WOLPERT 150/300J

Три групе епрувета (***V***-2 зарез у ***OM, MŠ*** и ***ZUT***) испитане су на температурама -60°C (додата ознака ***A***), -40°C (додата ознака ***B***), -20°C (додата ознака ***C***), 0°C (додата ознака ***D***), и на собној температури од +20°C (додата ознака ***E***). Изглед епрувета припремљених за испитивање је дат на сл. 5.56.



Слика 5.56. Изглед епрувета са *V*-2 зарезом припремљене за испитивање

5.10.1. Резултати ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у OM

Резултати ударних испитивања епрувета са ***V***-2 зарезом у ***OM*** извађених из плоча нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, дати су у таб. 5.13 и 5.14. Дијаграми на коме су приказане зависности сила – време и енергија - време, као и сила - угиб су дати на сл. 5.56 до 5.60 за епрувете са зарезом у ***OM*** и испитане на различитим температурама.

Комплетни дијаграми ударних испитивања (дијаграми за сваку испитану епрувету) су дати у **Прилогу 3**.

Табела 5.13. Вредности енергија удара испитиваних епрувета са *V*-2 зарезом у *OM*

Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Енергија удара $^{1}W_m$ J	Енергија удара $^{2}W_{iu}$, J	Енергија удара $^{3}W_a$, J	Енергија стварања прслине W_s, J	Енергија ширења прслине $W_š$, J	Укупна енергија удара $^{4}W_t$, J	Апсорбована енергија удара K_V, J
OM - 1A		25.5	25.5	25.5	25.5	7.8	33.3	34
OM - 2A	-60	27.5	27.5	27.5	27.5	10.9	38.4	39
OM - 3A		27.1	27.1	27.1	27.1	8.1	35.3	36
OM - 1B		66.3	66.3	66.3	51.3	21.2	72.5	74
OM - 2B	-40	60.1	60.1	60.1	45.1	21.8	66.9	68
OM - 3B		62.4	62.4	62.4	42.4	24.4	68.6	69
OM - 1C		64.5	125.3	125.3	51.3	71.0	122.3	124
OM - 2C	-20	63.9	126.2	126.2	53.9	70.8	124.7	125
OM - 3C		65.8	133.4	133.4	53.9	73.8	127.7	127
OM - 1D		62.8	144.3	144.3	62.8	95.4	158.2	158
OM - 2D	0	64.4	151.0	151.0	64.4	98.6	163.0	164
OM - 3D		60.4	142.6	142.6	60.4	91.1	151.6	152
OM - 1E		62.6			62.6	139.9	202.5	204
OM - 2E	20	62.0			62	133.4	195.3	197
OM - 3E		65.4			65.4	141.7	207.1	207

Напомена: $^{1}W_m$ - Енергија удара при максималној сили F_m. $^{3}W_a$ - Енергија удара при сили завршетка нестабилног раста прслине, F_a.
$^{2}W_{iu}$ - Енергија удара при сили почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}. $^{4}W_t$ - Укупна енергија удара .

Ознака ***A*** - Темп. испитивања -60°C	Ознака **B** - Темп. испитивања -40°C	Ознака ***C*** - Темп. испитивања -20°C	Ознака ***D*** - Темп. испитивања 0°C	Ознака ***E*** - Темп. испитивања 20°C

Табела 5.14. Вредности учешћа % дуктилног лома код испитиваних епрувета са *V*-2 зарезом у *OM*

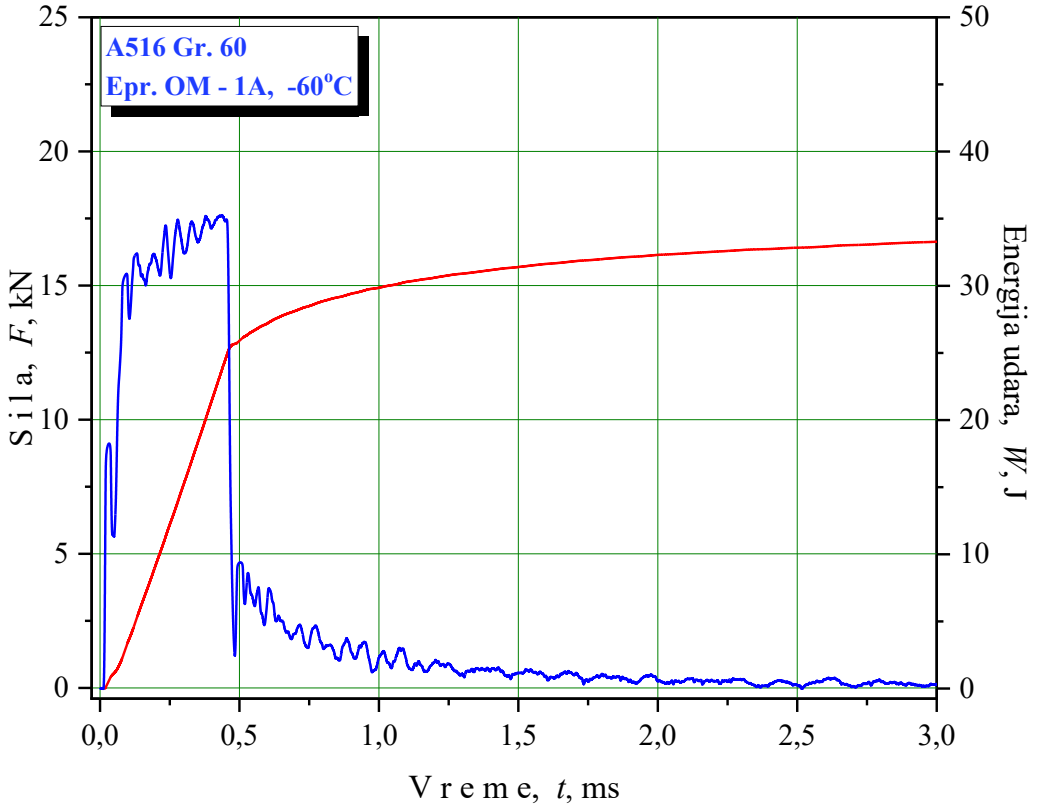
Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Динамичка сила напона течења, F_{gy}, kN	Максимална сила, F_m, kN	Сила почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}, kN	Сила завршетка нестабилног раста прслине, F_a, kN	Укупно померање (угиб), s_t, mm	% Дуктилног лома према ф. 5.23[1]	% Дуктилног лома према ф. 5.25[2]
OM - 1A		15.4	17.6	17.6	4.3	3.0	24.3	28.7
OM - 2A	-60	16.1	17.7	17.7	4.8	3.1	26.9	30.1
OM - 3A		15.7	17.8	17.8	4.4	3.0	25.0	29.1
OM - 1B		13.3	18.9	18.7	3.9	4.4	21.5	31.7
OM - 2B	-40	12.5	18.6	18.6	3.4	4.1	18.6	30.1
OM - 3B		12.9	18.8	18.8	3.9	4.3	20.6	31.4
OM - 1C		12.5	17.2	13.6	4.3	6.5	45.6	52.1
OM - 2C	-20	12.9	17.3	12.9	4.1	6.7	49.3	55.0
OM - 3C		12.6	17.9	13.4	4.4	7.1	49.8	56.3
OM - 1D		11.2	15.9	9.9	4.9	10.9	68.1	72.2
OM - 2D	0	12.3	17.1	9.2	3.9	10.7	68.9	72.7
OM - 3D		11.7	16.1	8.4	3.0	11.0	66.3	70.4
OM - 1E		11.2	15.9	0.5		24.9	97.0	97.4
OM - 2E	20	11.5	15.9	0.4		25.4	97.8	98.1
OM - 3E		11.8	16.2	0.5		25.3	96.8	97.2

Ознака ***A*** - Темп. испитивања -60°C	Ознака **B** - Темп. испитивања -40°C	Ознака ***C*** - Темп. испитивања -20°C	Ознака ***D*** - Темп. испитивања 0°C	Ознака ***E*** - Темп. испитивања 20°C

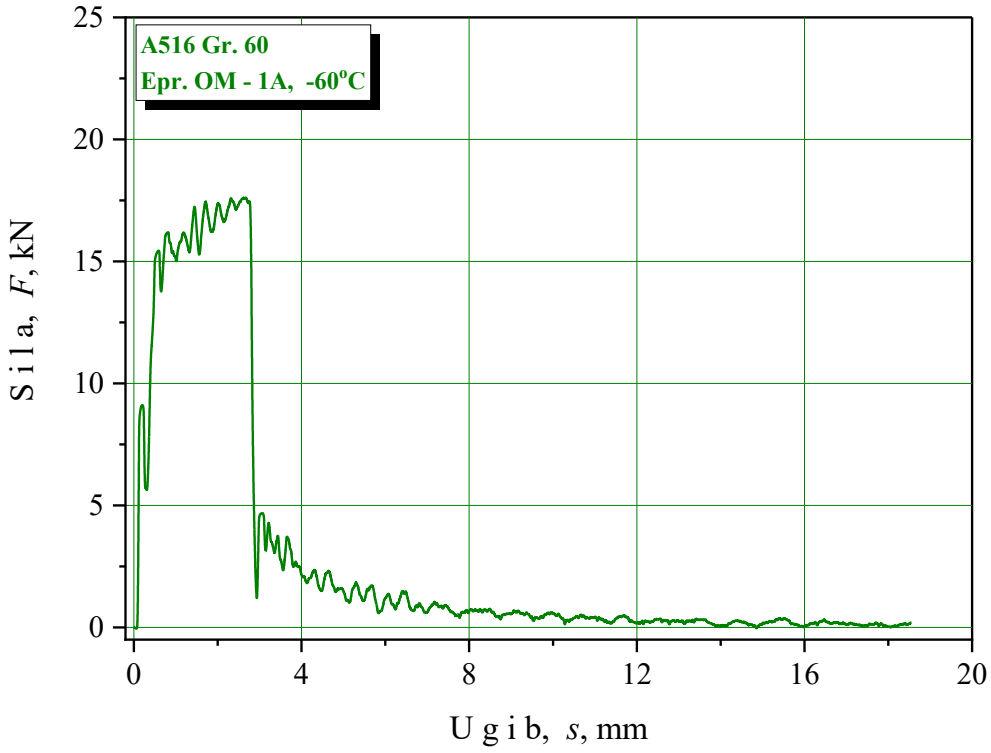
Напомена:

[1] $$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m}\right] \times 100\%$$

[2] $$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m + 0{,}5 \cdot \left(F_m - F_{gy}\right)}\right] \times 100\%$$



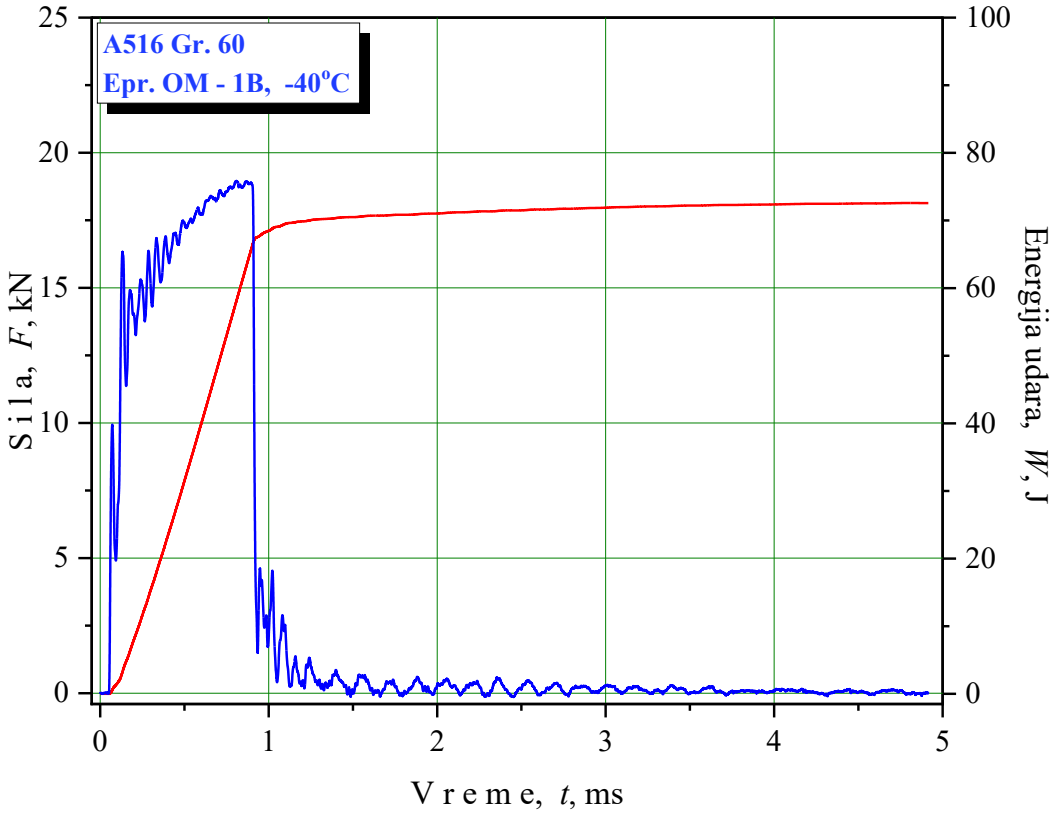
а)



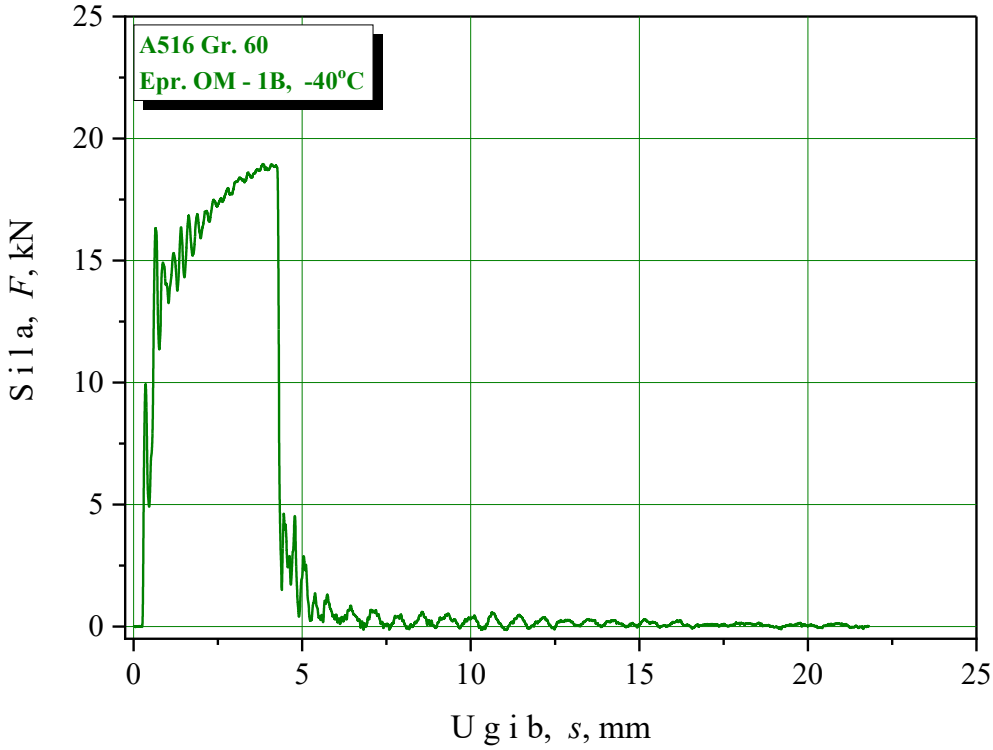
б)

Слика 5.56. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1A*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

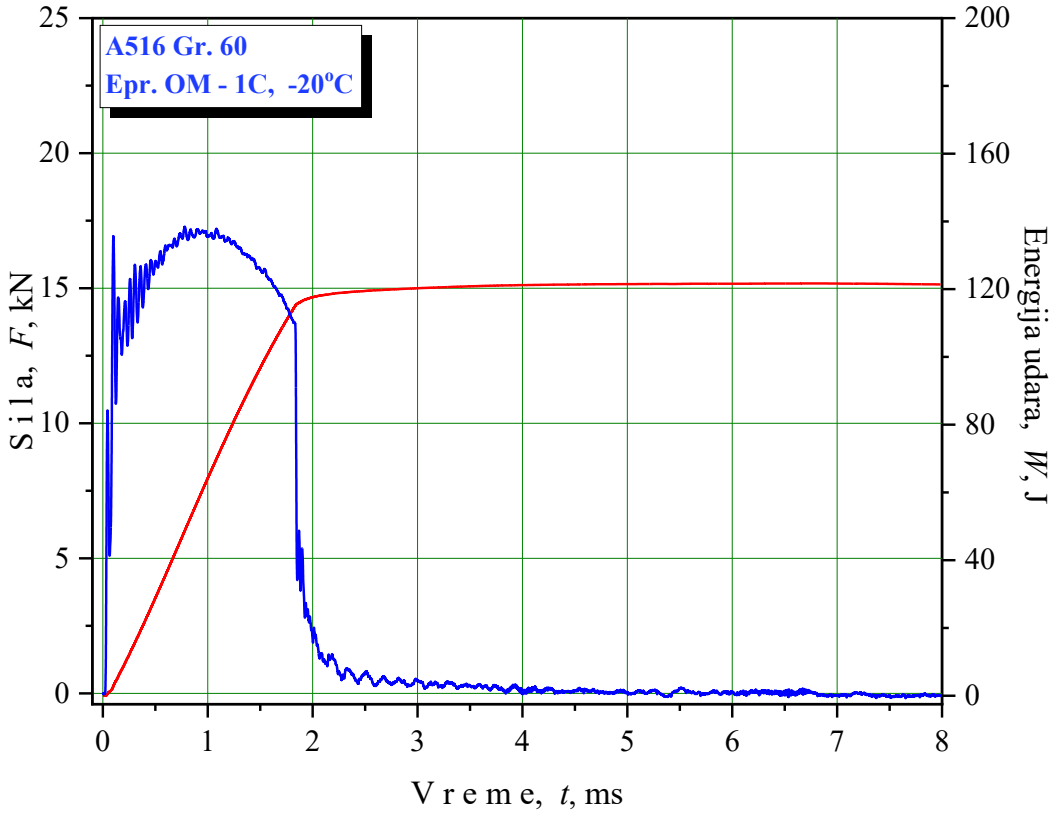


а)

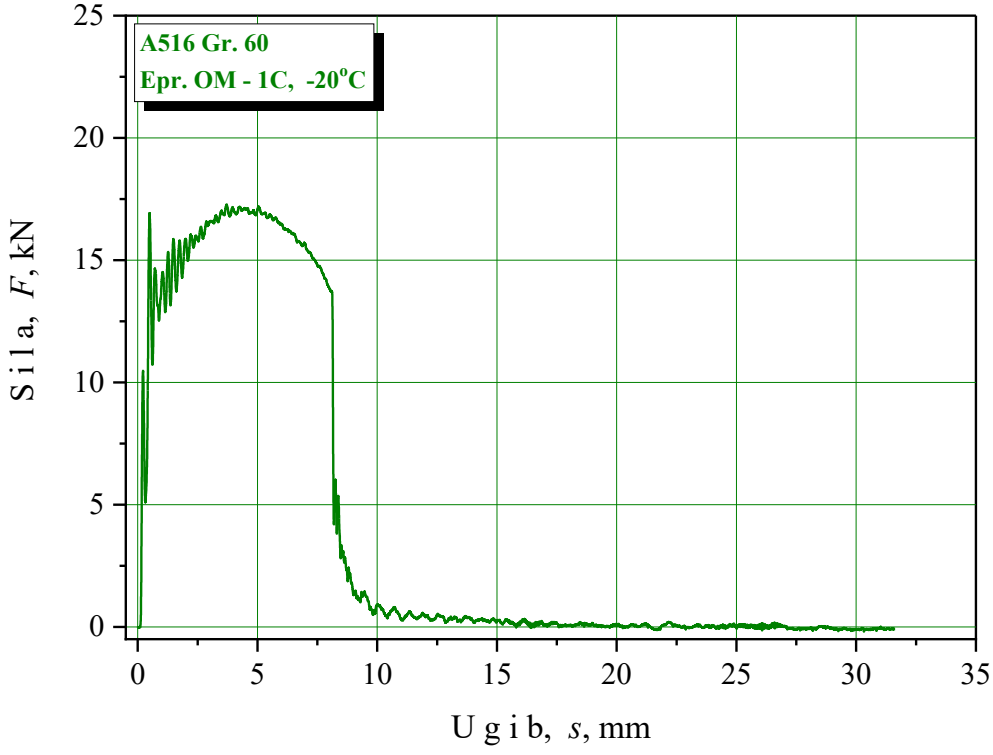


б)

Слика 5.57. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1B*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



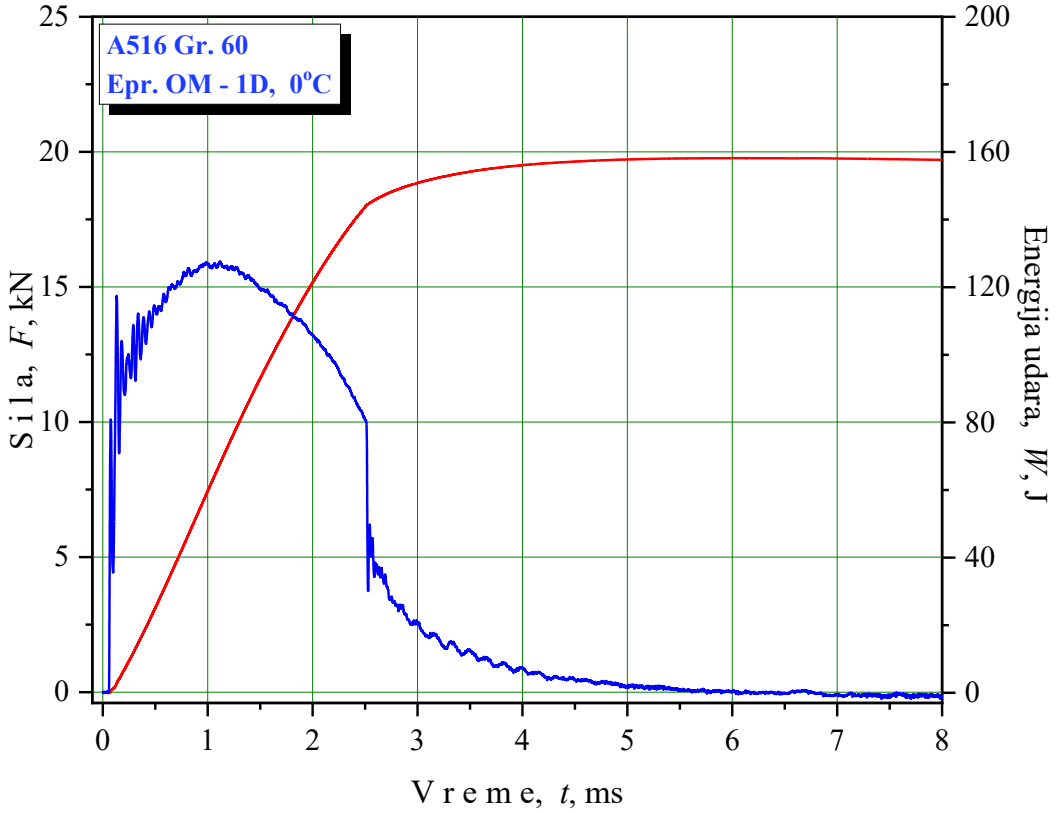
а)



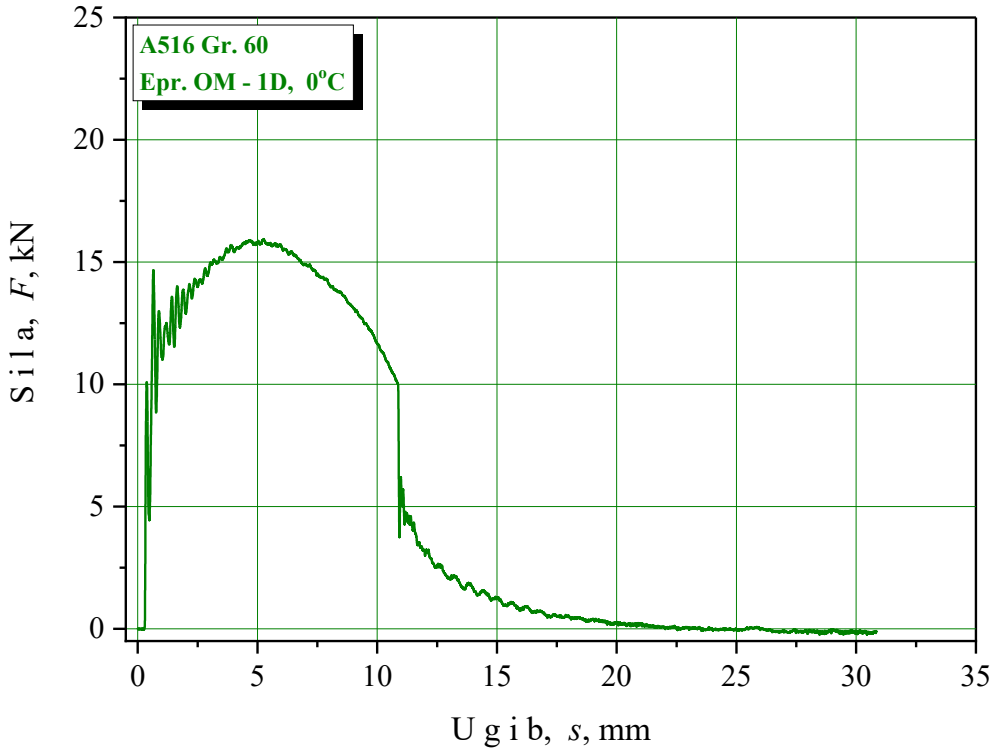
б)

Слика 5.58. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1C*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



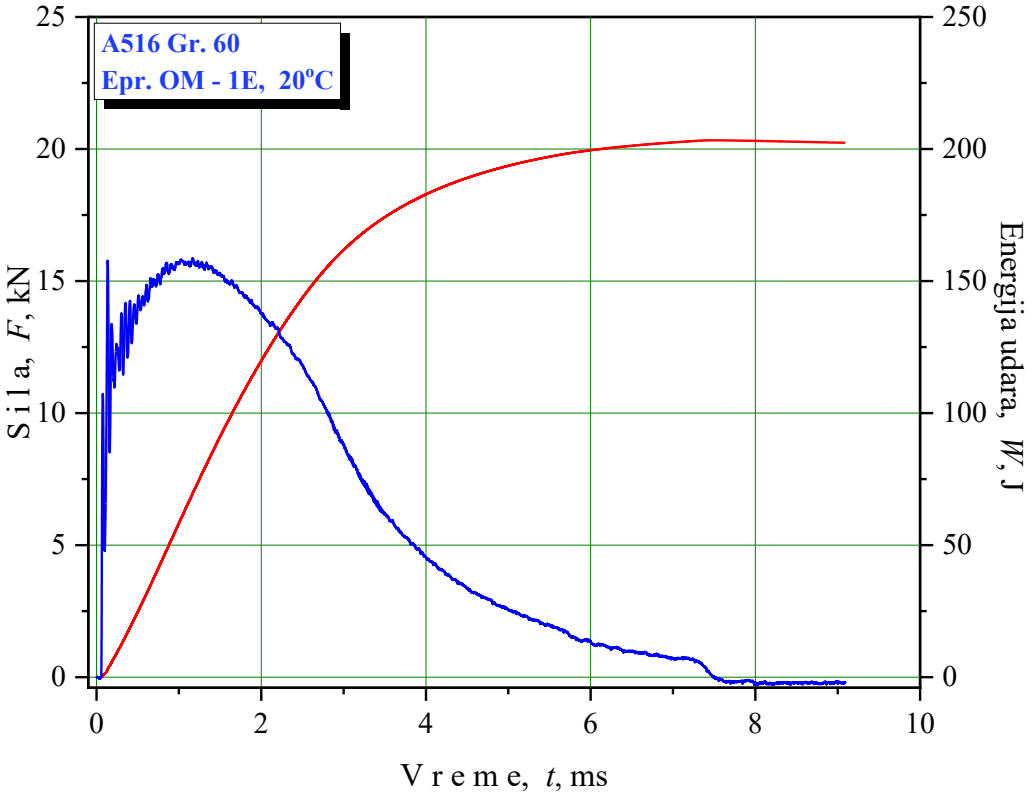
а)



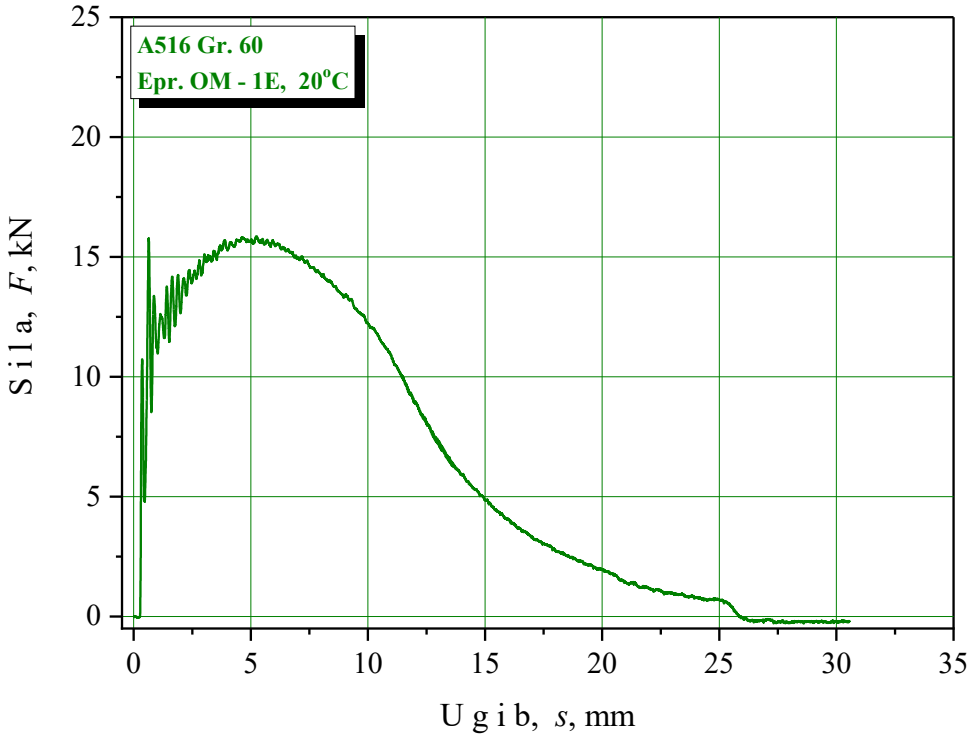
б)

Слика 5.59. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1D*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



а)



б)

Слика 5.60. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1E*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

5.10.2. Резултати ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у *ZUT*

Резултати ударних испитивања епрувета са ***V***-2 зарезом у ***ZUT*** извађених из плоча нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, дати су у таб. 5.15 и 5.16.

Табела 5.15. Вредности енергија удара испитиваних епрувета са *V*-2 зарезом у *ZUT*

Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Енергија удара $^{1}W_m$ J	Енергија удара $^{2}W_{iu}$, J	Енергија удара $^{3}W_a$, J	Енергија стварања прслине W_s, J	Енергија ширења прслине $W_š$, J	Укупна енергија удара $^{4}W_t$, J	Апсорбована енергија удара K_V, J
ZUT - 1A		28.6	28.6	28.6	28.6	4.3	32.9	33
ZUT - 2A	-60	26.9	26.9	26.9	26.9	3.5	30.4	31
ZUT - 3A		28.1	28.1	28.1	28.1	3.4	31.4	32
ZUT - 1B		45.6	45.6	45.6	45.6	14.3	59.9	61
ZUT - 2B	-40	41.4	41,44	41.4	41.4	13.8	55.2	57
ZUT - 3B		47.0	47.0	47.0	47	15.2	62.2	64
ZUT - 1C		60.3	104.9	104.9	50.3	52.8	103.1	104
ZUT - 2C	-20	61.7	109.0	109.0	53.7	53.4	107.1	107
ZUT - 3C		67.6	113.6	113.6	55.6	56.0	111.6	110
ZUT - 1D		59.4	136.0	136.0	59.4	86.5	145.8	147
ZUT - 2D	0	60.2	138.1	138.4	60.2	83.4	143.6	145
ZUT - 3D		60.0	131.0	131.0	60	79.6	139.6	141
ZUT - 1E					57.2	123.0	180.2	181
ZUT - 2E	20				60.4	116.5	176.9	178
ZUT - 3E					61.8	120.4	182.2	183

Напомена: $^{1}W_m$ - Енергија удара при максималној сили F_m. $^{3}W_a$ - Енергија удара при сили завршетка нестабилног раста прслине, F_a.

$^{2}W_{iu}$ - Енергија удара при сили почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}. $^{4}W_t$ - Укупна енергија удара .

Ознака ***A*** - Темп. испитивања -60°C	Ознака **B** - Темп. испитивања -40°C	Ознака ***C*** - Темп. испитивања -20°C	Ознака ***D*** - Темп. испитивања 0°C	Ознака ***E*** - Темп. испитивања 20°C

Табела 5.16. Вредности учешћа % дуктилног лома код испитиваних епрувета са *V*-2 зарезом у *ZUT*

Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Динамичка сила напона течења, F_{gy}, kN	Максимална сила, F_m, kN	Сила почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}, kN	Сила завршетка нестабилног раста прслине, F_a, kN	Укупно померање (угиб), s_t, mm	% Дуктилног лома према ф. 5.23[1]	% Дуктилног лома према ф. 5.25[2]
ZUT - 1A		16.7	18.6	18.6	4.3	2.7	22.9	26.7
ZUT - 2A	-60	15.8	17.9	17.9	4.0	2.6	22.1	26.4
ZUT - 3A		16.8	17.6	17.4	3.6	2.8	21.6	23.2
ZUT - 1B		14.1	18.7	18.7	4.5	3.7	24.1	32.4
ZUT - 2B	-40	13.5	18.5	18.5	4.1	3.6	21.9	31.2
ZUT - 3B		13.7	18.9	18.9	4.4	3.8	23.2	32.5
ZUT - 1C		13.2	16.7	15.0	5.2	6.1	41.1	46.7
ZUT - 2C	-20	13.0	17.3	14.9	5.1	6.3	43.7	49.9
ZUT - 3C		13.5	17.9	15.8	5.2	6.5	40.6	47.2
ZUT - 1D		13.0	17.1	11.4	4.9	9.9	61.8	65.8
ZUT - 2D	0	13.2	16.9	11.1	3.7	10.4	56.1	60.4
ZUT - 3D		13.1	17.0	12.4	4.5	9.8	53.3	58.1
ZUT - 1E		11.8	16.3	0.9		23.1	94.5	95.2
ZUT - 2E	20	11.8	16.1	0.8		22.7	95.0	95.5
ZUT - 3E		12.3	16.6	0.9		22.5	94.4	95.0

Ознака ***A*** - Темп. испитивања -60°C	Ознака **B** - Темп. испитивања -40°C	Ознака ***C*** - Темп. испитивања -20°C	Ознака ***D*** - Темп. испитивања 0°C	Ознака ***E*** - Темп. испитивања 20°C

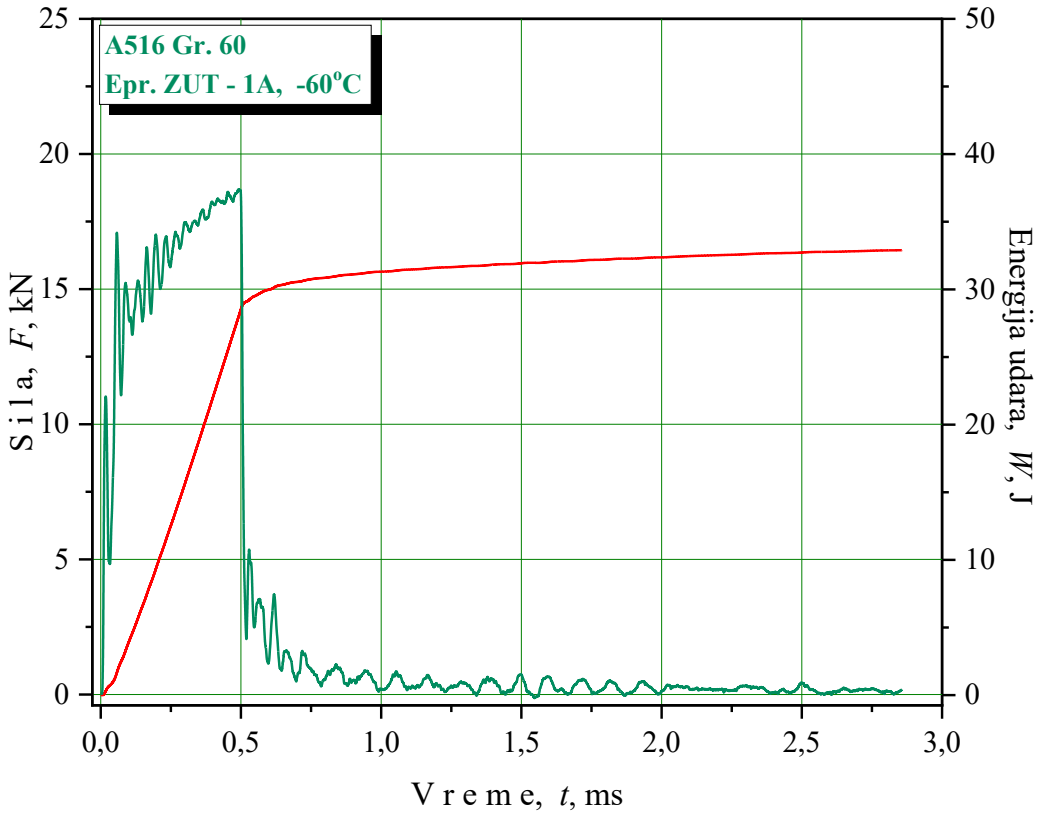
Напомена: [1]

$$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m}\right] \times 100\%$$

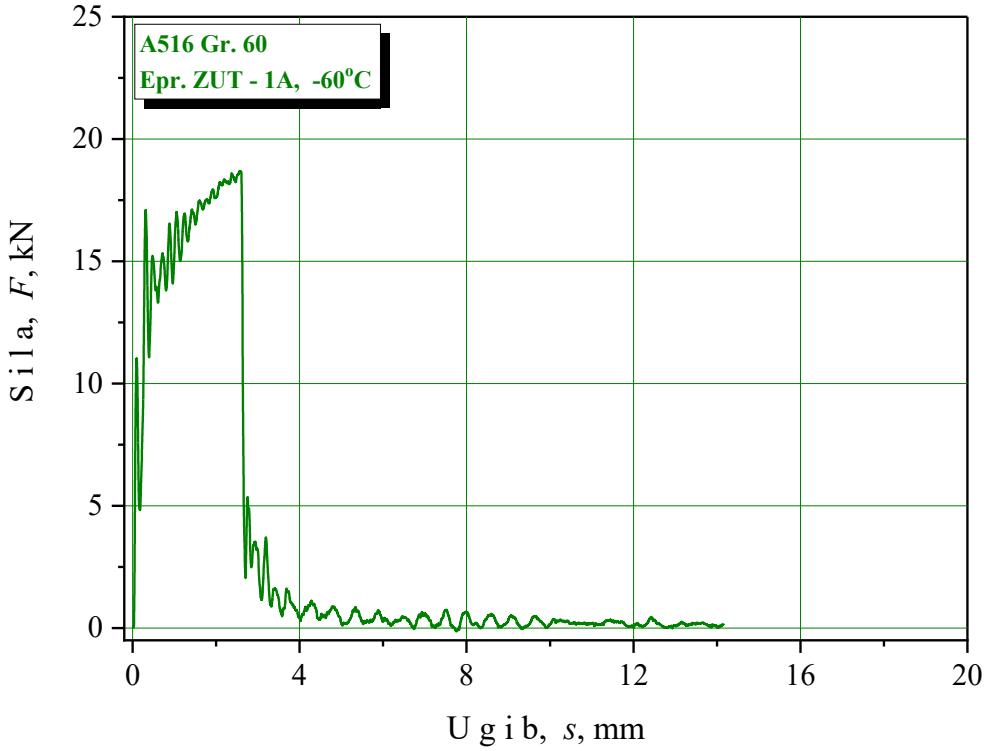
[2]

$$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m + 0{,}5 \cdot \left(F_m - F_{gy}\right)}\right] \times 100\%$$

Дијаграми на коме су приказане зависности сила – време и енергија - време, као и сила - угиб су дати на сл. 5.61 до 5.65 за епрувете са зарезом у ***ZUT*** и испитане на различитим температурама. Комплетни дијаграми ударних испитивања (дијаграми за сваку испитану епрувету) су дати у **Прилогу 3**.

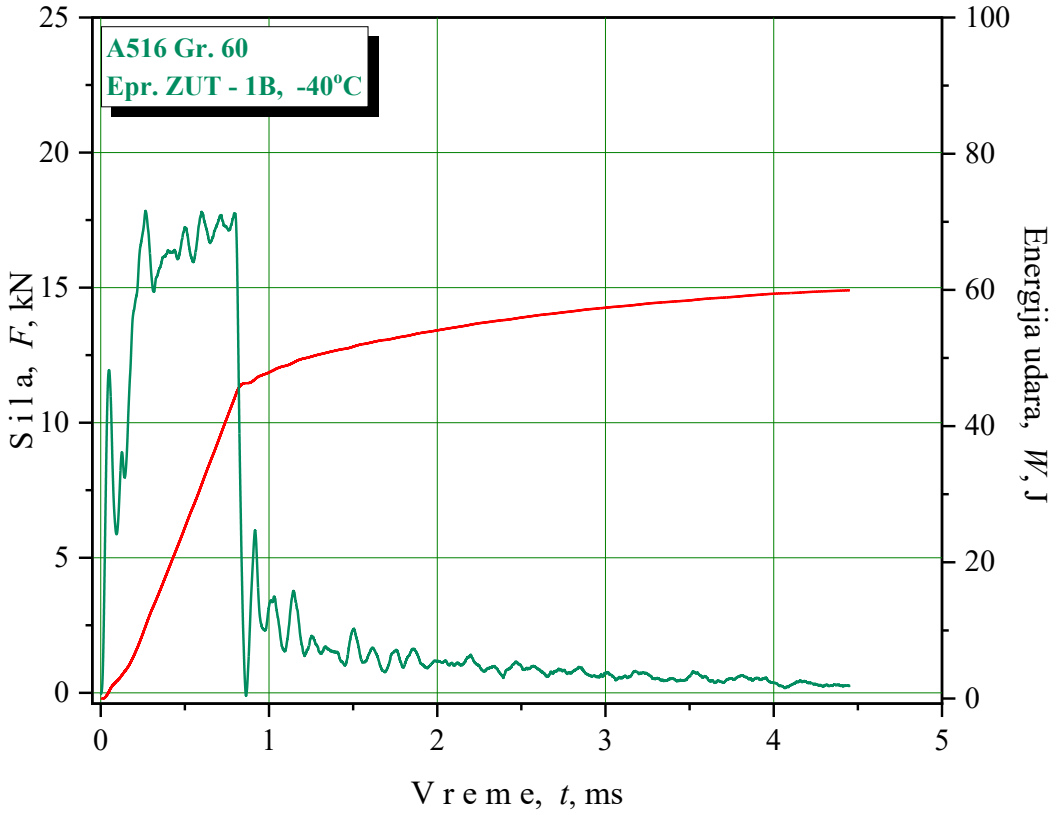


а)

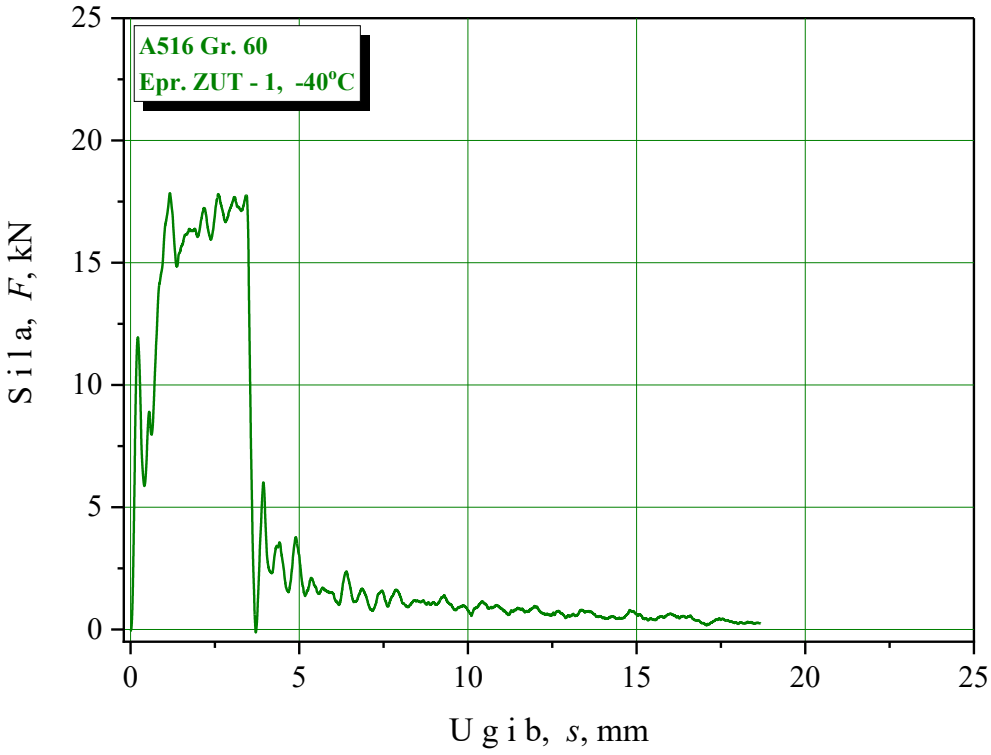


б)

Слика 5.61. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1A*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



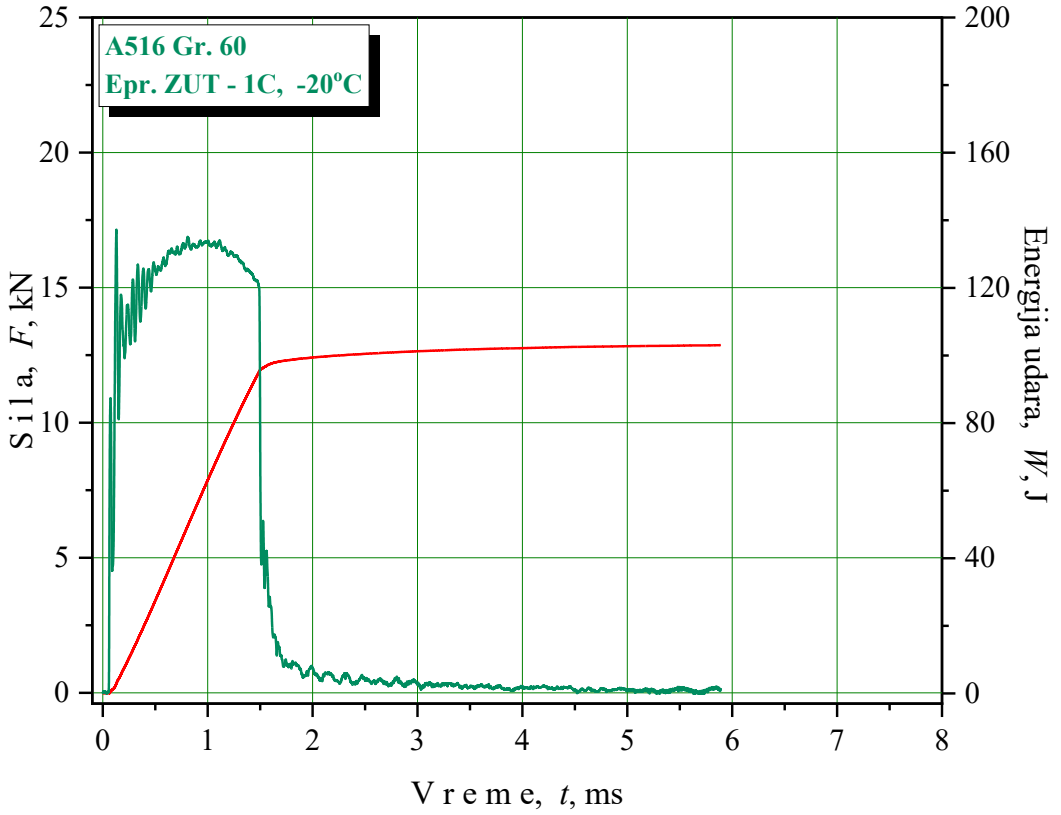
а)



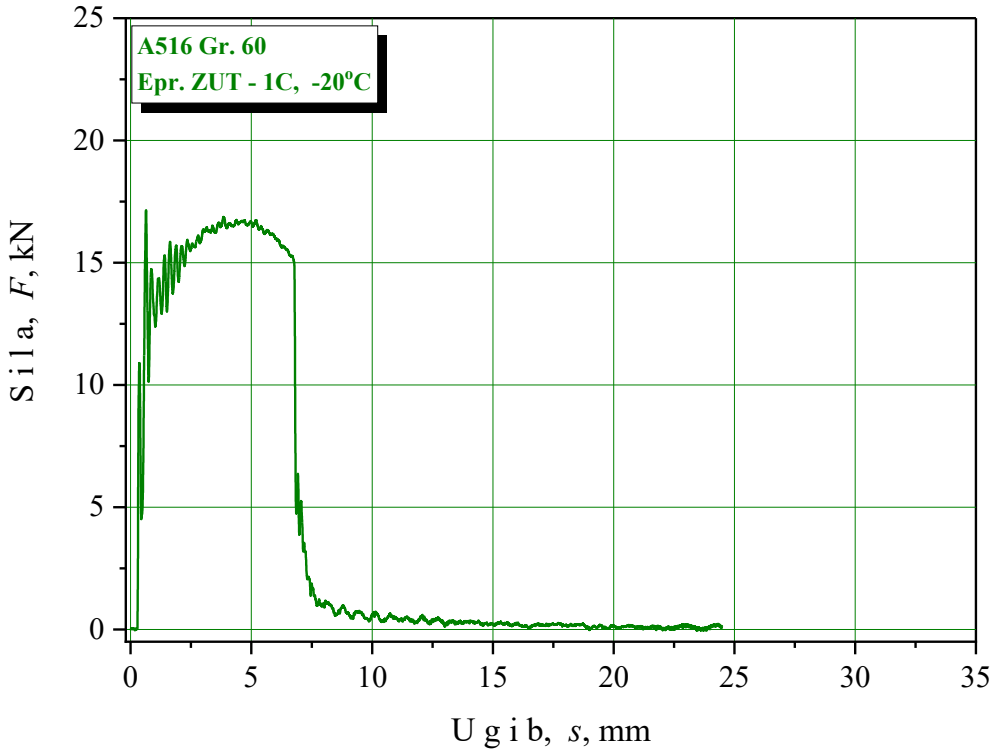
б)

Слика 5.62. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1B*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



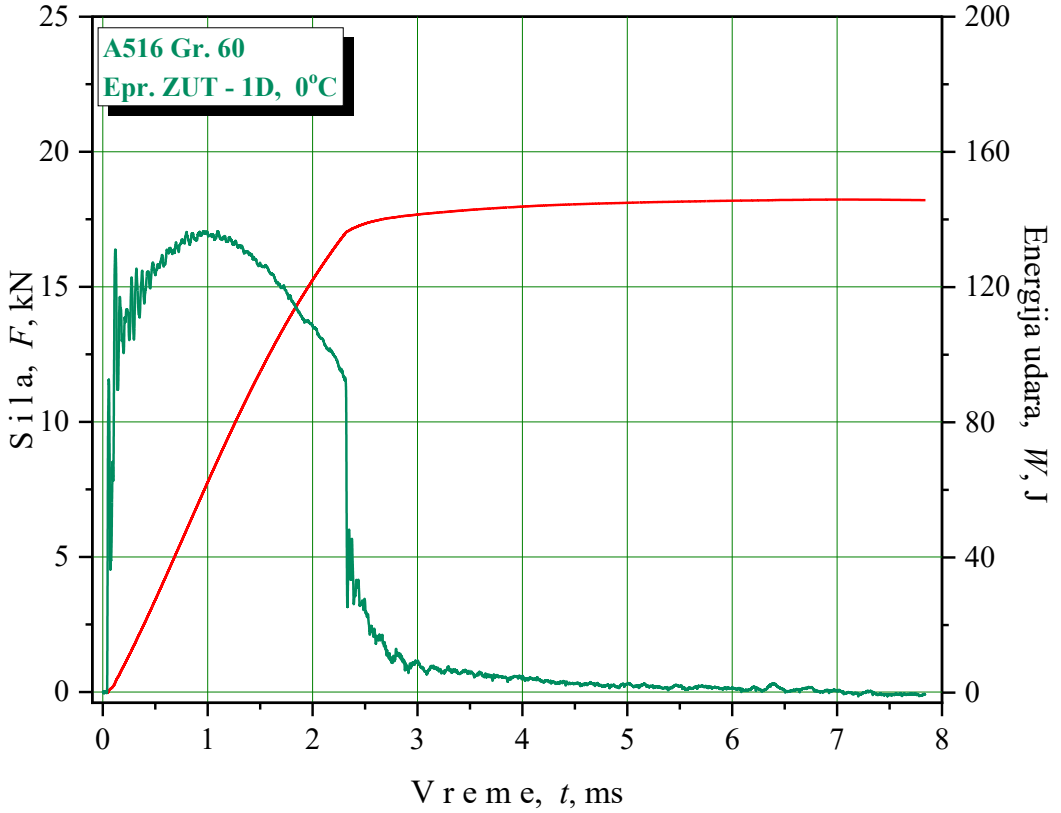
а)



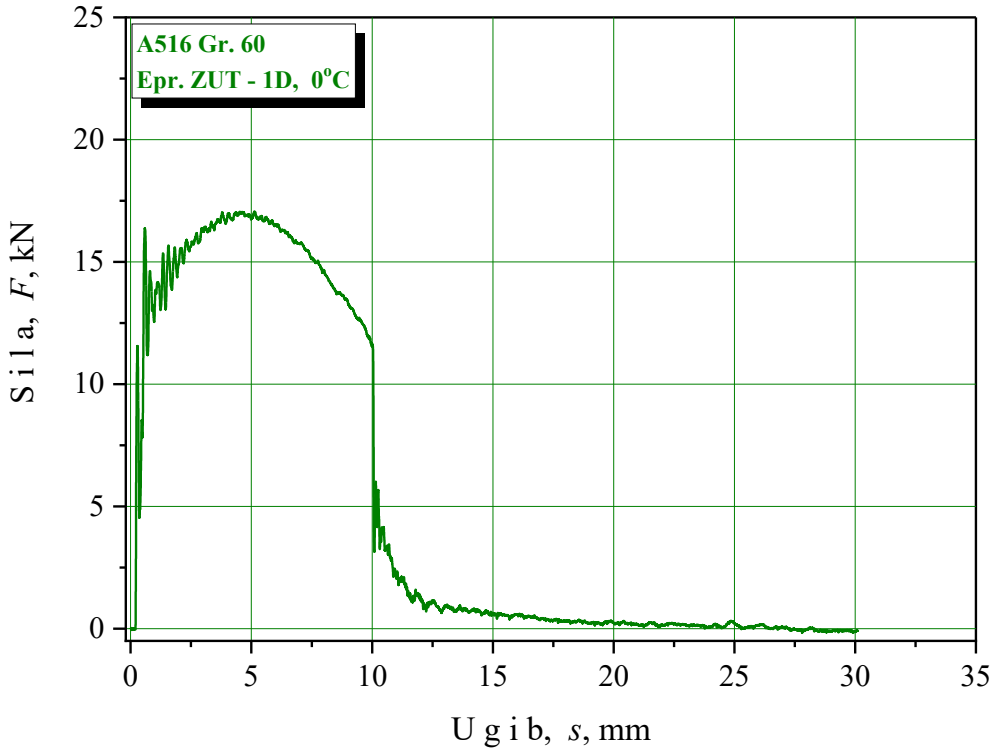
б)

Слика 5.63. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1C*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

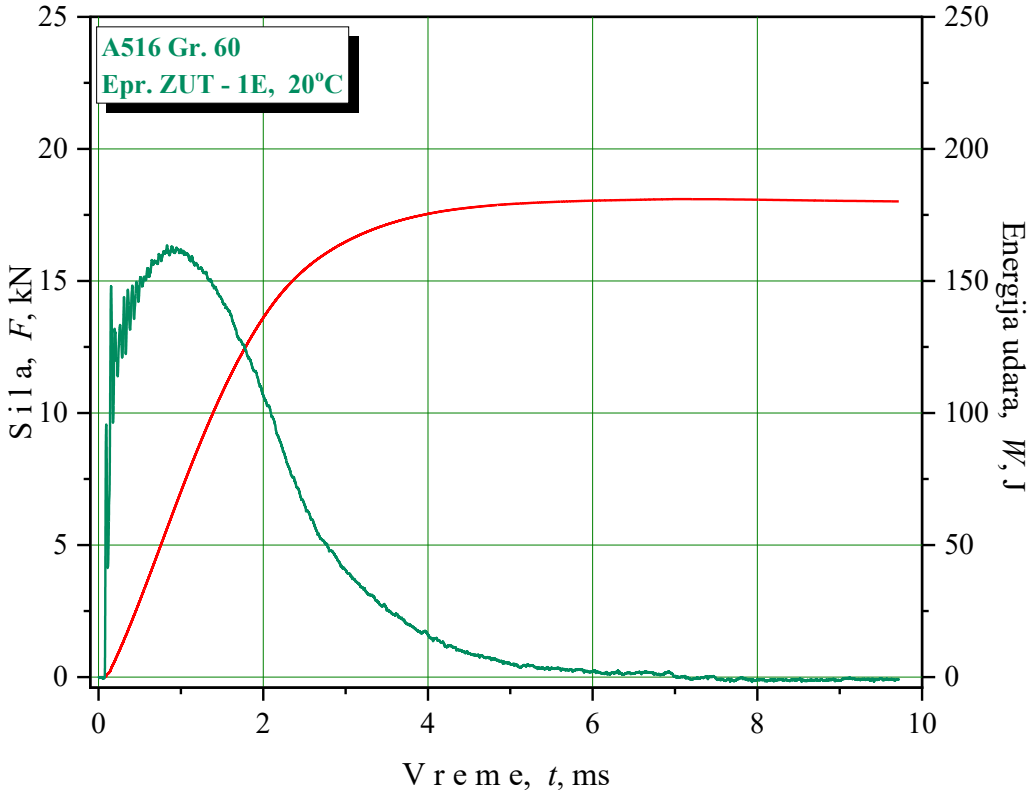


а)

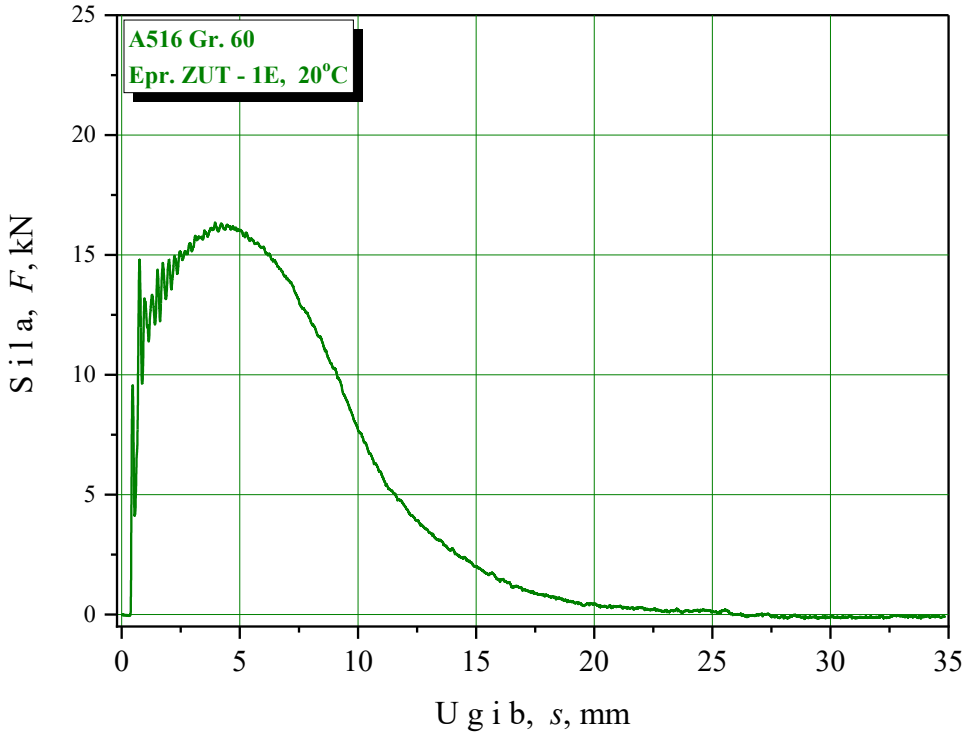


б)

Слика 5.64. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1D*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



а)



б)

Слика 5.65. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1E*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

5.10.3. Резултати ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у МШ

Резултати ударних испитивања епрувета са *V*-2 зарезом у МШ извађених из заварених плоча нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, дати су у таб. 5.17 и 5.18.

Табела 5.17. Вредности енергија удара испитиваних епрувета са *V*-2 зарезом у *МШ*

Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Енергија удара $^{1}W_m$ J	Енергија удара $^{2}W_{iu}$, J	Енергија удара $^{3}W_a$, J	Енергија стварања прслине W_s, J	Енергија ширења прслине $W_š$, J	Укупна енергија удара $^{4}W_t$, J	Апсорбована енергија удара K_V, J
МШ - 1A		23.8	23.8	23.8	23.8	5.5	29.3	30
МШ - 2A	-60	26.8	26.8	26.8	26.8	3.4	30.2	31
МШ - 3A		27.3	27.3	27.3	27.3	1.3	28.6	28
МШ - 1B		33.0	33.0	33.0	33.0	11.4	44.4	45
МШ - 2B	-40	32.9	32.9	32.9	32.9	10.4	43.3	42
МШ - 3B		33.7	33.7	33.7	33.7	12.3	46.0	47
МШ - 1C		68.9	68.9	68.9	49.9	37.2	87.1	86
МШ - 2C	-20	58.3	58.3	58.3	47.1	30.1	77.2	78
МШ - 3C		62.2	62.2	62.2	48.1	34.9	83.0	82
МШ - 1D		79.5	94.4	94.4	55.6	51.4	107.0	106
МШ - 2D	0	80.2	109.4	109.4	58.9	57.5	116.4	115
МШ - 3D		78.2	91.7	91.7	56.7	54.4	111.1	112
МШ - 1E		61.5	144.8	144.8	65.7	88.9	154.6	153
МШ - 2E	20	58.0	132.3	132.3	62.6	92.7	155.3	157
МШ - 3E		57.4	141.7	141.7	65.4	92.2	157.6	159

Напомена: $^{1}W_m$ - Енергија удара при максималној сили F_m. $^{3}W_a$ - Енергија удара при сили завршетка нестабилног раста прслине, F_a.
$^{2}W_{iu}$ - Енергија удара при сили почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}. $^{4}W_t$ - Укупна енергија удара .

Ознака ***A*** - Темп. испитивања -60°C	Ознака **B** - Темп. испитивања -40°C	Ознака ***C*** - Темп. испитивања -20°C	Ознака ***D*** - Темп. испитивања 0°C	Ознака ***E*** - Темп. испитивања 20°C

Табела 5.18. Вредности учешћа % дуктилног лома код испитиваних епрувета са *V*-2 зарезом у *МШ*

Ознака узорка	Температура испитивања, °C	Динамичка сила напона течења, F_{gy}, kN	Максимална сила, F_m, kN	Сила почетка нестабилног раста прслине, F_{iu}, kN	Сила завршетка нестабилног раста прслине, F_a, kN	Укупно померање (угиб), s_t, mm	% Дуктилног лома према ф. 5.23[1]	% Дуктилног лома према ф. 5.25[2]
МШ - 1A		14.8	16.8	17.0	3.0	2.1	16.4	21.2
МШ - 2A	-60	14.1	16.9	16.9	2.4	2.2	13.9	20.4
МШ - 3A		14.0	14.9	14.9	2.4	1.0	15.8	18.2
МШ - 1B		14.1	17.9	17.9	4.8	2.8	26.7	33.8
МШ - 2B	-40	14.9	18.0	18.0	4.4	2.5	24.5	30.5
МШ - 3B		15.0	18.3	18.3	5.1	2.9	27.6	33.6
МШ - 1C		16.3	18.3	18.3	5.7	3.8	31.1	34.8
МШ - 2C	-20	16.1	18.4	18.4	6.1	3.6	33.1	37.1
МШ - 3C		15.8	18.3	18.3	6.3	3.5	34.4	38.7
МШ - 1D		13.4	18.1	17.6	6.2	6.1	37.0	44.3
МШ - 2D	0	12.9	18.4	17.2	5.4	6.2	35.8	44.1
МШ - 3D		13.8	18.1	17.1	5.5	6.4	35.9	42.7
МШ - 1E		12.8	16.6	10.2	3.7	10.1	60.7	64.8
МШ - 2E	20	13.2	16.7	10.3	6.0	10.5	74.6	77.0
МШ - 3E		12.6	16.9	9.1	4.0	10.2	69.8	73.2

Ознака ***A*** - Темп. испитивања -60°C	Ознака **B** - Темп. испитивања -40°C	Ознака ***C*** - Темп. испитивања -20°C	Ознака ***D*** - Темп. испитивања 0°C	Ознака ***E*** - Темп. испитивања 20°C

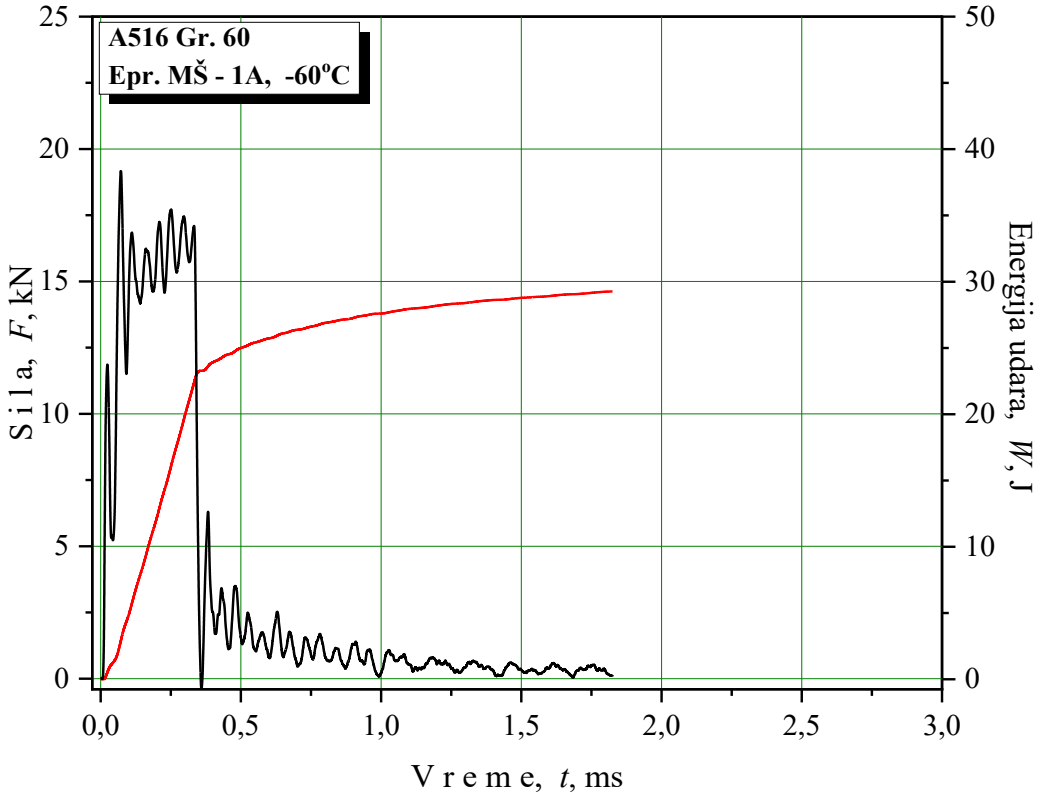
Напомена: [1]

$$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m}\right] \times 100\%$$

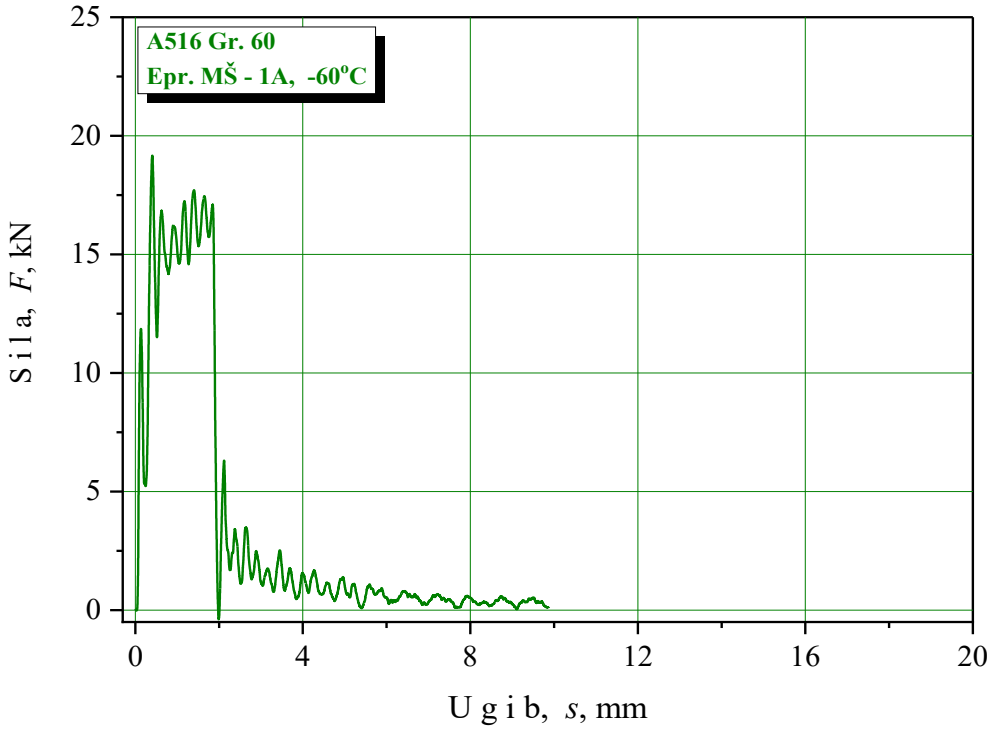
[2]

$$\%DL = \left[1 - \frac{F_{iu} - F_a}{F_m + 0{,}5 \cdot \left(F_m - F_{gy}\right)}\right] \times 100\%$$

Дијаграми на коме су приказане зависности сила – време и енергија - време, као и сила - угиб су дати на сл. 5.66 до 5.70 за епрувете са зарезом у ***МШ*** и испитане на различитим температурама. Комплетни дијаграми ударних испитивања (дијаграми за сваку испитану епрувету) су дати у **Прилогу 3**.

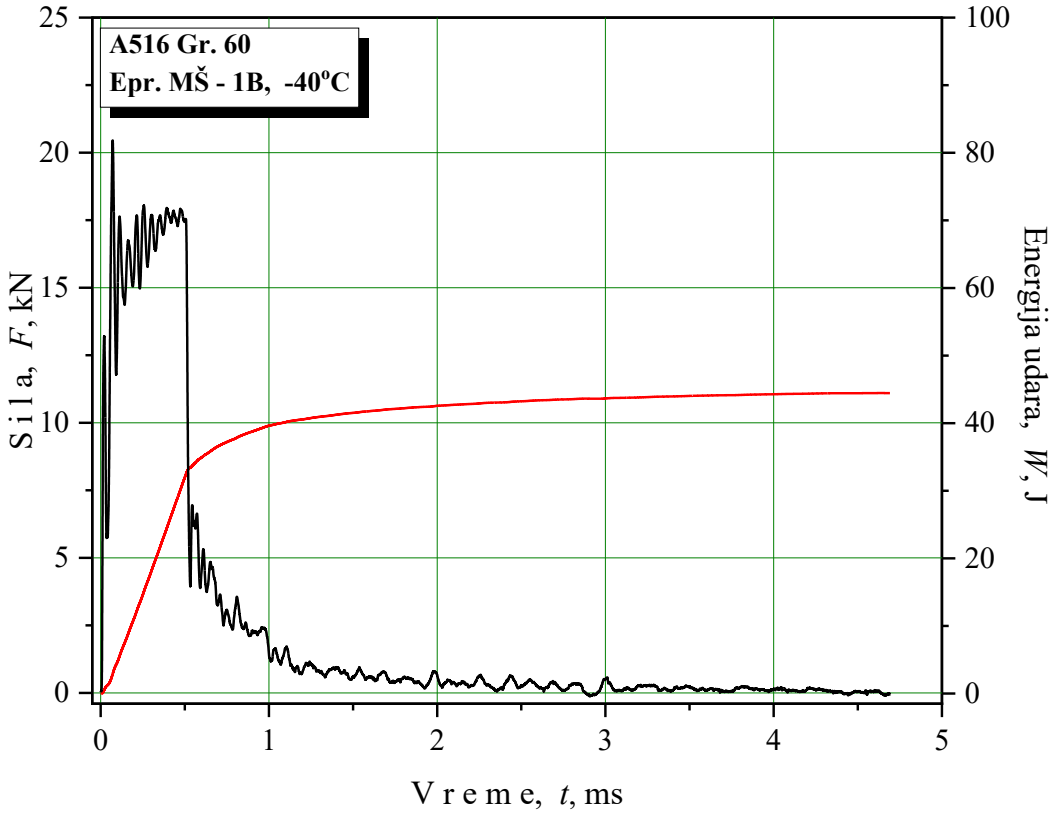


а)

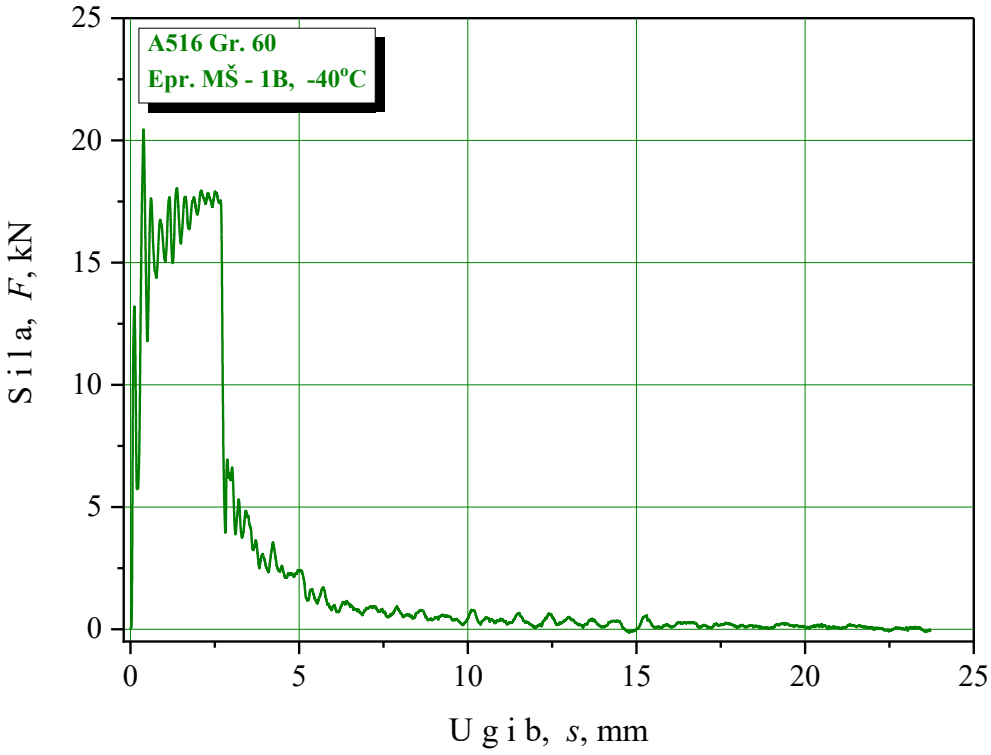


б)

Слика 5.66. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *МШ - 1А*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



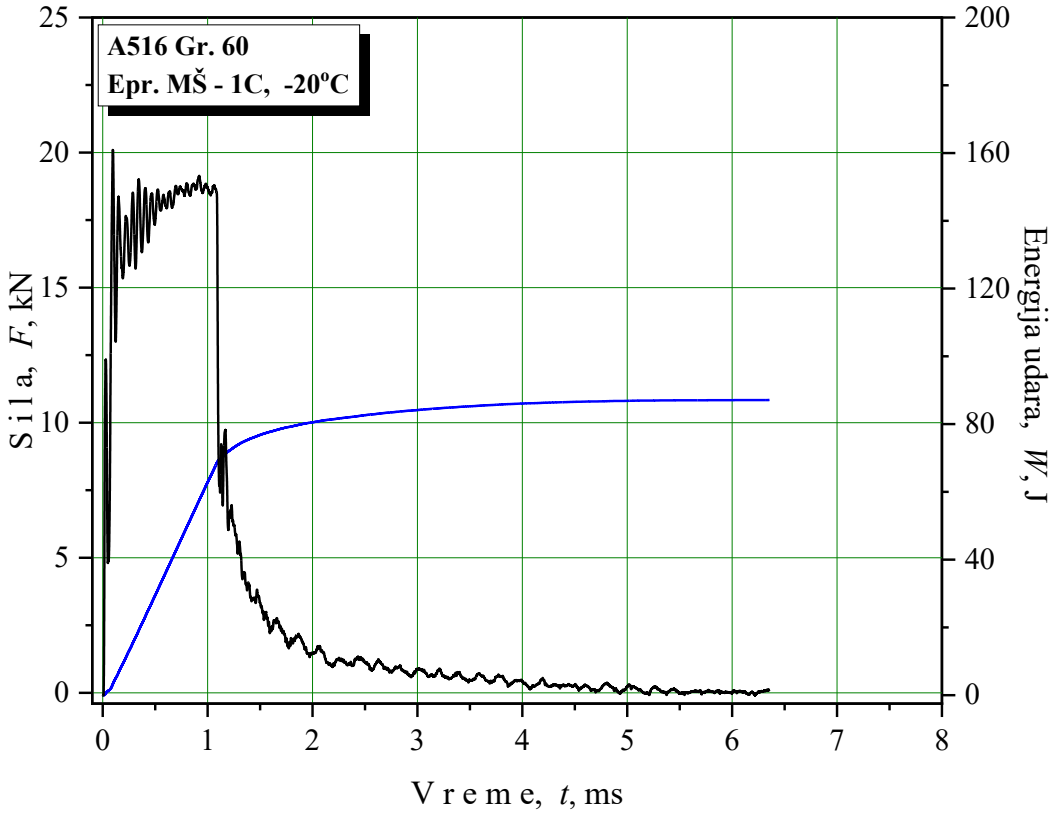
а)



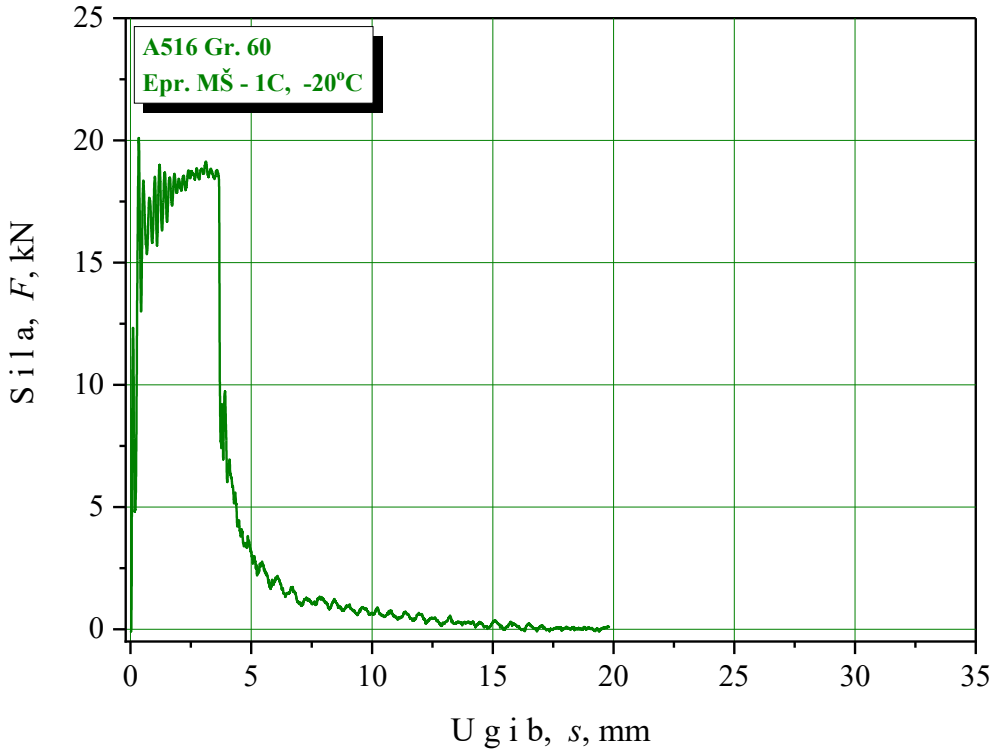
б)

Слика 5.67. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1B*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



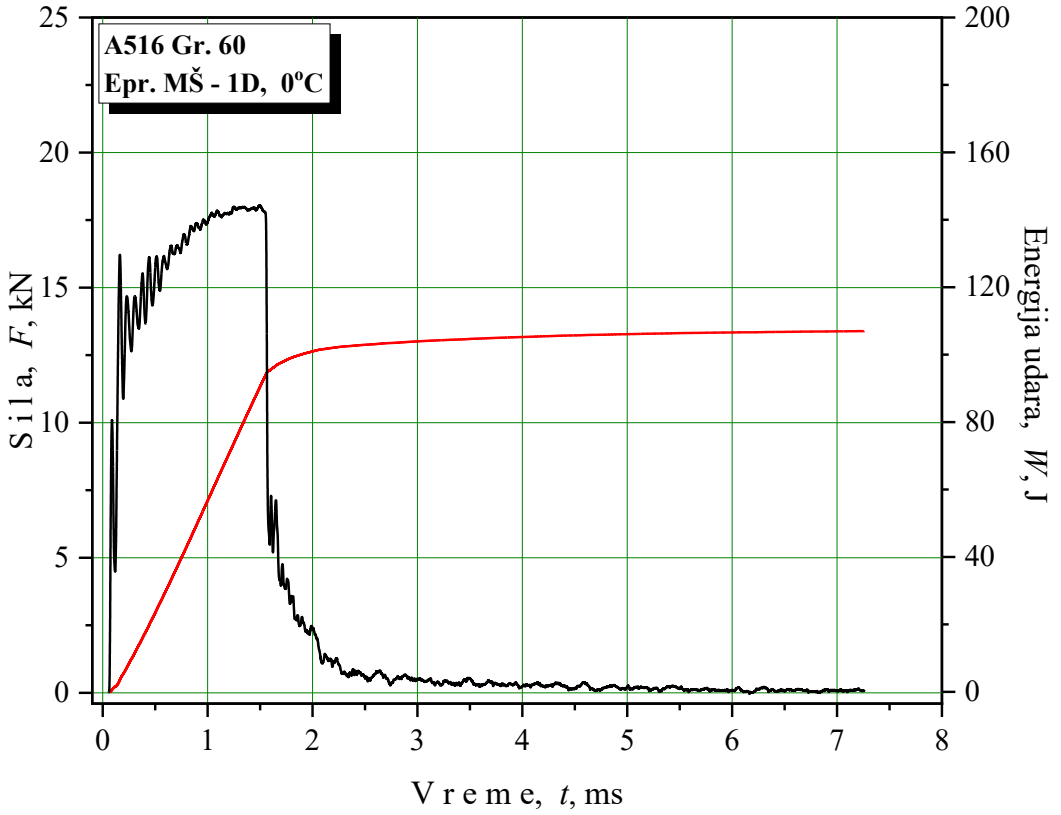
а)



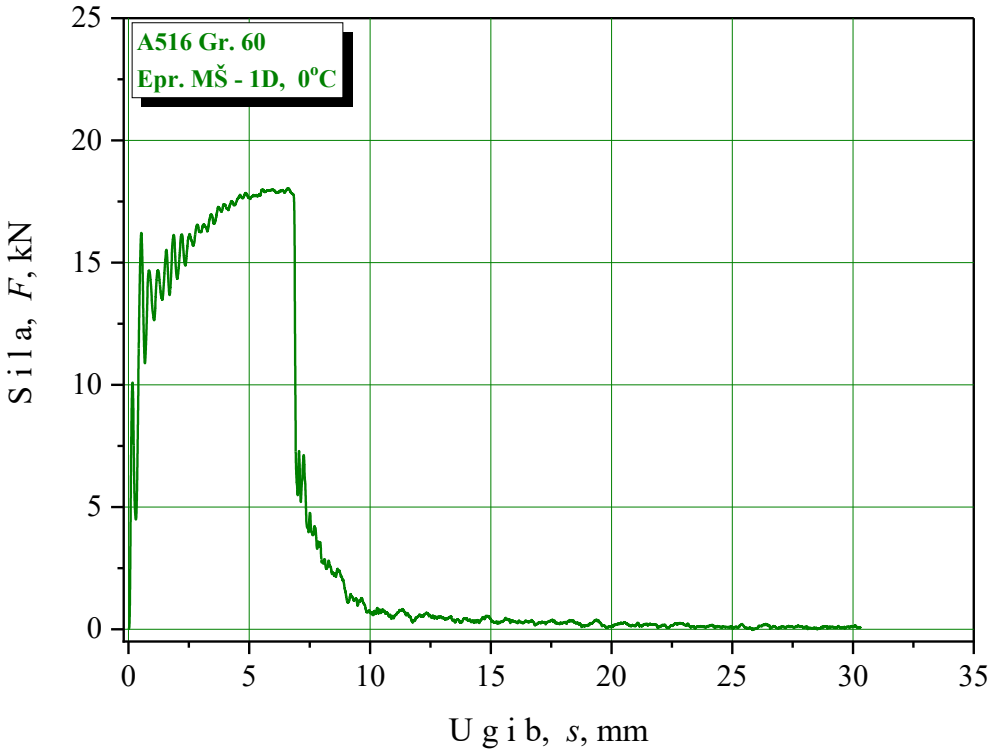
б)

Слика 5.68. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1C*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



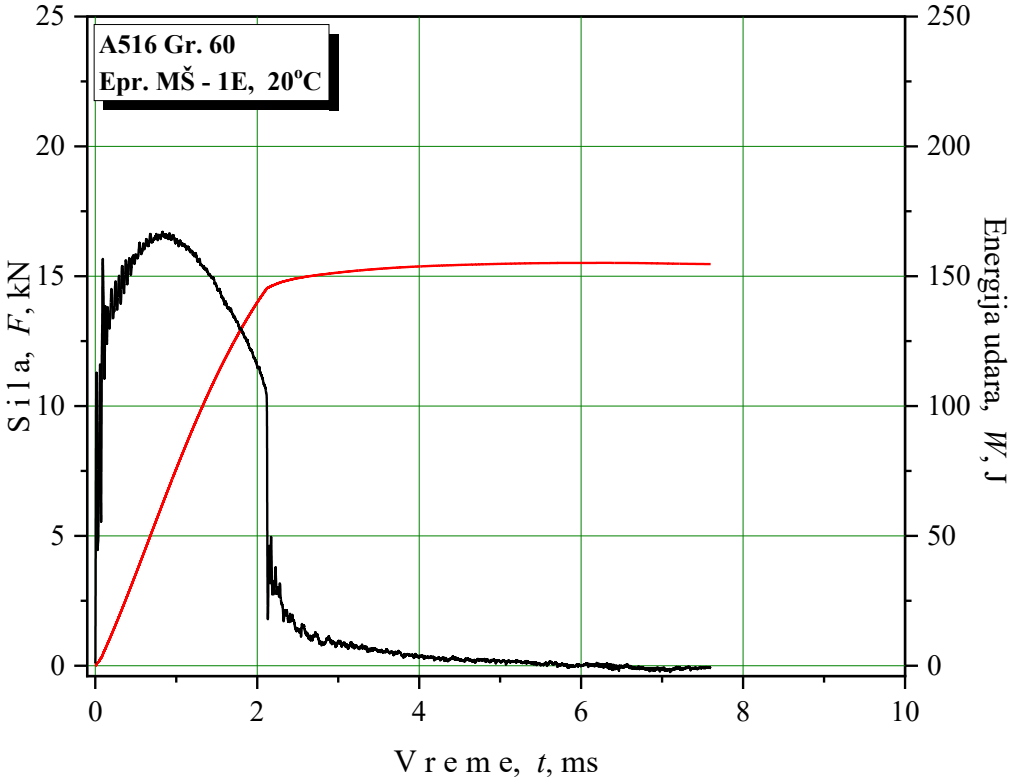
а)



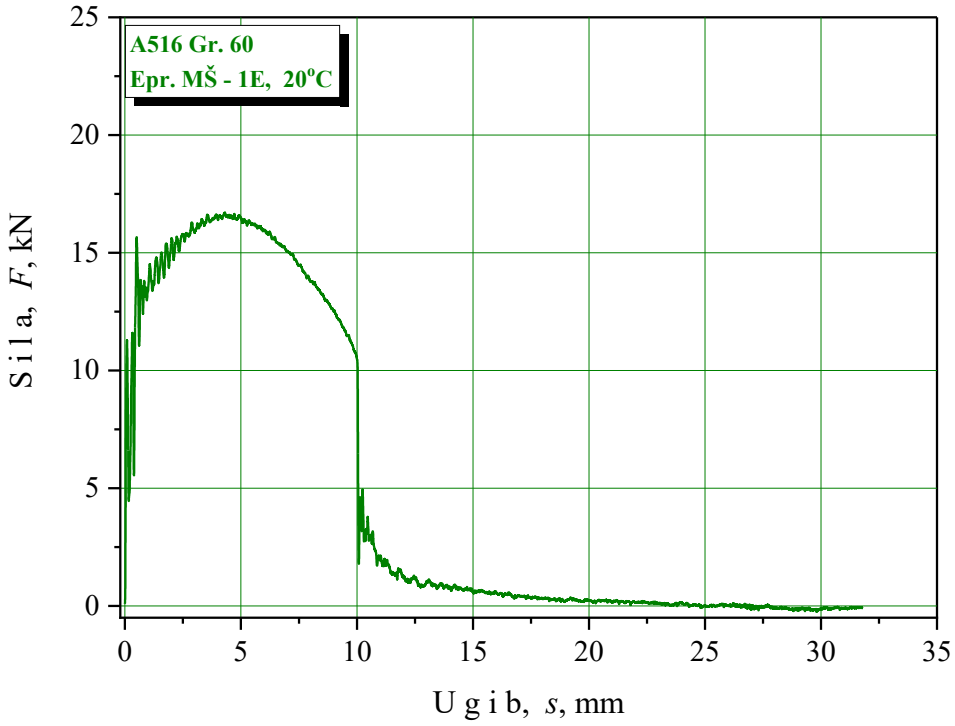
б)

Слика 5.69. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1D*

а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



а)



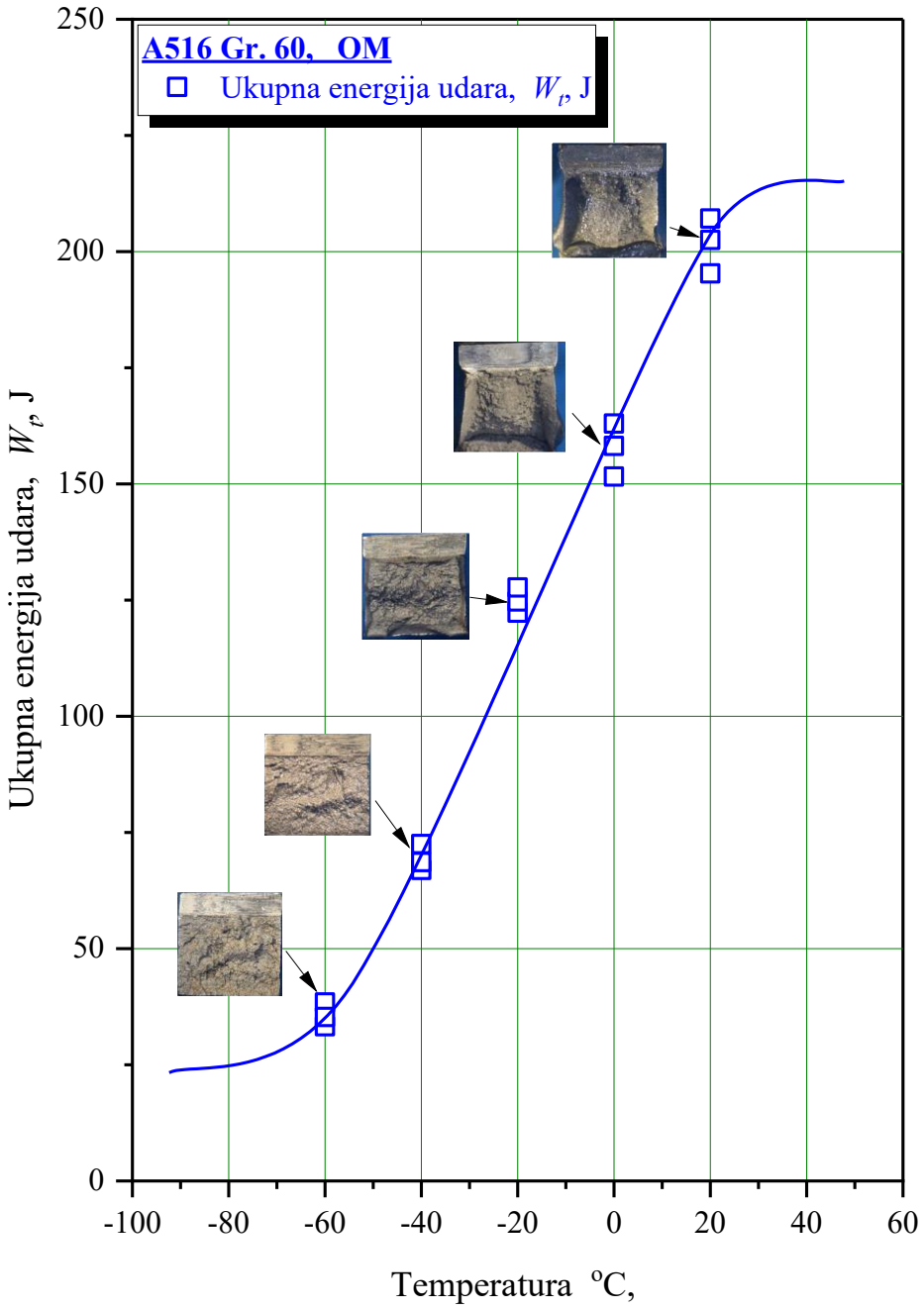
б)

Слика 5.70. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1E*

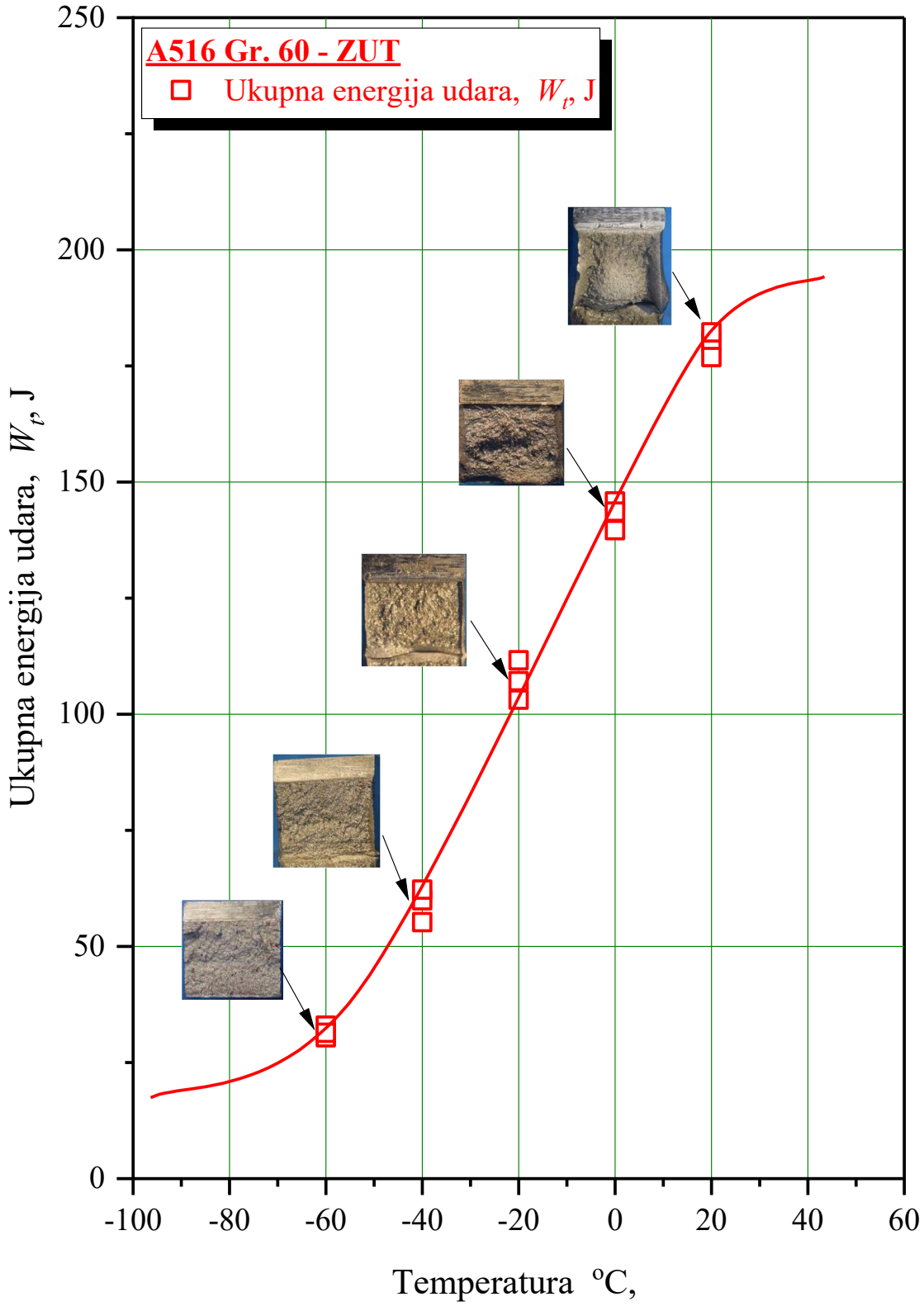
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

5.10.4. Анализа резутата испитивања

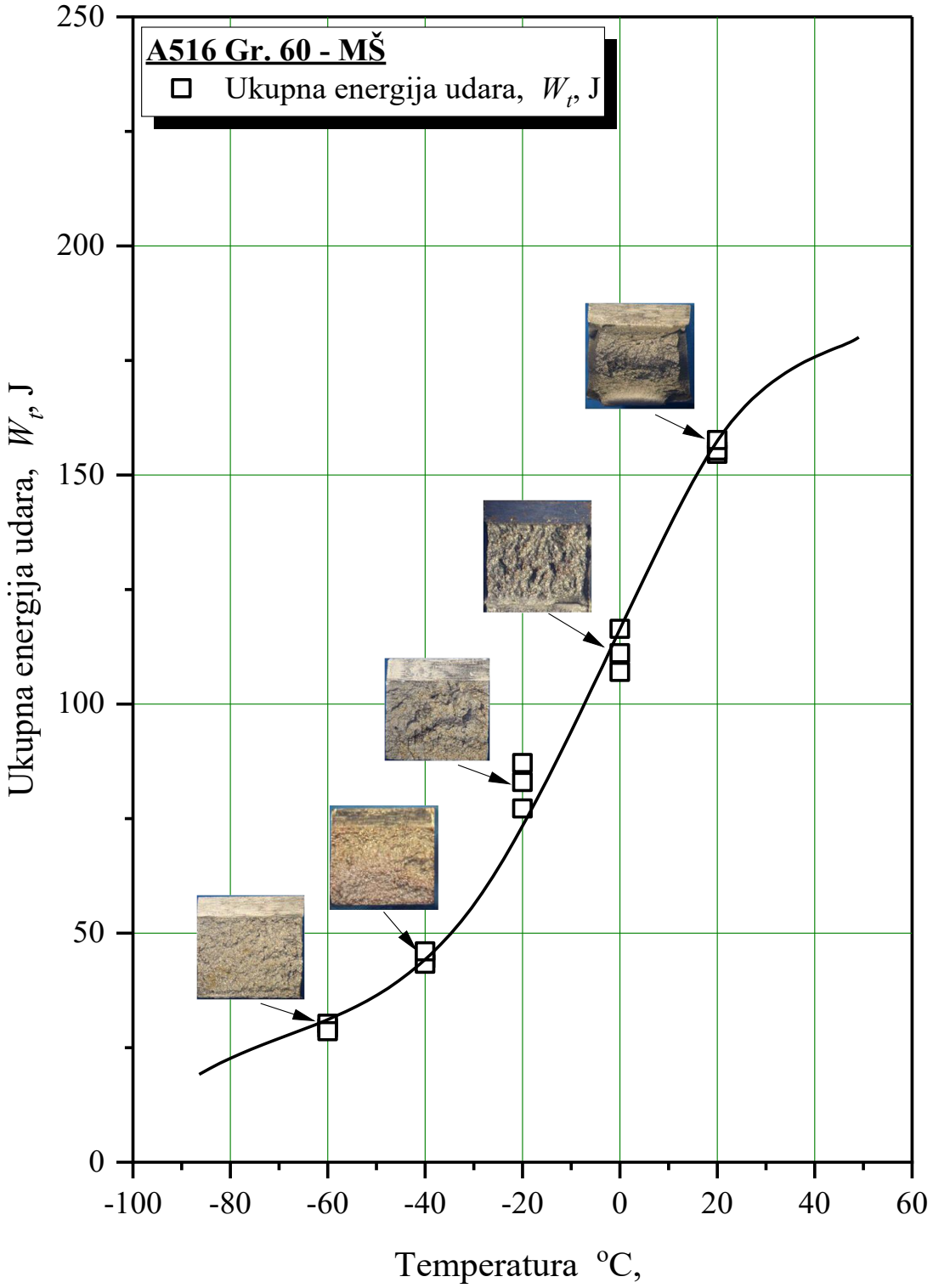
Анализирајући добијене криве, видимо готово идентичну зависност карактера појединачних кривих у свакој групи при истој температури, с тим што је разлика између група искључиво у вредности максималне силе, F_{max}, угиба, s, односно укупне енергије удара, W_t. Максимална сила, F_{max}, представља силу при којој се раздваја енергија стварања прслине, W_s, од енергије ширења прслине $W_š$. Зависност укупне енергије удара, W_t, од температуре испитивања и места урезивања зареза је дата дијаграмски на сл. 5.71 за епрувете са зарезом у ***OM***, на сл. 5.72 за епрувете са зарезом у ***ZUT***, и на сл. 5.73 за епрувете са зарезом у ***MŠ***.



Слика 5.71. Зависност укупне енергије удара W_t од температуре испитивања за епрувете са *V*-зарезом у *OM*



Слика 5.72. Зависност укупне енергије удара W_t од температуре испитивања за епрувете са *V*-зарезом у *ZUT*



Слика 5.73. Зависност укупне енергије удара W_t од температуре испитивања за епрувете са *V*-зарезом у МШ

На основу резултата ударних испитивања добијених испитивањем епрувета са ***V*-2** зарезом у ***ОМ, ZUT*** и ***МШ*** на инструментираном Шарпи клатну, сходно стандарду SRPS EN ISO 14556:2023, и измерених вредности енергије удара ***W***, јасно се уочава да укупна енергија удара W_t зависи од:

- Места урезивања ***V***-2 зареза, односно да ли је зарез постављен у ***OM, ZUT*** или ***MŠ***.
- Температуре испитивања.

Анализирајући, како место урезивања, односно постављања ***V***-2 зареза утиче на вредности укупне енергије удара (таб. 5.13 до 5.18), можемо да закључимо да хетерогеност структуре основног метала и завареног споја, коју прате различите механичке особине појединих подручја завареног споја (***MŠ*** и ***ZUT***) значајно утичу на вредности укупне енергије удара. Највећу вредност укупне енергије удара имају епрувете са ***V***-2 зарезом у ***OM***, нешто ниже вредности су добијене испитивањем епрувета са ***V-2*** зарезом у ***ZUT***, а најниже вредности су добијене код испитивања епрувета са ***V-2*** зарезом у ***MŠ***.

Међутим, највећи утицај на добијене вредности укупне енергије удара, као и на компоненте, енергију стварања прслине W_s, и енергију ширења прслине $W_š$, затим на механизам лома и изглед преломних површина има температура испитивања. То се најбоље види на изгледу преломних површина приказаним уз сваку температуру испитивања на сл. 5.71 до 5.73. Како се ради о металу са просторно центрираном кубном решетком евидентан је утицај температуре испитивања која је уско повезана са пластичним особинама испитиваног материјала. Снижење температуре погодује стварању кртог стања и посебно је изражено код ове врсте челика и завареног споја као типичне хетерогене структуре.

Укупна енергија удара, W_t опада са снижењем температуре испитивања сукцесивно од собне температуре до -60°C код свих група епрувета (***OM*** - ***ЗУТ*** - ***MŠ***). Утицај температуре испитивања је највећи код епрувета са ***V***-2 зарезом у ***MŠ***, нешто мањи код епрувета са ***V-2*** зарезом у ***ZUT***, а најмањи код епрувета са ***V-2*** зарезом у ***OM***. Већи утицај температуре код испитивања епрувета са ***V-2*** зарезом у ***ZUT*** и ***MŠ***, уско је повезан са хетерогеношћу структурних и механичких својстава ове две компоненте. Метал шава представља истопљени додатни материјал (електрода) и има ливену структуру. Зона утицаја топлоте услед деловања температуре топљења додатног материјала (***MŠ***) на ***OM*** представља структурно најхетерогенију зону завареног споја. У конкретном случају, због добро дефинисаних параметара заваривања, структурна трансформација ***OM*** је била знатно слабија, па су добијене вредности укупне енергије удара блиске вредностима ***OM***.

Вредности укупне енергије удара W_t добијене испитивањем на собној температури епрувета са *V*-2 зарезом у ***OM*** су у просеку *202*J. Са снижењем температуре вредности укупне енергије удара опадају. На 0°C добијена вредност укупне енергије удара у просеку износи *167*J. Са даљим снижењем температуре на -20°C вредност укупне енергије удара опада и износи у просеку *125*J на -40°C вредност укупне енергије удара додатно пада на просечну вредност од *69*J, да би на -60°C имала просечну вредност од приближно *36*J.

Добијене вредности укупне енергије W_t удара код епрувета са *V-2* зарезом у ***ZUT*** су нешто ниже него код епрувета ***OM***. Приметно је смањење укупне енергије удара за отприлике 10%. На собној температури вредност W_t је у просеку *179*J. На 0°C добијена вредност укупне енергије удара у просеку износи *143*J. Са даљим снижењем температуре на -20°C вредност укупне енергије удара опада и износи у просеку *107*J на -40°C вредност укупне енергије удара додатно пада на просечну вредност од *59*J, да би на -60°C имала просечну вредност од приближно *32*J.

Утицај температуре на вредности укупне енергије удара W_t је највећи код испитаних епрувета са *V-2* зарезом у ***MŠ***. На собној температури вредност укупне енергије удара W_t је у просеку *156*J, на 0°C у просеку је *111*J. Са даљим снижењем температуре на -20°C вредност укупне енергије удара опада и износи у просеку *82*J, на -40°C вредност укупне енергије удара додатно пада и износи просечно *45*J, да би на -60°C имала просечну вредност од приближно *29*J.

У зависности од температуре испитивања може се доћи до кртог, квази кртог и жилавог лома. Прелаз жилавог лома у квази крти лом дефинише се првом критичном температуром, а прелаз квази кртог лома у крти лом другом критичном температуром. Управо ова друга критична температура која дефинише прелаз у крти лом и која се још назива прелазна температура или температура нулте пластичности, је најважнији параметар који се добије ударним испитивањима при различитим температурама.

Температура пластично-кртог прелаза (прелазна температура или температура нулте пластичности) се одређује праћењем промене енергије удара. По правилу се одређује ударним испитивањем Шарпи епрувета са *V*-2 зарезом, изведеним на различитим температурама. За примену на ниским температурама захтевани ниво енергије удара је врло важан податак и због тога улази у препоруке за избор материјала. Треба напоменути да је

захтевана вредност енергије удара чак и за врло ниске температуре висока, што указује на значај овог параметра. Међутим, радна температура треба да је нешто виша од температуре за коју су вредности енергије удара, да би степен сигурности био довољно велики.

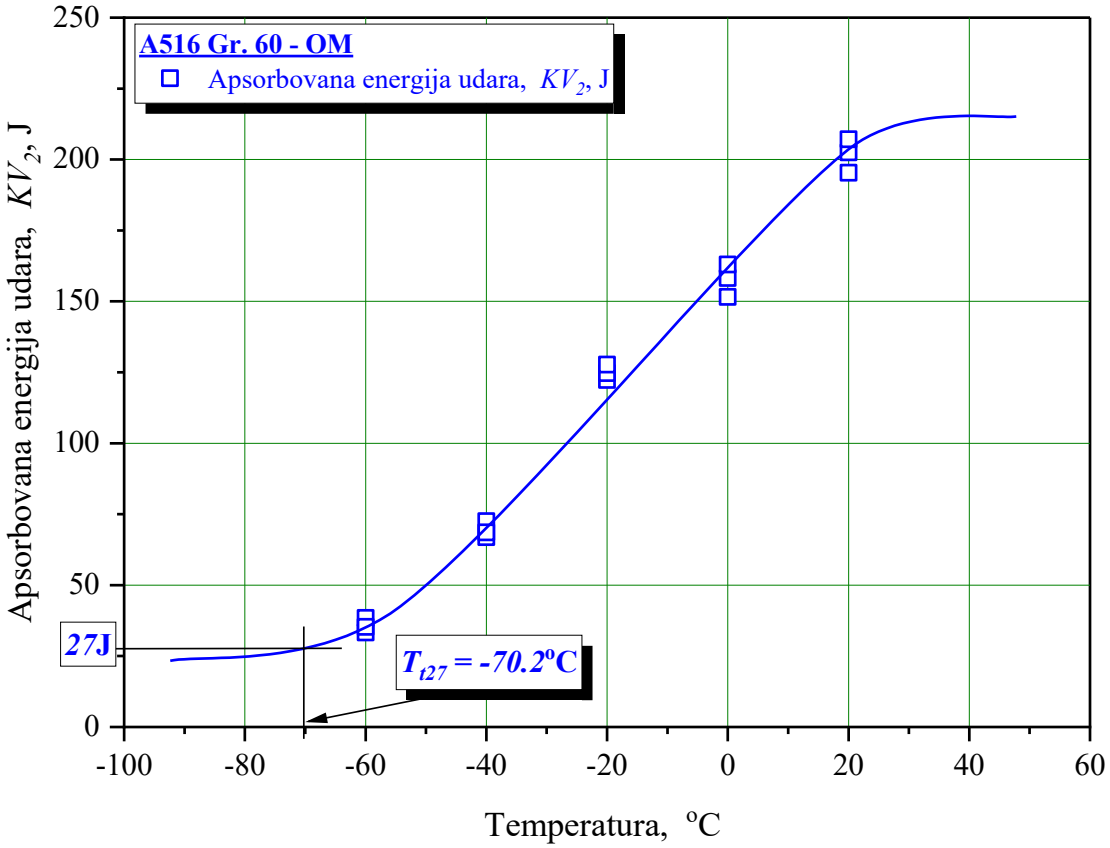
Код неких челика прелаз из жилавог у крто стање се са снижењем температуре одиграва скоро тренутно у веома уском температурном интервалу (10°C до 20°C) и у таквим случајевима је једноставно одредити критичну температуру прелаза која је уствари и највиша температура прелаза. Међутим, за велики број челика у које спадају и квалитетни нисколегирани угљенични челици из категорије A516, не постоји овако јасан и узан прелаз. То се такође односи и на компоненте завареног споја. Енергија утрошена на лом епрувета за ударна испитивања (Шарпи епрувета) постепено се смањује од максималне вредности до неке минималне вредности у једном широком температурном интервалу.

Поставља се питање коју температуру унутар овог интервала треба сматрати прелазном, односно критичном. Анекс Д стандарда SRPS EN ISO 148-1:2016 [56] је дефинисао четири критеријума по којима се може одредити прелазна температура. Најчешће коришћени критеријум који дефинише прелазну температуру узима се критеријум 27J. То је она температура при којој апсорбована енергија удара износи 27J. На основу овога критеријума у таб. 5.19 су дате вредности прелазне температуре за ***OM***, ***ZUT*** и ***MŠ***.

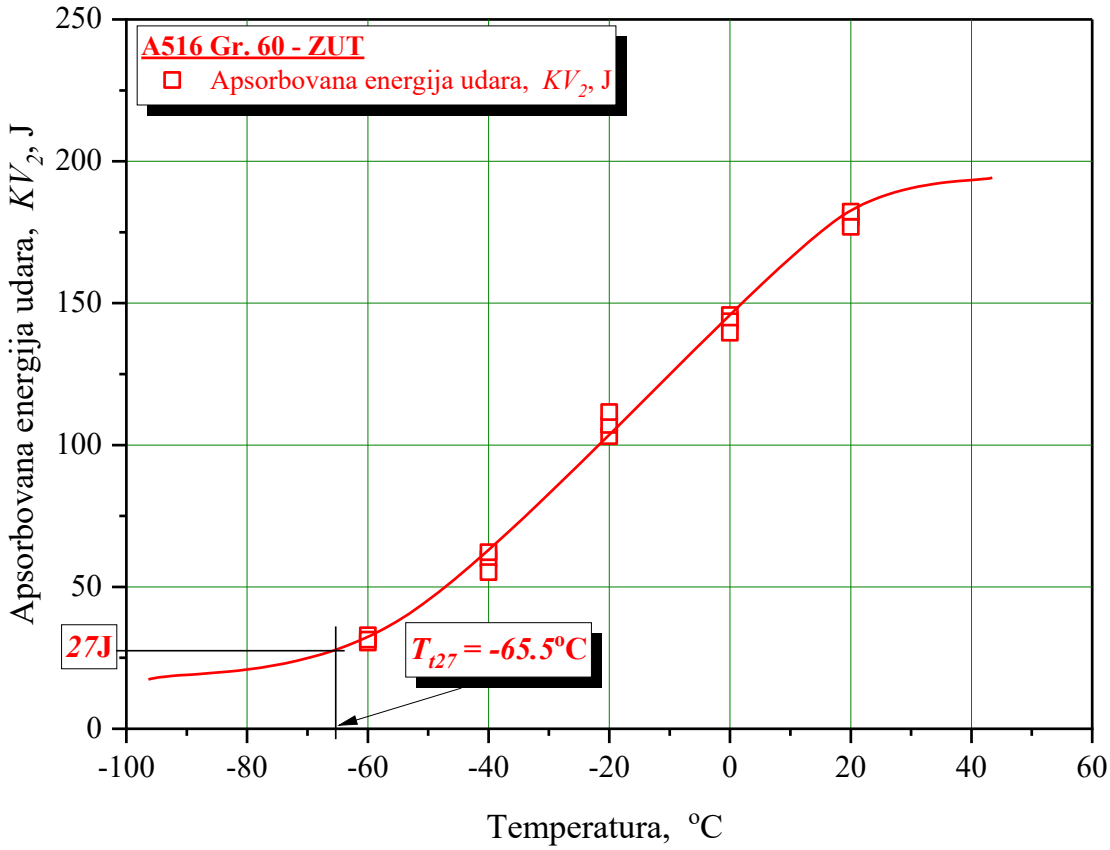
Табела 5.19. Прелазне температуре компоненти завареног споја челика A516 Gr. 60

Место постављања зареза	**Прелазна температура, T_{t27}, °C**
Основни метал - ***OM***	-70.2.
Зона утицаја топлоте - ***ZUT***	-65.5
Метал шава - ***MŠ***	-61.6

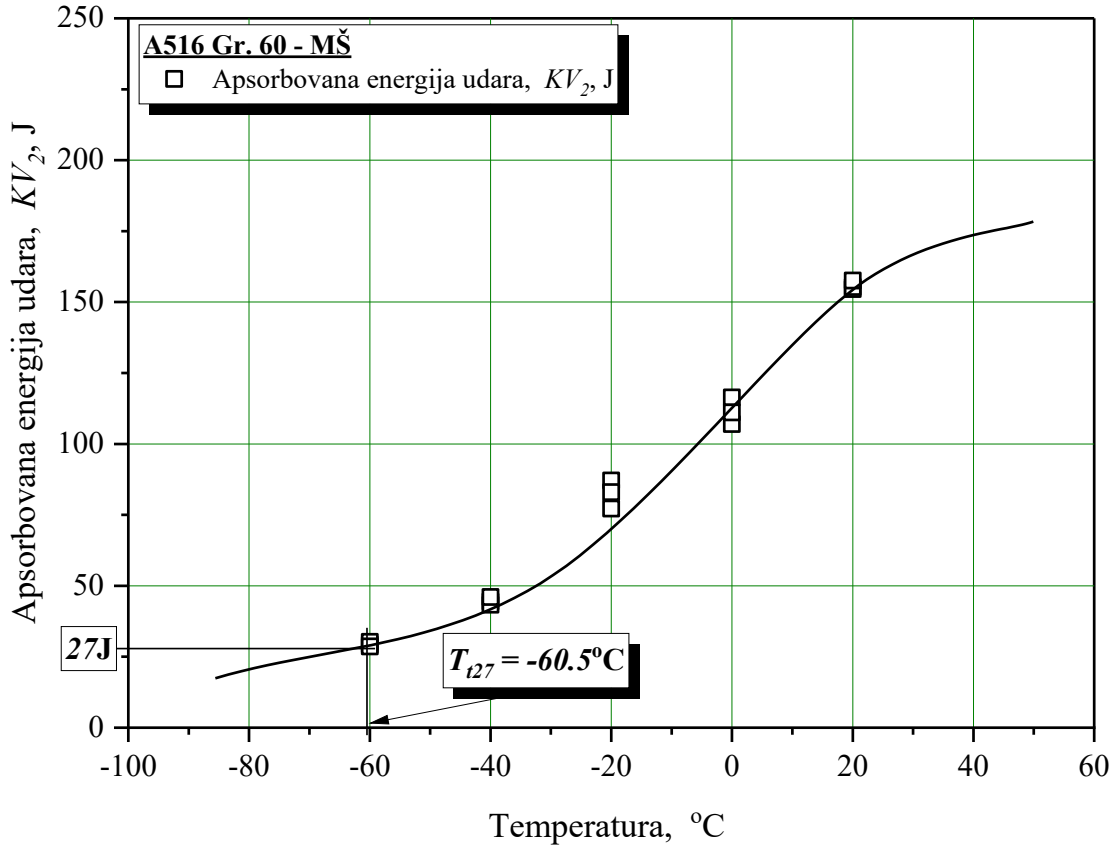
Прелазна температура се одређује експериментално из криве апсорбована енергија удара ***KV*** - температура ***T***. Дијаграми зависности ***KV - T*** на којима је одређена прелазна температура су дати на сл. 5.74 за епрувете са ***V***-2 зарезом у ***OM***, на сл. 5.75 за епрувете са ***V***-2 зарезом у ***ZUT***, и на сл. 5.76 за епрувете са ***V***-2 зарезом у ***MŠ***.



Слика 5.74. Зависност K_V - T код испитивања епрувете са V-2 зарезом у *ОМ*



Слика 5.75. Зависност W_t - T код испитивања епрувете са V-2 зарезом у *ZUT*



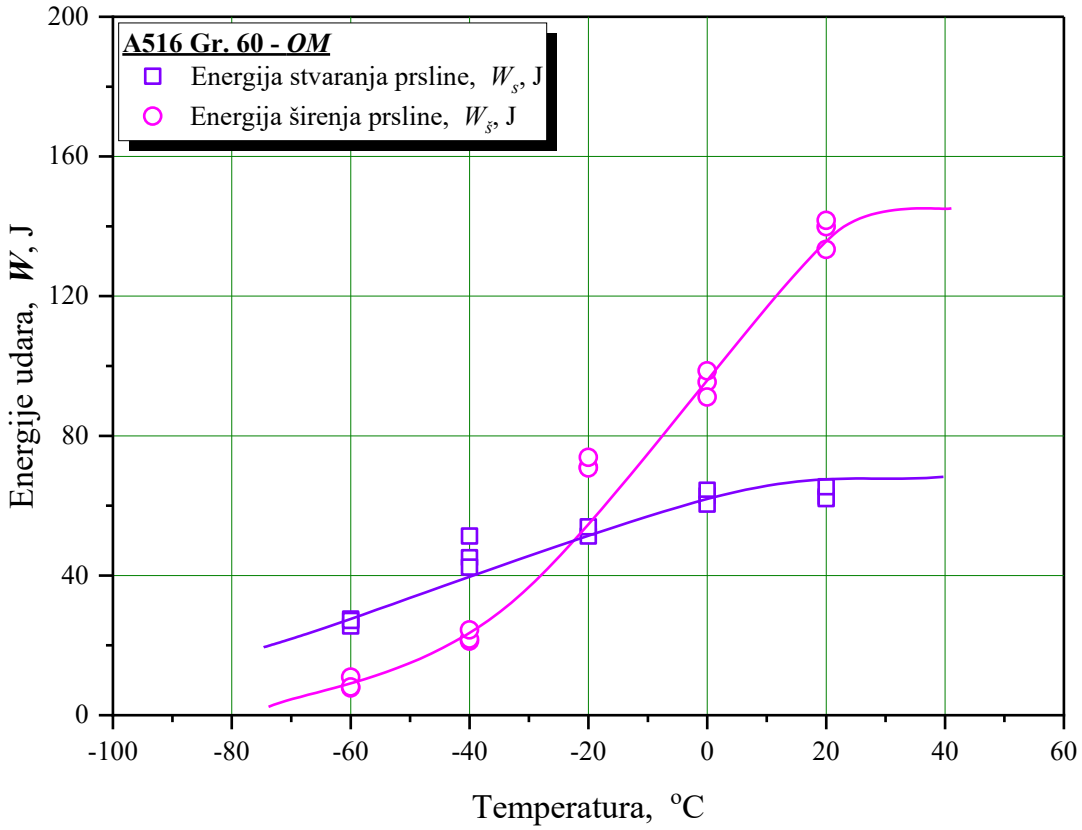
Слика 5.76. Зависност W_t - T код испитивања епрувете са V-2 зарезом у *МШ*

На бази мерења укупне енергије удара, која је интегрална карактеристика енергетског капацитета материјала у процесу лома, није могуће сазнати како се са снижењем температуре испитивања и променом осталих параметара мења енергија, која се троши на еластичну и пластичну деформацију испитиваног материјала до стварања прслине (енергија стварања прслине W_s), и даље у процесу ширења прслине, било стабилног или нестабилног, до коначног лома (енергија ширења прслине, $W_š$). Овај фундаментални недостатак је превазиђен инструментирањем самог клатна, односно коришћењем аквизиционог система (оптеретна ћелија - A/D конвертор - рачунар) помоћу којег се прикупљају подаци и аутоматски обрађују.

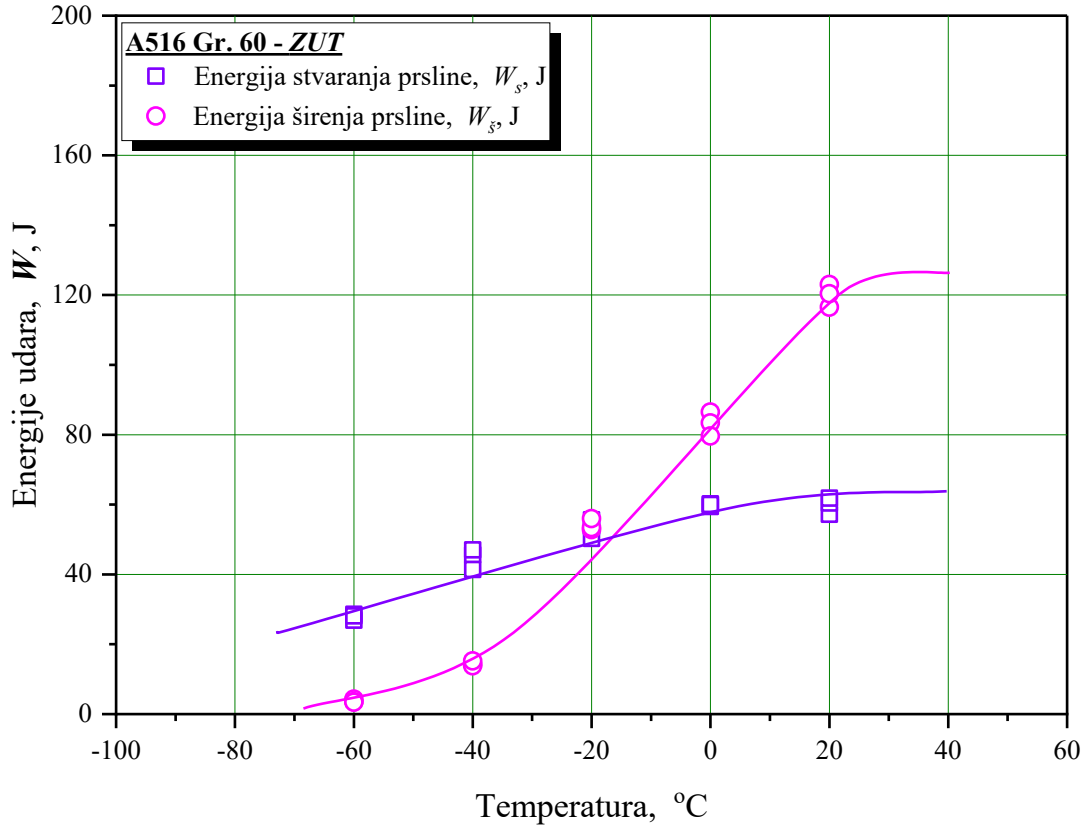
Како је испитивање рађено на инструментираном Шарпијевом клатну и при чему су добијена два типа дијаграма, сила - време и енергија-време, то је било могуће дати оцену како место постављања V-зареза (зарез у ***OM, ZUT*** и ***МШ***) и температура испитивања утичу на вредности енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$, као интегралних компоненти укупне енергије удара.

Утицај температуре испитивања и места постављања ***V***-зареза на вредности енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$, код ***OM*** је дата дијаграмски на сл. 5.77, код ***ZUT*** је дата на сл. 5.78, а код ***MŠ*** је дата на сл. 5.79.

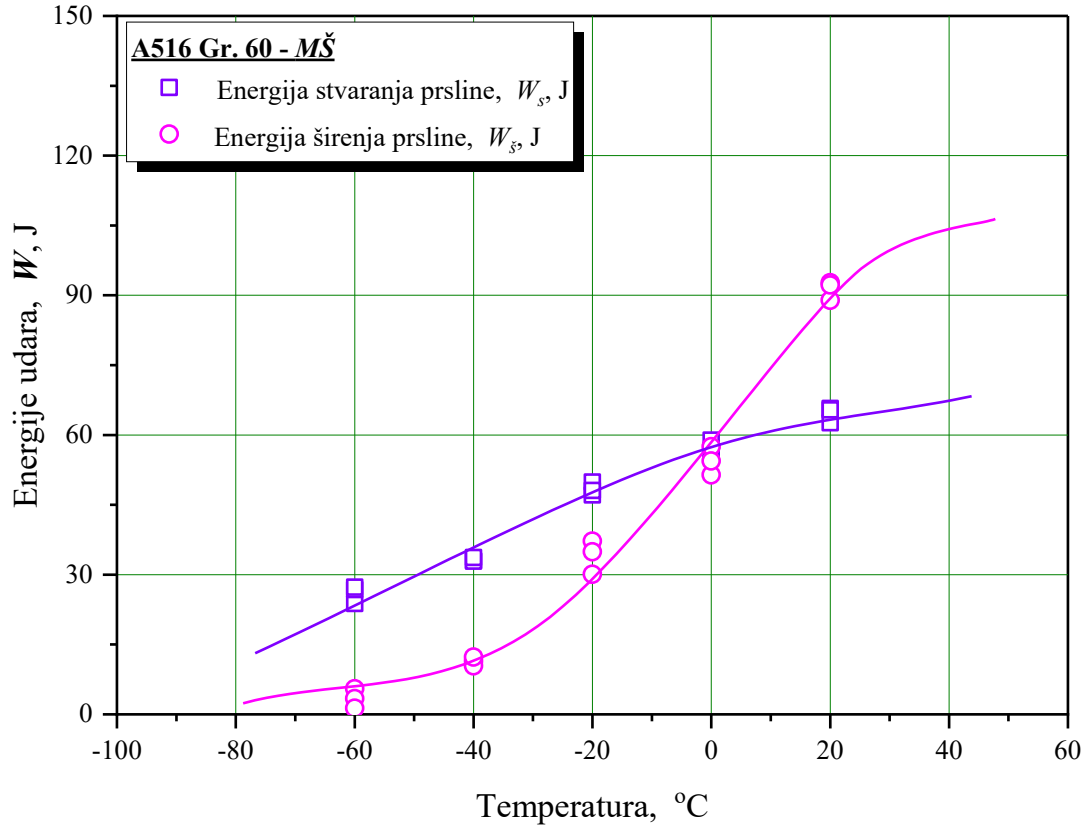
Испитивања епрувета са ***V***-зарезом у основном материјалу су показала да се однос енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$, значајно мења у зависности од температуре испитивања. Са снижењем температуре опада учешће дуктилне компоненте у укупној енергији удара (енергија ширења прслине), а расте учешће крте компоненте (енергије стварања прслине).



Слика 5.77. Однос енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$ у укупној енергији удара, W_t код *OM*



Слика 5.78. Однос енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$ у укупној енергији удара, W_t код *ZUT*



Слика 5.79. Однос енергије стварања прслине, W_s, и енергије ширења прслине, $W_š$ у укупној енергији удара, W_t код *MŠ*

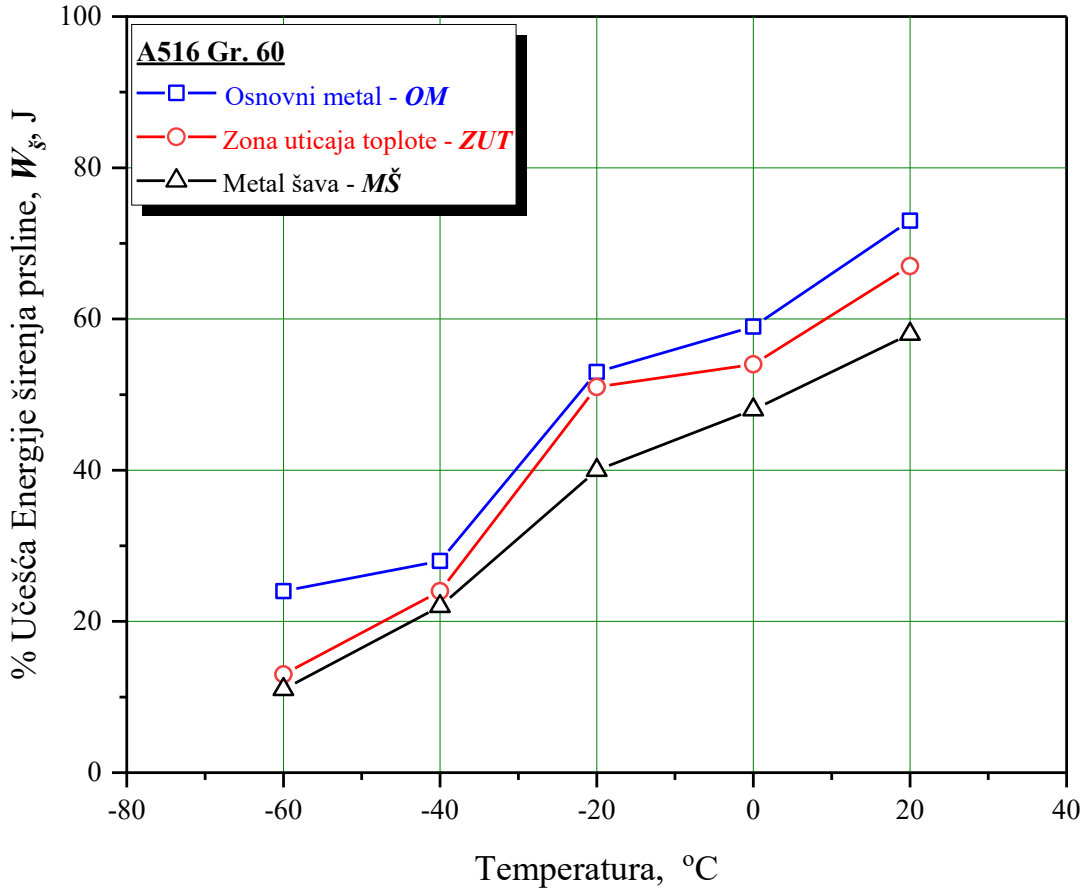
Учешће енергије ширења прслине је код испитивања ***OM*** на собној температури око 73% од укупне енергије удара. Са снижењем температуре учешће енергије ширења прслине опада, па тако на 0°C то учешће је 59%, на -20°C је око 53%, на -40°C је 28% док је на -60% учешће енергије ширења прслине 24% у укупној енергији удара.

Ако погледамо ситуацију код епрувета са ***V***-зарезом у ***ZUT***, учешће енергије ширења прслине на собној температури око 67% од укупне енергије удара. Са снижењем температуре учешће енергије ширења прслине опада, па тако на 0°C то учешће је 54%, на -20°C је око 51%, на -40°C је 24% док је на -60°C учешће енергије ширења прслине 13% у укупној енергији удара.

Код испитивања епрувета ***V***-зарезом у ***МШ***, добијамо да је учешће енергије ширења прслине на собној температури око 58% од укупне енергије удара. Са снижењем температуре учешће енергије ширења прслине опада, па тако на 0°C то учешће је 48%, на -20°C је око 40%, на -40°C је 22% док је на -60°C учешће енергије ширења прслине 11% у укупној енергији удара.

Утицај места постављања зареза и температуре испитивања на проценат учешћа енергије ширења прслине, $W_š$, у укупној енергији удара W_t, је приказан графички на сл. 5.80.

Стандард SRPS EN ISO 14556:2023 [57] је дефинисао 6 основних дијаграма који одговарају различитим типовима понашања при лому испитиваног узорка. На основу добијених резултата како табеларно тако и дијаграмски, дефинисали смо типове дијаграма и лома које смо добили испитивањима ***OM*** и компоненти завареног споја ***ZUT*** и ***МШ*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 на различитим температурама. Дефинисани типови су дати у таб. 5.20 за узорке са зарезом у ***OM***, ***ZUT*** и ***МШ***, и испитани на различитим температурама.



Слика 5.80. Утицај промене температуре на учешће енергије ширења прслине $W_š$, у укупној енергији удара W_t

Табела 5.20. Дефинисани типови дијаграма код испитивања ударом челика A516 Gr. 60

Основни метал - *OM*		**Зона утицаја топлоте - *ZUT***		**Метал шава - *MŠ***	
Исп. температура	**Тип криве**	**Исп. температура**	**Тип криве**	**Исп. температура**	**Тип криве**
-60	***D***	-60	***D***	-60	***C***
-40	***D***	-40	***D***	-40	***D***
-20	***E***	-20	***E***	-20	***D***
0	***E***	0	***E***	0	***D***
20	***F***	20	***F***	20	***E***

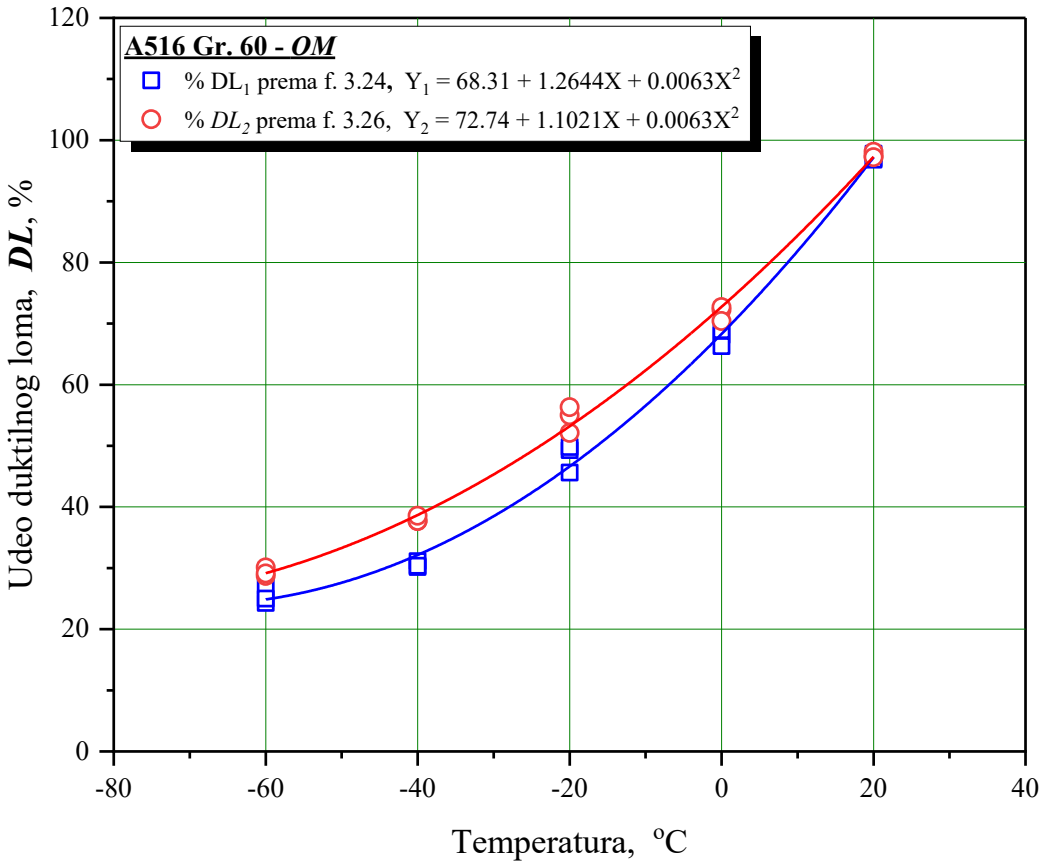
Типови ***C, D, E*** одговарају крто-дуктилном понашању материјала, где у конкретном случају имамо различит удео кртог и дуктилног лома. Тип ***F*** који одговара дуктилном понашању материјала је констатован код испитивања узорака ***OM*** и ***ZUT*** испитиваних на собној температури.

Стандард SRPS EN ISO 14556:2023 [57] је дефинисао и начин одређивања процента дуктилног лома код испитивања ударом. Ако дође до наглог пада силе, величина пада, у односу на друге карактеристичне вредности силе, омогућава да се добије приближна вредност пропорције дуктилне површине лома коришћењем било које од формула 3.24 до 3.27, унутар ±20%.

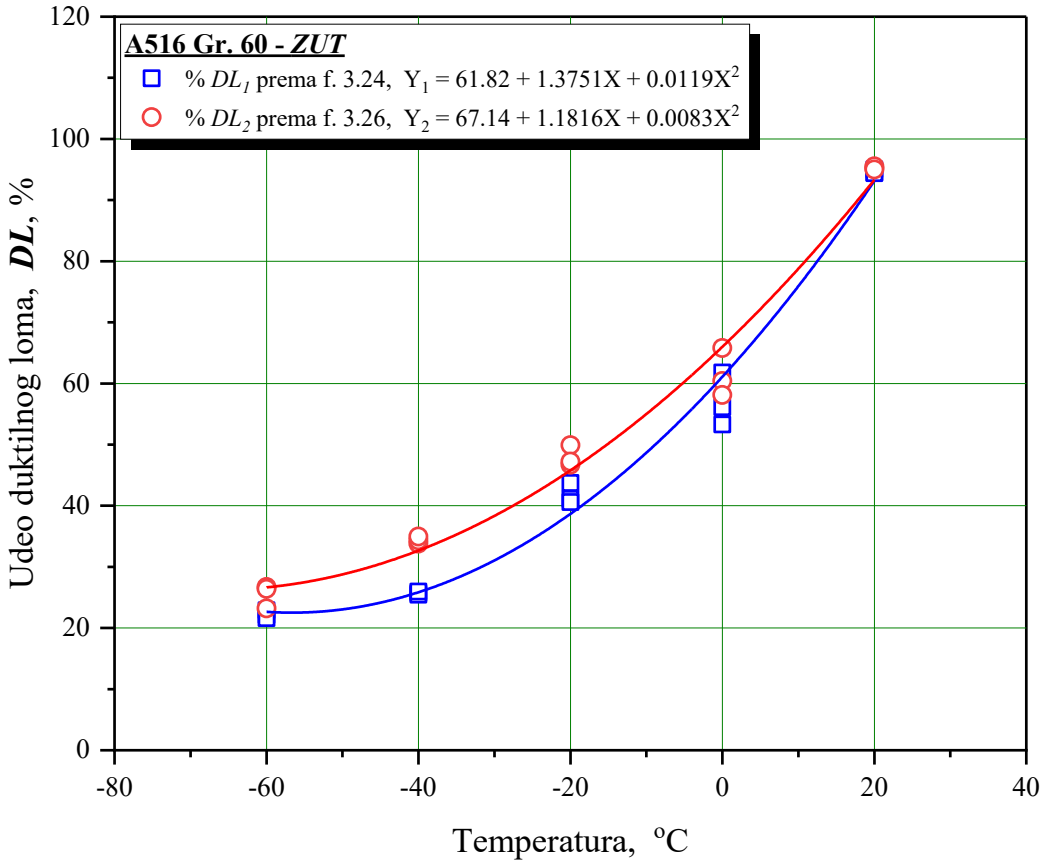
Код дијаграма где се појављује стрми пад силе (типови ***C, D, E***), величина пада силе у односу на друге карактеристичне величине силе омогућава да се приближно оцени удео дуктилног лома (***%DL***) на преломној површини. Од формула датих у стандарду, SRPS EN ISO 14556:2023, коришћене су формуле 3.24 и 3.26 [57]. Обе наведене формуле су развијене у различитим лабораторијама и за различите челике, тако да представљају експериментално и искуствено доказане једначине које се највише користе [57]. У нашем случају је посебно интересантна једначина 3.26 развијена за потребе испитивања челика намењених за посуде под притиском. Испитивани ***OM*** и компоненте завареног споја ***ZUT*** и ***MŠ*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, највећу примену управо имају код израде посуда под притиском и цевовода за транспорт нафтних, хемијских и петрохемијских производа, који су такође у експлоатацији изложени повишеним притисцима.

Ако у току криве сила - померање или сила - време не дође до наглог пада силе (крива типа ***F*** на сл. 3.10), то може указивати да удео дуктилног лома израчунат као површина испод криве приближно износи 100% укупне површине прелома.

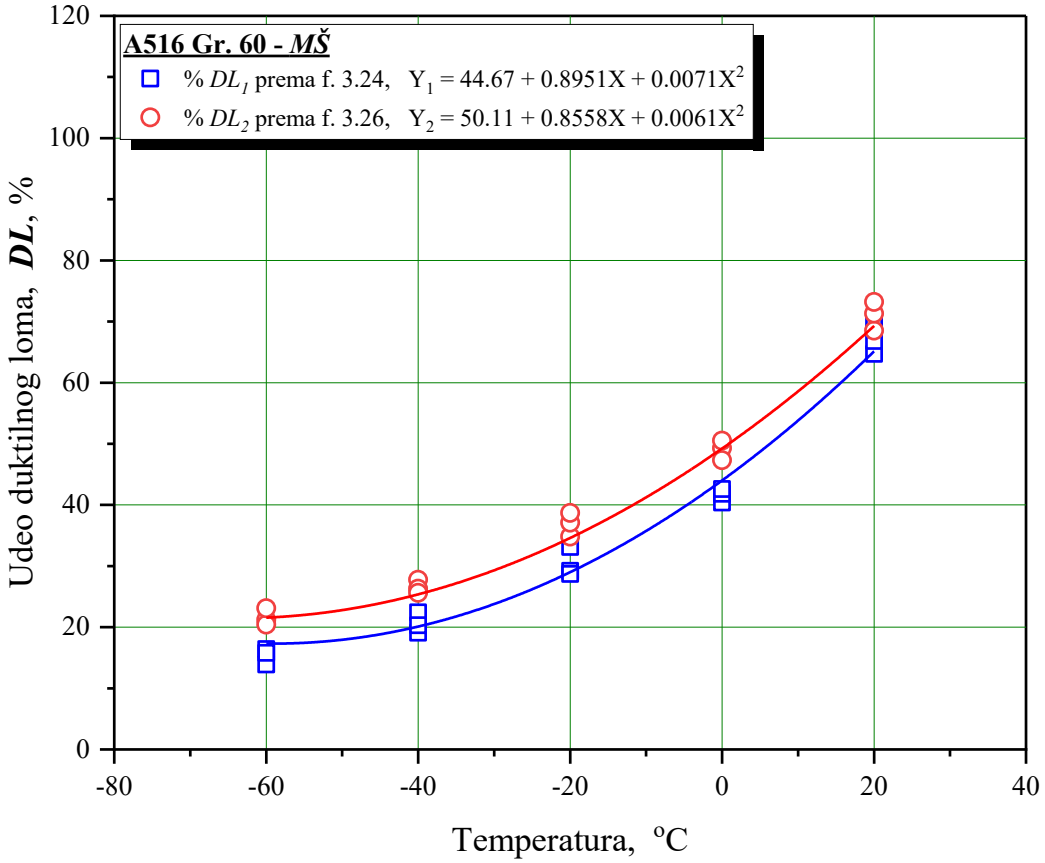
Утицај температуре испитивања на промену вредности удела дуктилног лома на преломној површини испитиваних узорака ***OM*** и компоненти завареног споја нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, је дат на сл. 5.81 за узорке са ***V***-зарезом у ***OM***, на сл. 5.82 за узорке са ***V***-зарезом у ***ZUT*** и на сл. 5.83 за узорке са ***V***-зарезом у ***MŠ***.



Слика 5.81. Утицај температуре на промену удела дуктилног лома код *OM*



Слика 5.82. Утицај температуре на промену удела дуктилног лома код *ZUT*

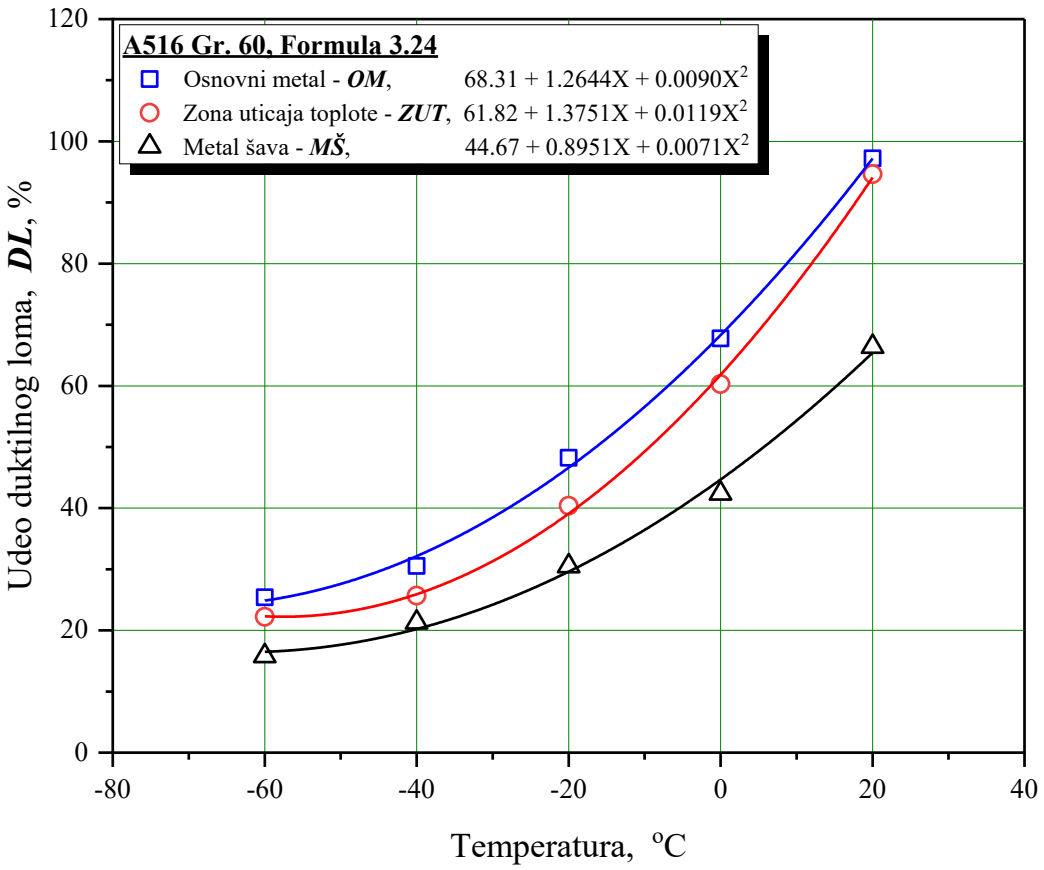


Слика 5.83. Утицај температуре на промену удела дуктилног лома код *МШ*

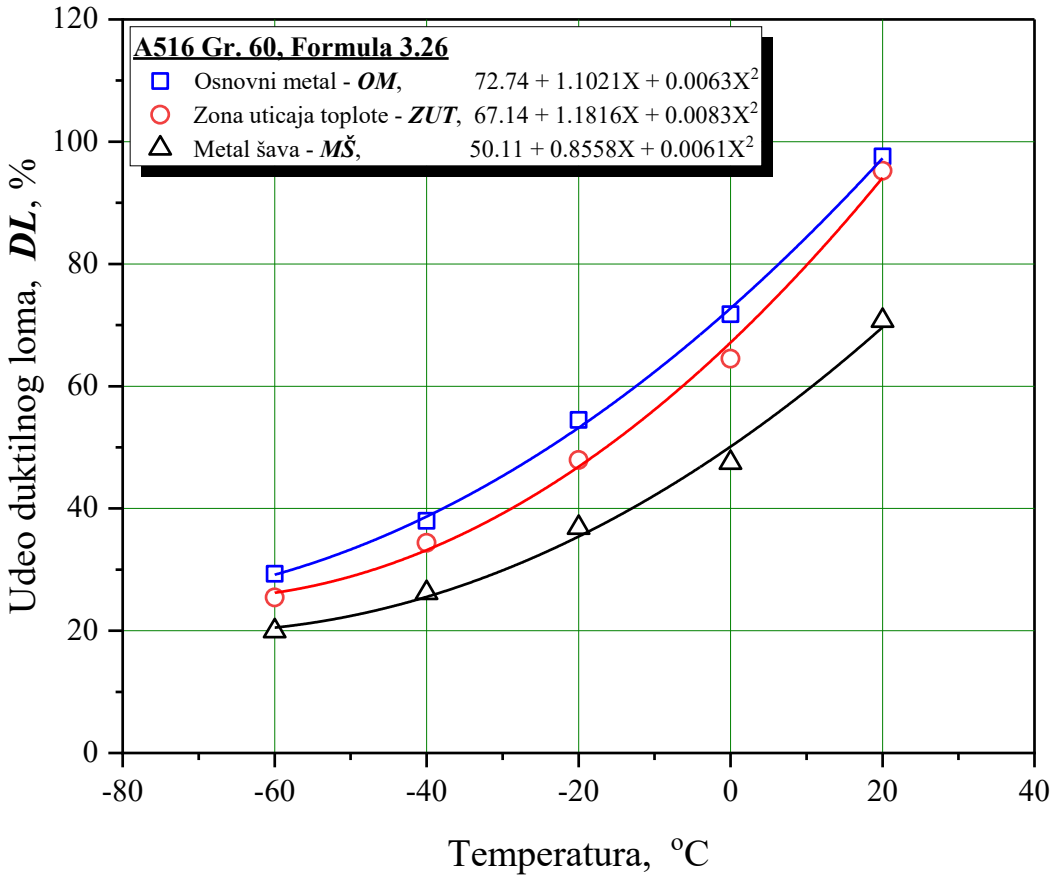
На дијаграмима су приказане криве дефинисане по обе једначине. Видимо одређену разлику у величини удела дуктилног лома (**%*DL***) на преломној површини. Међутим, важно је истаћи да су добијени резултати **%*DL*** унутар ±20%.

Удео дуктилног лома на преломној површини испитиваних узорака или једноставније "**проценат дуктилног лома-%*DL***" ***ОМ*** и компоненти завареног споја ***ЗУТ*** и ***МШ*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, опада са снижењем температуре. Најбоље дуктилне особине, односно највише вредности удела дуктилног лома на преломној површини испитиваних узорака имају узорци са ***V***-зарезом у ***ОМ***. Они се крећу од приближно 100% на собној температури и опадају на 25.4% према једнач. 3.24 или 29.3% према једн. 3.26 на -60°C. Нешто ниже вредности су добијене за испитиване узорке са ***V***-зарезом у ***ЗУТ***, и крећу се такође од приближно 100% на собној температури и опадају на 22.2% према једнач. 3.24 или 25.4% према једн. 3.26 на -60°C. Најлошије вредности су добијене код испитиваних узорака са ***V***-зарезом у ***МШ***. Они се крећу од приближно 70% удела дуктилног лома на преломној површини испитиваних узорака на собној температури и опадају на 15.4% према једнач. 3.24 или 19.9% према једн. 3.26 на -60°C.

Јасније и прегледније се утицај места постављања ***V***-зареза и температуре испитивања види када погледамо средње вредности добијених резултата испитивања, сл. 5.84 и сл. 5.85. Разлике се крећу од 15% до 20% ако поредимо испитане узорке са ***V***-зарезом у ***OM*** и ***ZUT*** у корист узорака са ***V***-зарезом у ***OM***, па чак и до 50% ако поредимо испитане узорке са ***V***-зарезом у ***OM*** и ***MŠ***.



Слика 5.84. Утицај температуре на промену удела дуктилног лома, јед. 3.24



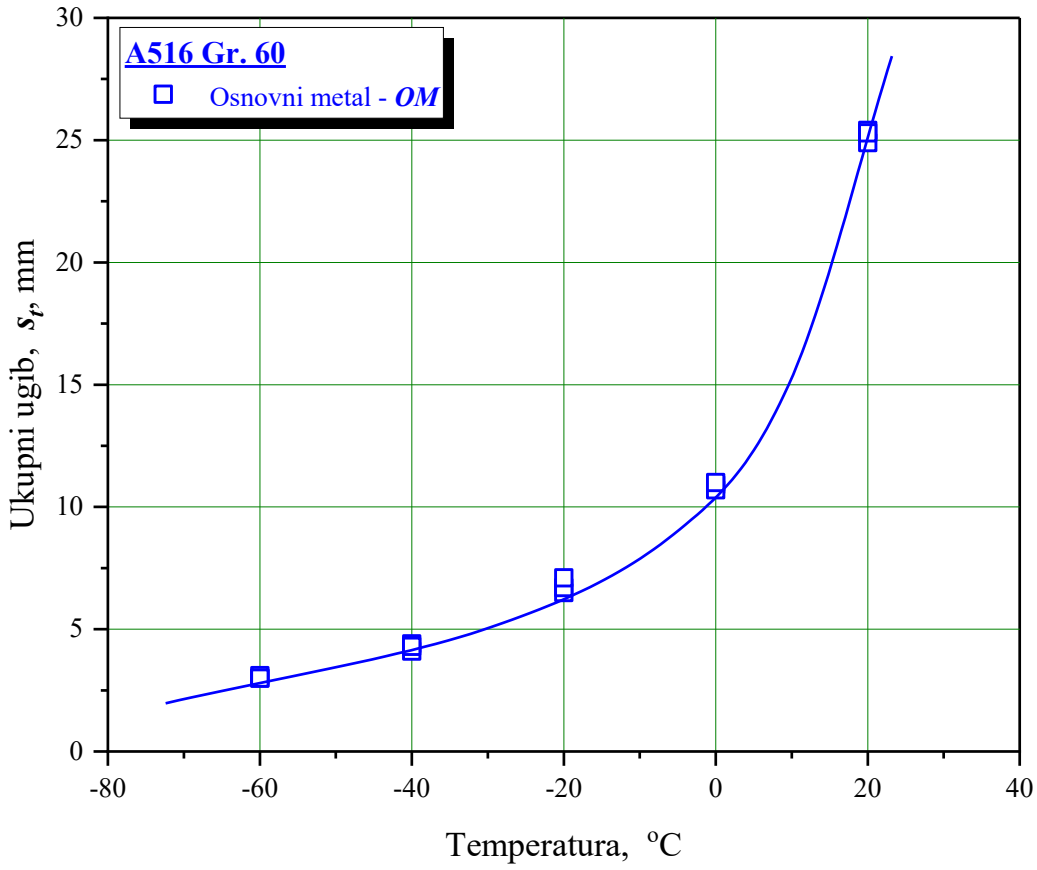
Слика 5.85. Утицај температуре на промену удела дуктилног лома, јед. 3.26

Резултати добијени коришћењем једначине 3.24 су нешто нижи у односу на резултате добијене коришћењем једн. 3.26. Та разлика се смањује од нижих температура ка вишим температурама. Нпр. на -40°C, разлика је више од 20% код испитиваних узорака са ***V***-зарезом у ***OM*** и ***ZUT***, нешто мања код испитаних узорак са ***V***-зарезом у ***MŠ***, док на собној температури готово да и нема разлике (код испитиваних узорака са ***V***-зарезом у ***OM*** и ***ZUT*** мање од 1%, а код МШ око 4%.

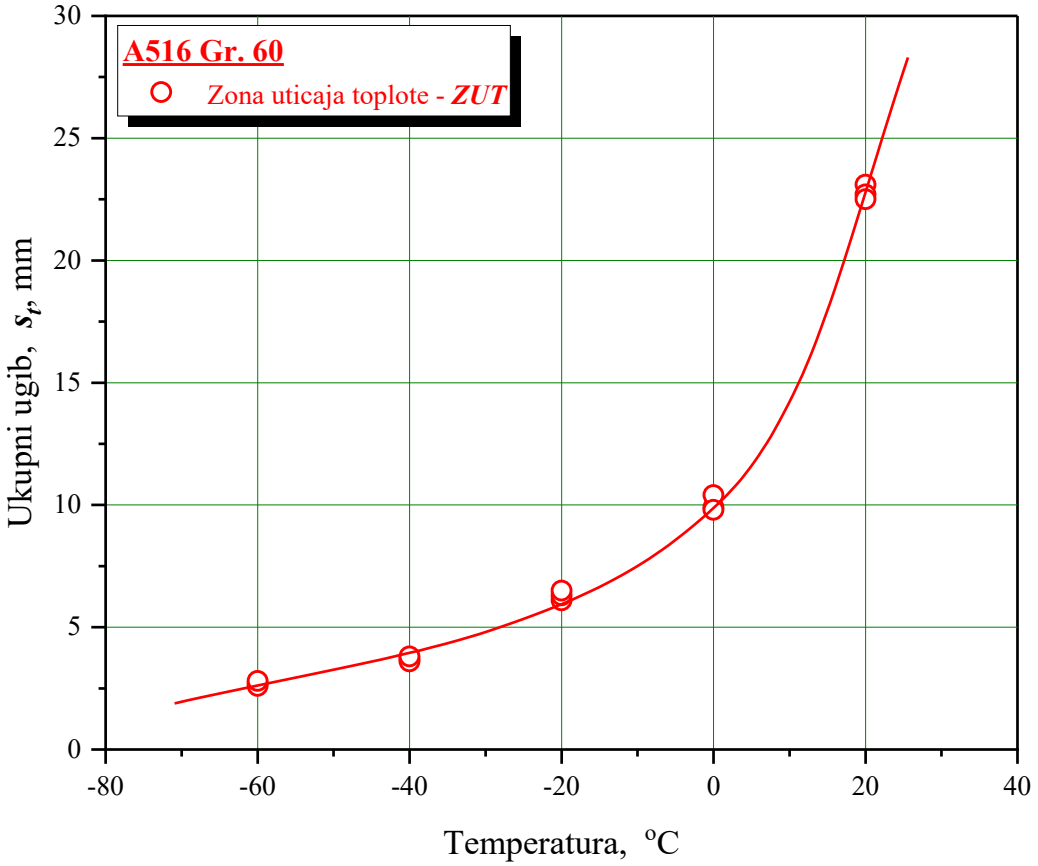
Угиб, s_t, представља вредност пређеног пута клатна од момента додира узорка до коначног лома. Ова вредност представља заначајан показатељ дуктилности металних материјала, и компоненти завареног споја. Стандард SRPS EN ISO 14556:2023 [57] је у тачки 9.4, дефинисао начин одређивања угиба s, односно укупног угиба s_t, као и компоненти укупног угиба, како је то дефинисано у тачки 3.2 истог стандарда.

Утицај температуре испитивања и места постављања ***V***-зареза на вредности угиба, s_t, је дат дијаграмски на сл. 5.86 за узорке са ***V***-зарезом у ***OM***, на сл. 5.87 за узорке са ***V***-зарезом у ***ZUT*** и на сл. 5.88 за узорке са ***V***-зарезом у ***MŠ***.

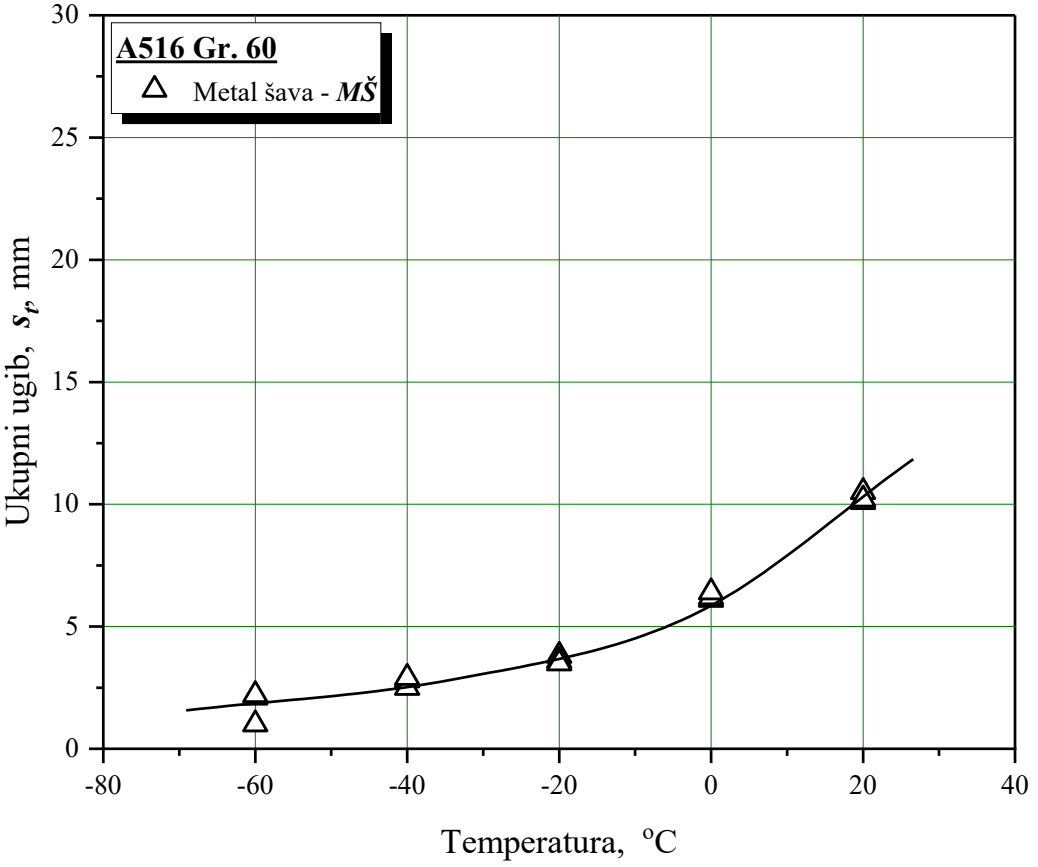
Анализирајући утицај температуре испитивања и места постављања ***V***-зареза код узорака ***OM*** и компоненти завареног споја ***ZUT*** и ***MŠ*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 на вредности угиба, s_t, може се констатовати да угиб, s_t, као важна компонента дуктилности материјала има сличну тенденцију као и укупна енергија удара, W_t, односно са снижењем температуре опадају вредности укупног угиба s_t.



Слика 5.86. Промена вредности укупног угиба s_t у зависности од температуре код *OM*



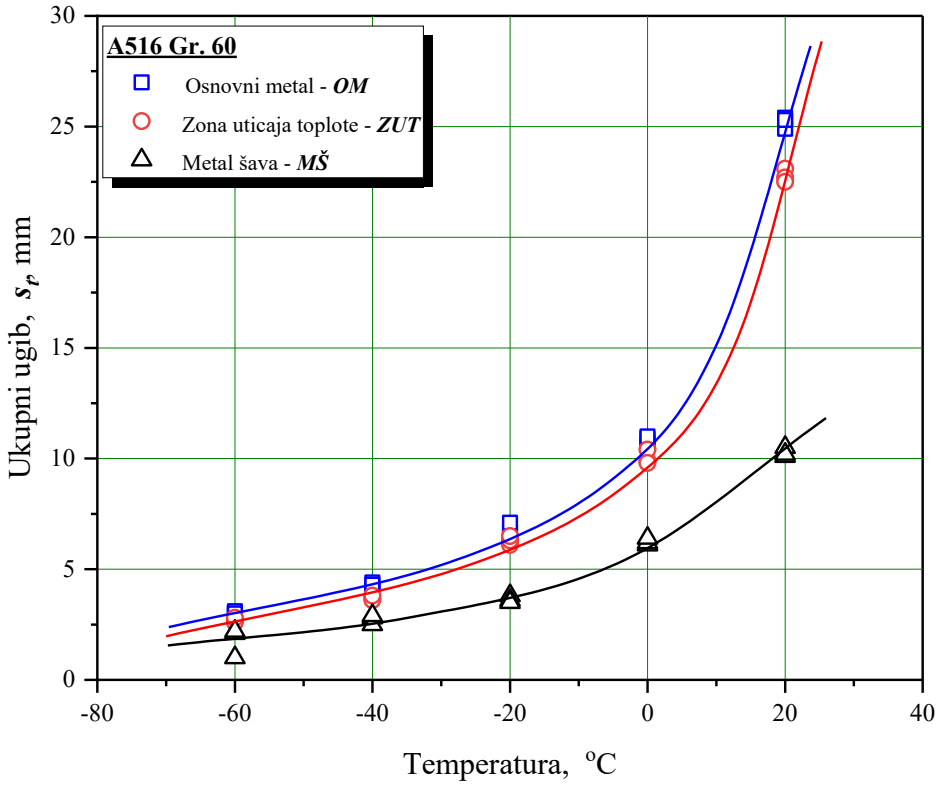
Слика 5.87. Промена вредности укупног угиба s_t у зависности од температуре код *ZUT*



Слика 5.88. Промена вредности укупног угиба s_t у зависности од температуре код *MŠ*

Највећи угиб, односно најбољу дуктилност, имају узорци са ***V***-зарезом у ***OM***. Хетерогеност структуре завареног споја је условила опадање вредности укупног угиба s_t, односно пад дуктилности код узорака са ***V***-зарезом у ***ZUT*** и ***MŠ***. Вредност угиба се код узорака са ***V***-зарезом у ***OM*** креће од 3mm на -60°C до 25.2mm на собној температури. Нешто мањи угиб је код узорака са ***V***-зарезом у ***ZUT*** и креће се од 2.7mm на -60°C до 22.7mm на собној температури. Најлошије вредности угиба имају узорци са ***V***-зарезом у ***MŠ***. Добијене вредности се крећу од од 1.8mm на -60°C до 10.3mm на собној температури.

Јасније и прегледније се утицај места постављања ***V***-зареза и температуре испитивања на вредности укупног угиба s_t, види на дијаграму сл. 5.89, где су приказани резултати за сва три типа узорака (***V***-зарез у ***OM***, ***ZUT*** и ***MŠ***). Разлике се крећу од 10% ако поредимо испитане узорке са ***V***-зарезом у ***OM*** и ***ZUT*** у корист узорака са ***V***-зарезом у ***OM***, до чак 150% ако поредимо испитане узорке са ***V***-зарезом у ***OM*** и ***MŠ***. Очито је да ливена структура ***MŠ*** има слабију дуктилност од пластично деформисаног ***OM***. Добијене вредности угиба као показатеља дуктилности нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, а и његових компоненти завареног споја, још јасније него **%*DL*** показују колико је битан утицај места постављања ***V***-зареза и температуре на дуктилне особине.



Слика 5.89. Промена вредности укупног угиба s_t у зависности од температуре и места постављања *V*-зареза

5.11. Испитивања променљивим оптерећењем основног метала и завареног споја челичних лимова A516 Gr. 60

Појава постепеног разарања материјала под дејством променљивог оптерећења назива се замор материјала. Замор је процес у коме се акумулирају оштећења у материјалу изложеном променљивом оптерећењу, које доводи до лома чак и када је највећи напон испод напона течења материјала. Реч "замор" је први употребио Weller 1858. године, ради описивања појаве лома осовина железничких вагона. До лома осовина железничких вагона је долазило при деловању променљивог оптерећења, прво иницирањем, а затим и ширењем прслине при напонима нижим од напона течења.

Откази који се јављају због замора материјала су по природи крти чак и код изразито дуктилних метала. Процес се одвија иницијацијом и ширењем прслине, а површина лома је окомита на смер примењеног оптерећења. Експериментална испитивања замора, које је на осовинама железничких вагона започео Велер средином 19. века, су била и остала основа за проучавање понашања материјала при дејству променљивог оптерећења. Велер је уочио зависност напона при заморном лому и одговарајућег броја циклуса оптерећења, која се исказује у виду тзв. "***Weller-ове криве***". Данас се таква крива дефинише као ***S-N*** крива, где је ***S*** просечни напон, а ***N*** број циклуса [64]. Велер је утврдио да је при променљивом оптерећењу амплитуда напона S_a (разлика горњег напона, S_g и доњег напона S_d у циклусу) важан, ако не и најважнији параметар динамичког оптерећења конструкције.

Након радова Weller-a, велики број истраживача је усмерио своја истраживања ка експерименталном сагледавању различитих параметара који утичу на заморно понашање материјала [64]. До данас су поједини резултати таквих испитивања нашли своје место у одговарајућим стандардима. Ипак, због сложене интеракције бројних утицајних фактора, ови стандарди се могу посматрати пре као полазна основа него као коначан оквир, што оставља простор за даља, детаљнија истраживања. Испитивања променљивим оптерећењем услед чега долази до замора материјала може да се генерално подели у две групе, и то:

- Испитивање високоцикличним променљивим оптерећењем;
- Испитивање нискоцикличним променљивим оптерећењем.

Високоцикличним променљивим оптерећењем се по правилу одређује трајна динамичка чврстоћа испитивањем глатких епрувета. Појам "**трајна динамичка чврстоћа**" дефинише максимални напон при коме неће доћи до појаве прслине код глатких конструкцијских облика. Обично се трајна динамичка чврстоћа дефинише при 10^7 циклуса, када су у питању челици, и одређује се за основни метал (***OM***). Када су у питању заварени спојеви (***ZS***), односно када су у питању уопште заварене челичне конструкције, одређује се "**динамичка чврстоћа**" при одређеном броју циклуса, која за заварене спојеве (***ZS***) износи $2x10^6$ циклуса. Број циклуса од $2x10^6$ за одређивање динамичке чврстоће код заварених спојева је уобичајен број циклуса који користе пројектанти код пројектовања заварених челичних конструкција [126].

Испитивања у циљу одређивања параметара високоцикличног променљивог оптерећења у највећем броју случајева се реализују испитивањем глатких епрувета. Међутим, данас се све већи број заварених спојева и заварених конструкцијских елемената и целих конструкција испитује без претходне обраде заварених спојева, односно испитују се реални заварени спојеви са реалном конструкцијом и геометријом (без машинске обраде лица и корена завареног споја).

Параметари нискоцикличног променљивог оптерећења (нискоцикличног замора) се одређују испитивањем глатких епрувета у условима константних пластичних деформација. Акумулација оштећења у виду образовања и раста микропрслина представља прву фазу разарања која се завршава када се спајањем микропрслина образују прслине. Прслине образоване при броју цилкуса $N < 10^4$ (10^5) резултат су нискоцикличног замора. Испитивања у циљу одређивања параметара нискоцикличног замора се искључиво раде на глатким епруветама, из простог разлога јер се ова испитивања раде у контроли деформације.

Када је реч о експлоатационим испитивањима, она се спроводе како на стандардизованим, тако и на реалним узорцима, и то у два основна облика:

- испитивање епрувета са уметнутим зарезом ради одређивања параметара механике лома;
- испитивање готових конструкцијских елемената.

Испитивања епрувета у вези са заморним понашањем могу бити усмерена на два различита циља:

- добијање стандардизованих вредности и података;
- испитивање утицаја једног или више параметара који условљавају заморно понашање.

С друге стране, приликом испитивања завршних конструкцијских облика примарни задатак је провера поузданости и функционалности целе конструкције у условима реалних променљивих оптерећења.

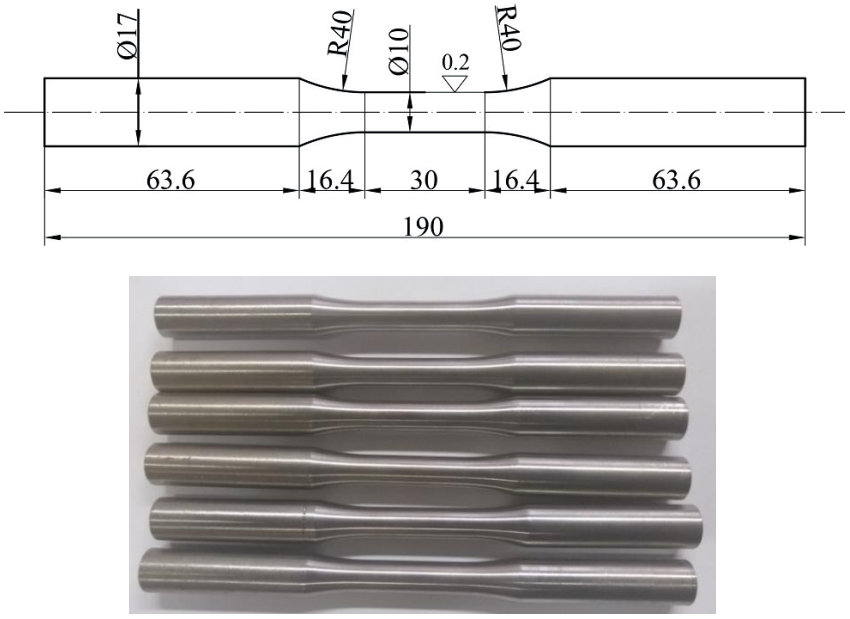
5.11.1. Високоциклично заморно испитивање

Понашање основног метала (***OM***) и сучеоно завареног споја (***ZS***) челичних лимова A516 Gr. 60 у условима деловања високоцикличног променљивог оптерећења испитивано је са циљем дефинисања карактеристичних тачака у ***S–N*** дијаграму (конструисање ***Weller-ове*** криве). Овим испитивањем одређена је трајна динамичка чврстоћа, S_f, за основни метал (***OM***), као и динамичка чврстоћа при 2×10^6 циклуса, S_{fz}, за заварени спој (***ZS***).На основу добијених ***S–N*** дијаграма може се утврдити гранична вредност напона при којој не долази до иницирања прслине на глаткој епрувети, као и број циклуса при којем се постиже трајна динамичка чврстоћа S_f за ***OM*** и одговарајућа вредност S_{fz} за ***ZS***.

Према важећем стандарду за ова испитивања, неопходно је користити већи број епрувета, при чему се за сваку изабрану амплитуду оптерећења са константним односом ***R*** мора обезбедити најмање 2–3 узорка. Оваква процедура је од суштинског значаја јер обезбеђује поузданост резултата и статистичку валидност добијених података [126].

Геометрија епрувете и поступак испитивања високоцикличним променљивим оптерећењем дефинисан је стандардом ISO 1099:2017**,** "*Metallic materials — Fatigue testing — Axial force-controlled method*" [154], и ASTM E466-21: "*Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials*" [70], као и препорукама струковних међународних организација овлашћених да дефинишу услове провере квалитета ***OM*** и ***ZS***. Геометрија и изглед епрувета за високоциклично заморно испитивање је дата на сл. 5.90. [154]

Најчешће коришћен стандард струковних организација за високоциклично заморно испитивање је укључен као званичан SRPS стандард, SRPS EN 6072:2013, "*Ваздухопловство — Метални материјали — Методе испитивања — Испитивање замора при константној амплитуди*", (Aerospace series - Metallic materials - Test methods - Constant amplitude fatigue testing) [155]. Овим европским стандардом дефинише се метода за одређивање података о замору металних материјала при константној амплитуди и ***S-N*** криве (***Weller-ове*** криве).



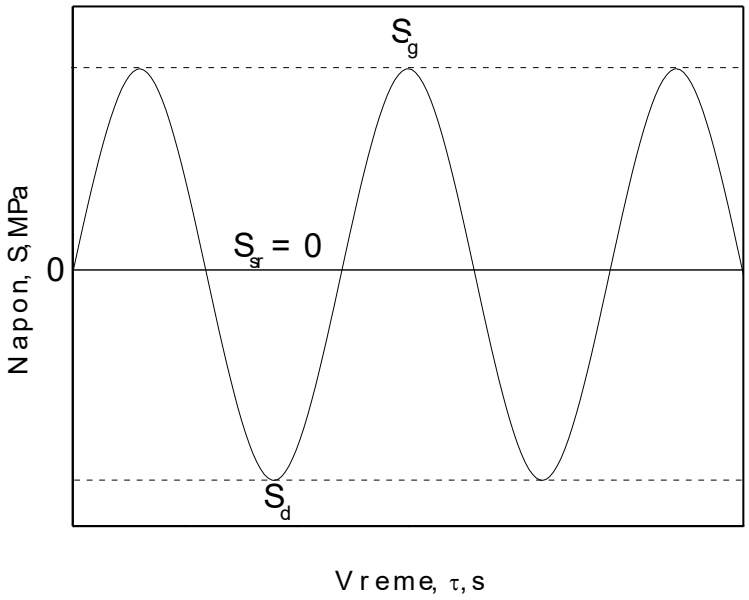
Слика 5.90. Епрувета за динамичка испитивања према стандарду ISO 1099

Такође, за верификацију и презентацију резултата високоцикличног заморног испитивања, користе се и следећи ASTM стандарди:

- ASTM E467-21: "*Standard Practice for Verification of Constant Amplitude Dynamic Forces in an Axial Fatigue Testing System*" [71], и
- ASTM E468-18: "*Standard Practice for Presentation of Constant Amplitude Fatigue Test Results for Metallic Materials*" [156].

Само испитивање је изведено на универзалном сервохидрауличном систему, који омогућава генерисање синусоидалног наизменичног оптерећења у интервалу од –100 kN до +100 kN. Средње вредности оптерећења и амплитуде бележене су са прецизношћу од ±10 N. Учестаност примењеног оптерећења подешена је на 40 Hz, што је било референтно за испитивања изведена на собној температури.

С обзиром на геометријске карактеристике узорака и потребу да се добије потпунија слика понашања материјала при променљивом оптерећењу, анализиран је критичан случај – наизменично променљиво затезање при односу $\boldsymbol{R} = -1$. Овај приступ омогућио је да се детаљније испита утицај најнеповољнијих услова на заморно понашање испитиваног челика. Шема деловања високоцикличног променљивог оптерећења је дата на сл. 5.91. [155]



Слика 5.91. Шема наизменично променљивог затезања R = 0,1

При испитивању високоцикличним променљивим оптерећењем се по правилу утврђује само број промена оптерећења до лома при дејству оптерећења константне амплитуде, и захтева се само податак о величини напона при којој не долази до лома после 10^7 циклуса за ***OM***, и $2\text{x}10^6$ циклуса за ***ZS***.

Резултати понашања ***OM*** и ***ZS*** при различитим амплитудама деловања променљивог оптерећења су приказани у таб. 5.21. Важно је напоменути да је код ***OM*** одређена вредност трајне динамичке чврстоће при 10^7 циклуса, а код ***ZS*** вредност динамичке чврстоће при $2\text{x}10^6$ циклуса. Такође, резултати испитивања су представљени и графички у облику ***Weller-ових*** кривих (***S-N*** дијаграми), сл. 5.92 за ***OM*** и сл. 5.93 за ***ZS***.

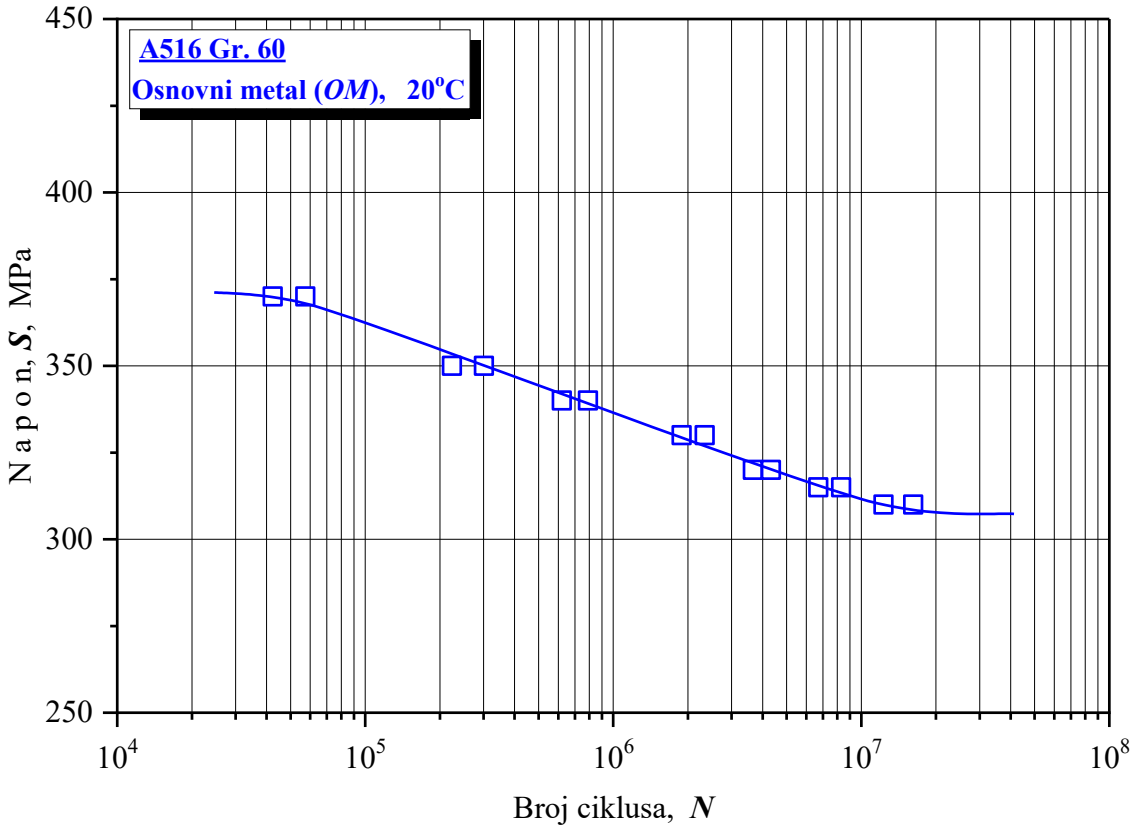
Анализирајући добијене резултате испитивања високоцикличног замора глатких епрувета са циљем конструисања ***Weller-ове*** криве и одређивања трајне динамичке чврстоће основног метала, $\boldsymbol{S_f}$, и динамичке чврстоће завареног споја $\boldsymbol{S_{fz}}$, видимо да при истим амплитудама оптерећења број циклуса до лома је већи код епрувета ***OM*** него код епрувета ***ZS***. То је сликовито приказано на сл. 5.94, где се јасно види карактер обе криве. Наиме,

крива на ***S-N*** дијаграму добијена испитивањем епрувета ***ZS*** је испод криве добијене испитивањем епрувета ***OM***, што је показатељ веће отпорности на деловање високоцикличног заморног оптерећења код епрувета ОМ, него код епрувета ***ZS***.

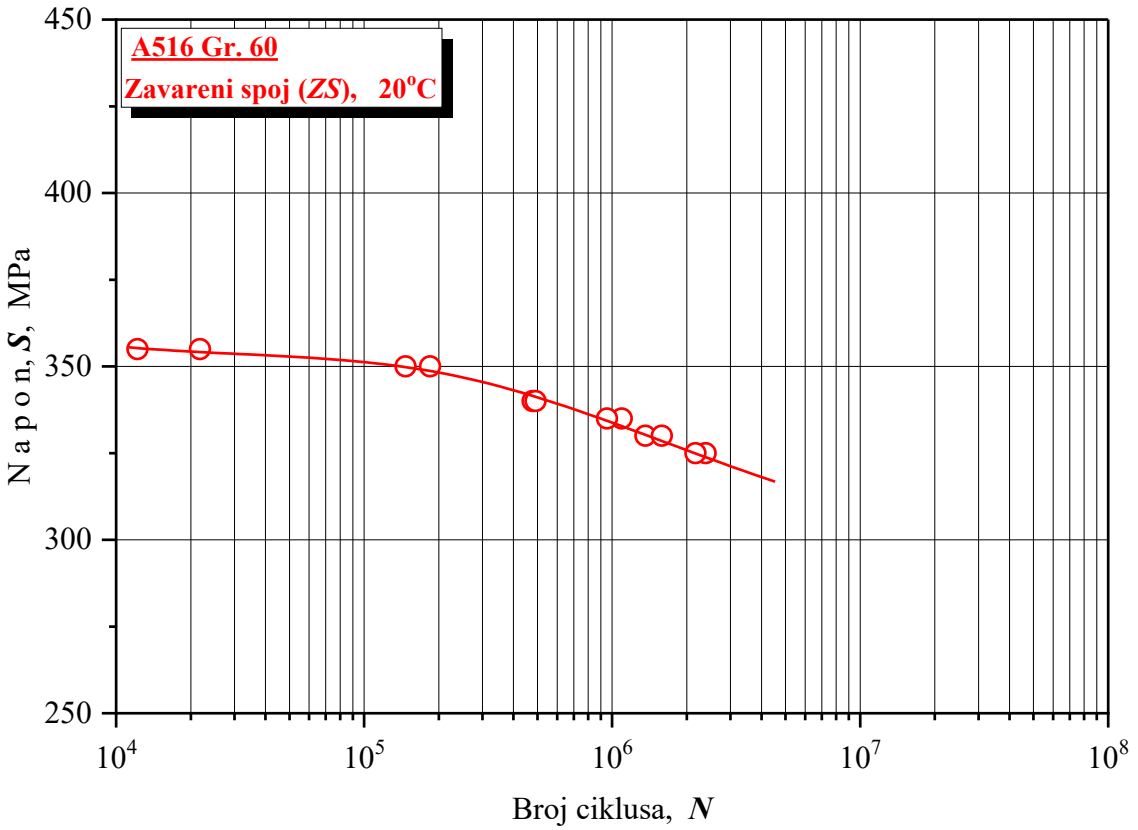
Табела 5.21. Резултати динамичких испитивања епрувета *OM* и *ZS*

Основни метал (*OM*)			**Заварени спој (*ZS*)**		
Ознака епрувете	**Напон *S*, MPa**	**Број циклуса, *N***	**Ознака епрувете**	**Напон *S*, MPa**	**Број циклуса, *N***
OM -1 - E	370	42300	***ZS -1 - E***	355	12200
OM -2 - E	370	57400	***ZS -2 - E***	355	21800
OM -3 - E	350	300900	***ZS -3 - E***	350	184600
OM -4 - E	350	223650	***ZS -4 - E***	350	147100
OM -5 - E	340	620600	***ZS -5 - E***	340	478200
OM -6 - E	340	791800	***ZS -6 - E***	340	491600
OM -7 - E	330	1889100	***ZS -7 - E***	335	1093500
OM -8 - E	330	2337500	***ZS -8 - E***	335	954100
OM -9 - E	320	3656200	***ZS -9 - E***	330	1363200
OM -10 - E	320	4327700	***ZS -10 - E***	330	1586400
OM -11 - E	315	6709300	***ZS -11 - E***	325	2385100
OM -12 - E	315	8294800	***ZS -12 - E***	325	2167900
OM -13 - E	310	12296200			
OM -14 - E	310	16186400			

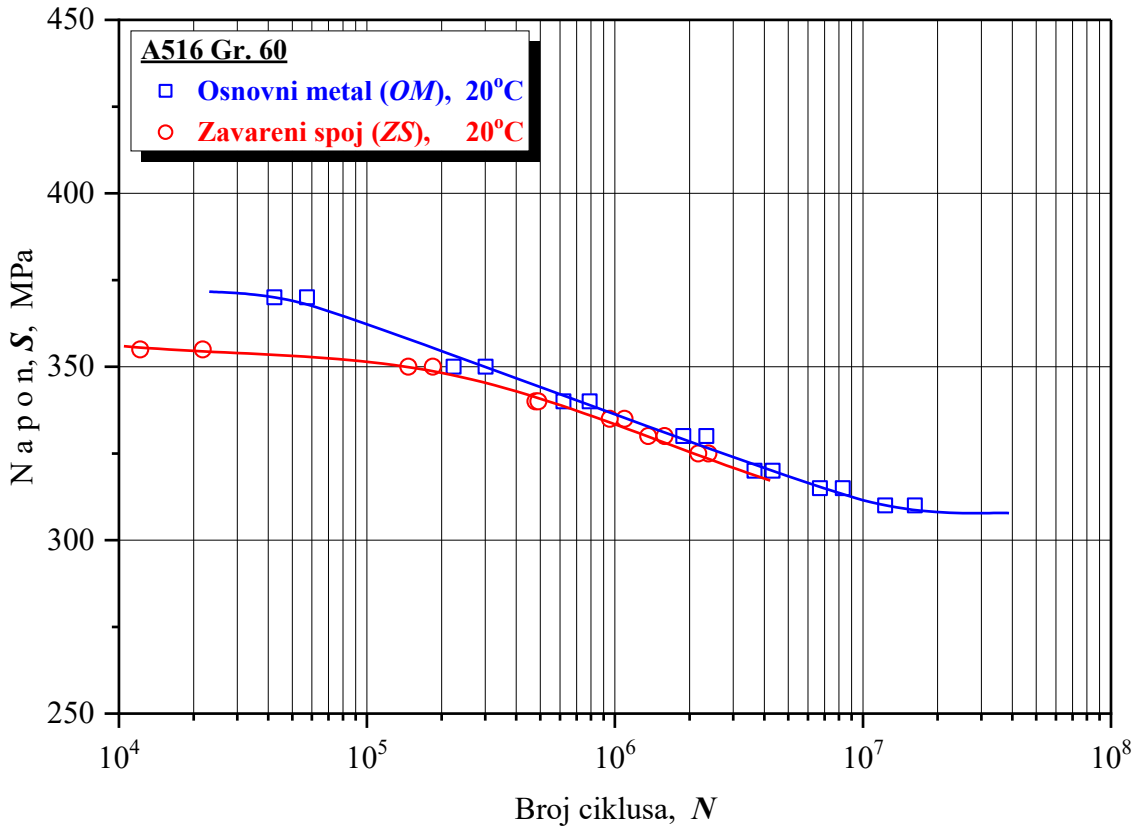
Напомена: Бројач циклуса на уређају је регистровао сваки 100-ти циклус.



Слика 5.92. *S-N* дијаграм епрувета основног метала (*OM*) испитаних на 20°C



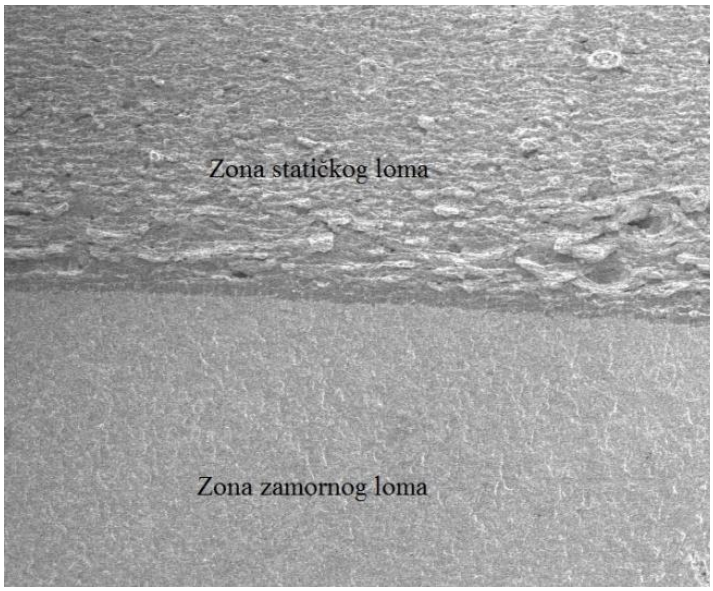
Слика 5.93. *S-N* дијаграм епрувета завареног споја (*ZS*) испитаних на 20°C



Слика 5.94. *S-N* дијаграми епрувета основног метала (*OM*) и завареног споја (*ZS*)

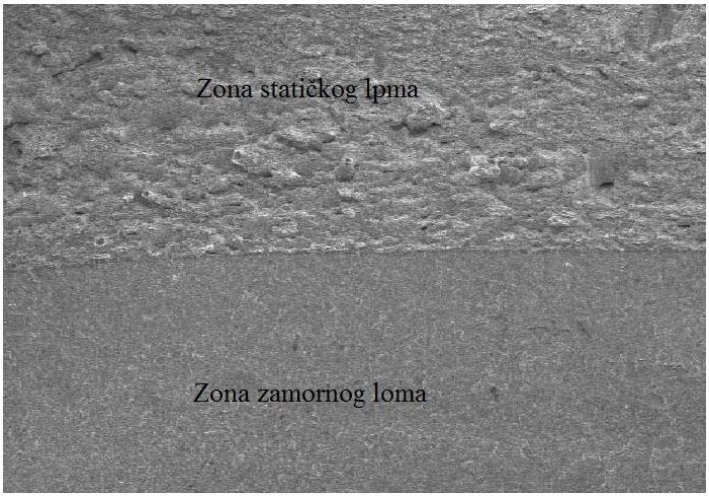
Трајна динамичка чврстоћа S_f, основног метала (***OM***) на собној температури је 312MPa. Код завареног споја су добијене нешто више вредности динамичке чврстоће S_{fz}, при $2x10^6$ циклуса, тако да је на собној температури вредност динамичке чврстоће 328MPa. Разлика између добијених вредности трајне динамичке чврстоће код основног метала и динамичке чврстоће при $2x10^6$ циклуса код завареног споја је резултат броја циклуса којима се излаже епрувета у току испитивања. Наиме, код основног метала вредност трајне динамичке чврстоће се одређује при 10^7 циклуса, а код завареног споја вредност динамичке чврстоће се одређује при $2x10^6$ циклуса.

Место лома код епрувета основног метала је карактеристичан лом услед деловања промењивог оптерећења. Светла зона преломне површине карактеристична за деловање промењивог оптерећења, односно лома услед замора материјала се јасно разликује од нешто тамније зоне преломне површине коначног статичког лома, што се јасно види на сл. 5.95.



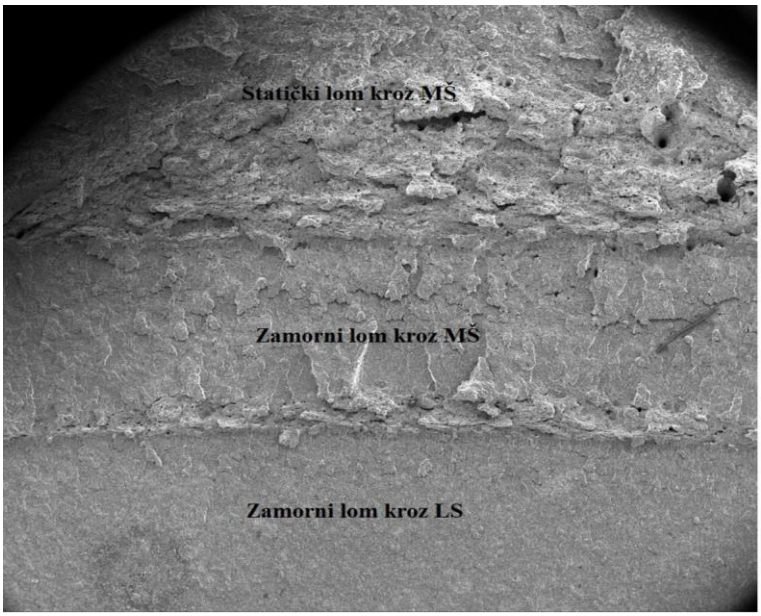
Слика 5.95. Преломна површина епрувете *OM*

Код епрувета завареног споја место лома епрувета је у зони завареног споја. При вишим оптерећењима до лома епрувете је дошло у зони линије стапања. То је посебно видљиво код епрувета где је амплитуда напона S_a била највећа, сл. 5.96. То су оптерећења од 360MPa и 350MPa.



Слика 5.96. Преломна површина епрувете *ZS* испитане на вишим амплитудама

Епрувете испитане на нижим оптерећењима су имале нешто другачији карактер лома. До иницијације прслине је дошло у зони линије стапања, али одмах после тога лом је наставио да се шири кроз метал шава, сл. 5.97.



Слика 5.97. Преломна површина епрувета *ZS* испитаних на нижим амплитудама

Како је испитивање рађено у контроли оптерећења, као први критеријум броја циклуса потребних за иницијацију прслине узели смо пад учестаности (фреквенце) за 5%. Други критеријум је број циклуса за завршетак испитивања, и узет је пад учестаности 20%. До процента пада учестаности од 20% смо дошли експериментално, Наиме, при паду учестаности од 20% високофреквентни пулзатор (уређај на коме су рађена испитивања високоцикличним променљивим оптерећењем) почиње неконтролисано да "вибрира". Ова појава може да буде опасна за сам уређај, без обзира што се сам пулзатор налази на бетонској коцки и на ваздушним јастуцима.

Уважавајући први критеријум на основу кога дефинишемо број циклуса потребних за иницијацију прслине, можемо констатовати да је та разлика при амплитуди од 350MPa око 58%, при амплитуди од 340MPa око 46%, а при амплитуди од 330MPa око 42%, у корист епрувета ***OM***. Видимо да је при вишим амплитудама та разлика већа, и што се ниво амплитуде смањује, смањује се и разлика броја циклуса потребних за иницијацију прслине код епрувета ***OM*** и ***ZS***. Хипотетички, за претпоставити је да би та разлика са смањењем амплитуде била све мања, и да би се при неком броју циклуса вероватно приближиле једна другој. Потенцијална разлика у броју циклуса потребних за иницирање прслине могла би да се тумачи евентуалној неуједначености квалитета површине епрувета или расипању резултата што је код динамичких испитивања увек присутно.

Ову констатацију потврђују и добијени експериментални резултати. Код испитивања епрувета основног метала (***OM***) утврђено је да је однос између вредности динамичке чврстоће при 2×10^6 циклуса и напона течења једнак 0,96. Другим речима, постигнута динамичка чврстоћа износи око 96% вредности напона течења. Слично томе, код испитивања епрувета завареног споја (***ZS***) утврђен је нешто нижи однос, од 0,91. То значи да овако одређена динамичка чврстоћа представља приближно 91% напона течења завареног споја.

Добијени резултати високоцикличног заморног испитивања епрувета ***OM*** и ***ZS*** су задовољавајући, односно добијене вредности трајне динамичке чврстоће код основног метала и динамичке чврстоће при $2x10^6$ циклуса код завареног споја су у односу на највиши ниво напона на линеарном делу криве напон - деформација доста високи. Овим резултатима показујемо да ***OM*** и ***ZS*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 има одличну отпорност на иницијацију, и пропагацију прслине у условима деловања високоцикличног заморног оптерећења.

5.11.2. Нискоциклично заморно испитивање

Испитивање отпорности на нискоциклични замор нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 је урађено са циљем да се добију заморне особине испитиваног челика при нискоцикличном оптерећењу (параметри нискоцикличног замора), а који су основа за процену нискоцикличног заморног века челичне конструкције, а у конкретном случају посуде под притиском (заварене конструкције) намењене за складиштење течног нафтног гаса.

Експериментално испитивање отпорности на нискоциклични замор је рађено на две групе епрувета, и то:

I група - Шест амплитудних нивоа константних деформација у опсегу $\Delta\varepsilon/2 = 0.3\%$ до 1.2% епрувета основног метала (***OM***) нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, испитаних на собној температури од 20°C, (ознака групе епрувета ***OM - E***), и

II група - Шест амплитудних нивоа константних деформација у опсегу $\Delta\varepsilon/2 = 0.3\%$ до 1.2% епрувета са завареним спојем попречно на правац увођења оптерећења (епрувете завареног споја - ***ZS***) нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 испитаних на собној температури од 20°C, (ознака групе епрувета ***ZS - E***).

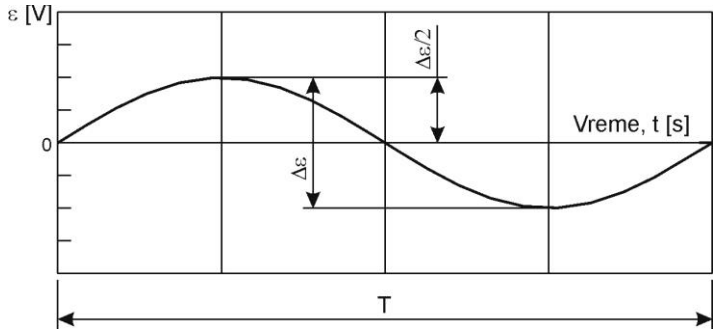
Поступак испитивања, као и облик и димензије епрувета су дефинисани стандардима ISO 12106-17: "*Metallic materials – Fatigue testing – Axial-strain-controlled method*" [157] и ASTM E606-18: "*Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing*" [158]. Испитивање је рађено аксијалним, једноосним, цикличним оптерећењем (затезање-притисак) у контроли деформација, са односом минималне и максималне деформације $R_\varepsilon = \varepsilon_{min}/\varepsilon_{max} = -1$, на универзалном сервохидрауличном систему, сл. 5.98. Облик, димензије и изглед испитиваних епрувета приказан је на сл. 5.90 и у складу је са стандардом ASTM E606-18 [158].

Слика 5.98. Универзални сервохидраулични систем

Закон контролисаних деформација дефинисан је синусном тригонометријском функцијом:

$$\varepsilon = \frac{\Delta\varepsilon}{2}\sin\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \tag{5.1.}$$

у којој разликујемо: амплитуду $\Delta\varepsilon/2$, време t изражено у секундама и период T такође изражен у секундама. Графичка илустрација закона контролисаних деформација, аналитички дефинисаног функцијом 5.1., дата је на сл. 5.99.



Слика 5.99. Графичка илустрација закона контролисаних деформација

Отпорност на нискоциклични замор је рађен на шест амплитудних нивоа деформација у опсегу $\Delta\varepsilon/2$ = 0.3% до 1.2% (0.3%, 0.5%, 0.8%, 1.0%, 1.1% и 1.2%). Вредности фреквенци f придружених тим нивоима, једнаке су реципрочним вредностима одговарајућих периода T. Основни подаци о режимима контролисаних деформација дати су у таб. 5.22. Ови подаци важе за обе испитиване групе епрувета (група епрувета ***OM-E*** и ***ZS-E***).

Табела 5.22. Основни подаци о режимима контролисаних деформација

Епрувета	$\Delta\varepsilon/2$, %	$\Delta\varepsilon/2$, mm/mm	Δl, mm	$\Delta\varepsilon$, %	T, s	f, Hz
Група епрувета *OM-E*						
OM-E-1	0.3	0.003	0.075	0.6	3	0.333
OM-E-2	0.5	0.005	0.125	1.0	5	0.200
OM-E-3	0.8	0.008	0.200	1.6	8	0.125
OM-E-4	1.0	0.010	0.250	2.0	10	0.100
OM-E-5	1.1	0.011	0.275	2.2	11	0.091
OM-E-6	1.2	0.012	0.300	2.4	12	0.083
Група епрувета *ZS-E*						
ZS-E-1	0.3	0.003	0.075	0.6	3	0.333
ZS-E-2	0.5	0.005	0.125	1.0	5	0.200
ZS-E-3	0.8	0.008	0.200	1.6	8	0.125
ZS-E-4	1.0	0.010	0.250	2.0	10	0.100
ZS-E-5	1.1	0.011	0.275	2.2	11	0.091
ZS-E-6	1.2	0.012	0.300	2.4	12	0.083

Кључне релације за анализу нискоцикличног замора су:

- Циклична напонско деформациона крива, и
- Крива деформација - век.

Ове релације дефинишу еласто - пластичне деформације као и нелинеарну зависност напона и деформација као његове главне особине. Методологија добијања резултата испитивања

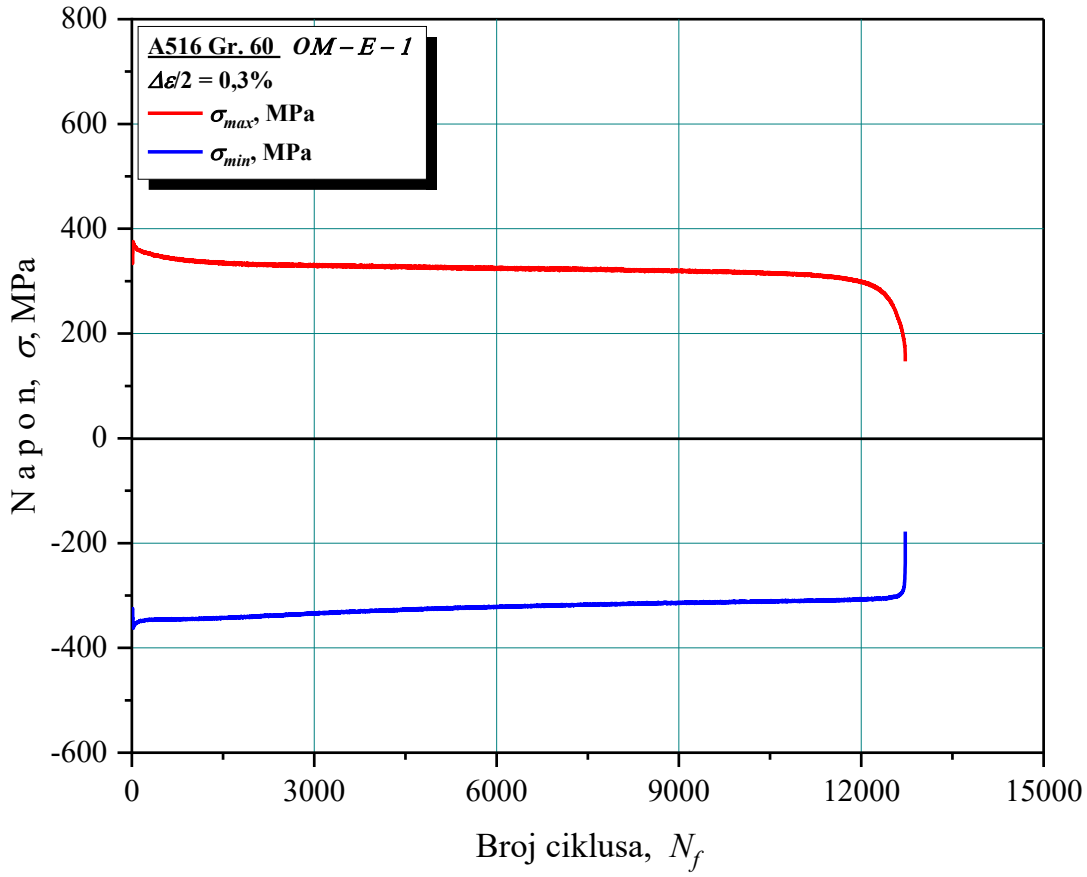
отпорности нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 при нискоцикличном замору експерименталним путем, подразумева одређену процедуру, коју чине следећи кораци:

- Одређивање криве екстремних вредности напона;
- Одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f;
- Дефинисање стабилизоване хистерезе (одређивање полураспона деформација, на основу чега одређујемо минималну и максималну вредност напона);
- Одређивање модула еластичности;
- Одређивање циклично и монотоно напонско - деформационе криве у циљу оцене цикличног понашања испитиваног материјала (у конкретном случају у питању је нисколегирани угљенични челик A516 Gr. 60);
- Одређивање линеаризоване еластичне и пластичне компоненте криве деформација - век;
- Конструисање криве деформација - век.

5.11.2.1. Испитивање основног метала (ОМ) челика A516 Gr. 60 при нискоцикличном замору

5.11.2.1.1. Одређивање криве екстремних вредности напона

Екстремне вредности напона (σ_{max} и σ_{min}) представљају горње и доње тачке хистерезе на кривој напон - деформација. Коришћењем програма ORIGIN и филтрирањем регистрованих података, издвојене су максималне и минималне вредности напона, који су послужили за израду дијаграма екстремних напона. Карактеристичан дијаграм екстремних напона за епрувету из групе ***ОМ - Е***, ознаке ***ОМ - Е - 1*** је приказан на сл. 5.100. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 4**.



Слика 5.100. Дијаграм екстремних напона за епрувету *OM - E - 1*

5.11.2.1.2. Одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f

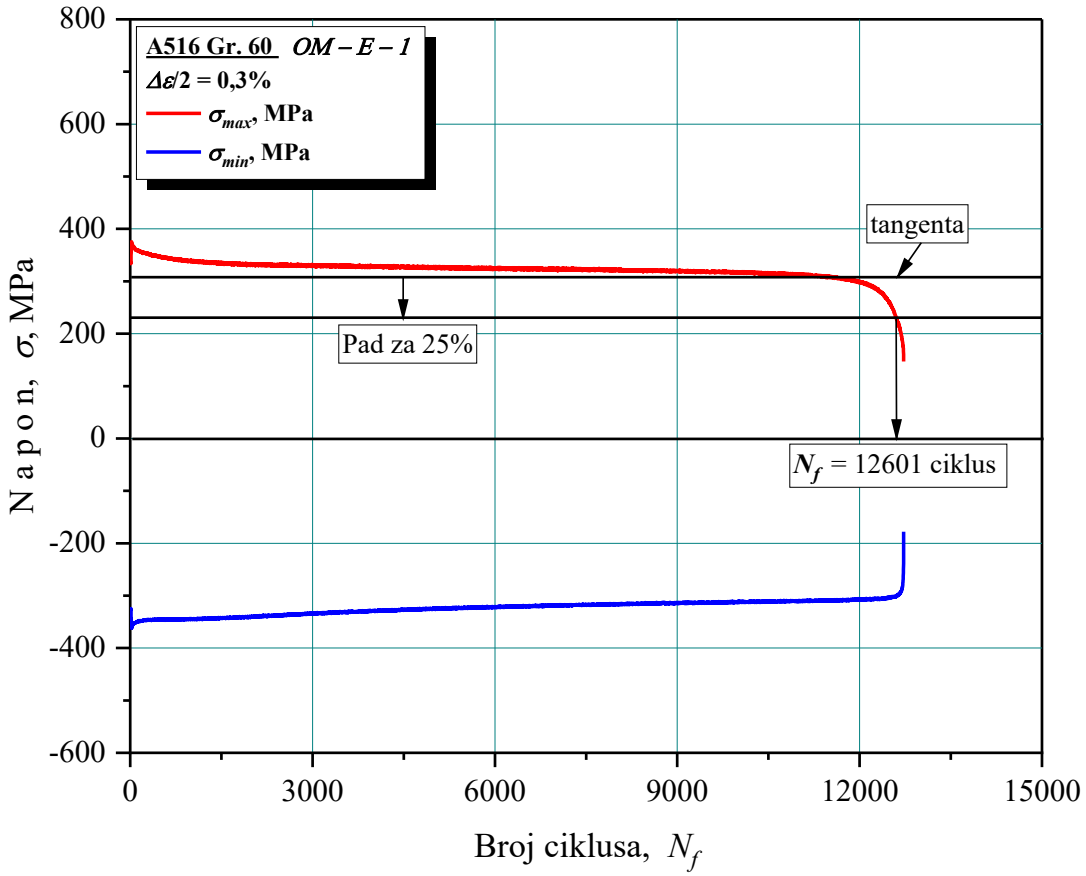
Одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f је важно због дефинисања и конструисања стабилизоване хистерезе, која је основа за одређивање и израчунавање параметра нискоцикличног замора.

Стандард ISO 12106-17 [157] је дефинисао процедуру за одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f. Број циклуса се одређују из кривих екстремних вредности напона. На овим кривима се јасно види промена напона при различитим деформационим нивоима. Уочљив је константан пад напона са повећањем броја циклуса, односно долази до слабљења материјала.

Процедура подразумева да се прво дефинише тангента на кривој позитивних екстремних вредности напона. Из тачке додира тангенте и криве екстремних вредности је повучена нормална на ординату где се очитава вредност напона. Затим се та вредност сходно препоруци стандарда ISO 12106-17 умањује за 25%. Наиме, вредности умањења напона

испод 25% дају веће грешке и одступања [131]. На крају, је из тачке пресека хоризонталне праве, добијене умањењем за 25%, и криве екстремних вредности напона, спуштена нормала на апсцису и очитана вредност која представља број циклуса до иницирања прслине N_f.

Графички приказ одређивања броја циклуса до иницирања прслине, N_f, за епрувету ознаке ***Epr. OM - E - 1*** сходно тумачењима стандарда **ISO 12106-17** је приказан на сл. 5.101.



Слика 5.101. Графички приказ одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f за епрувету ознаке *OM - E - 1*

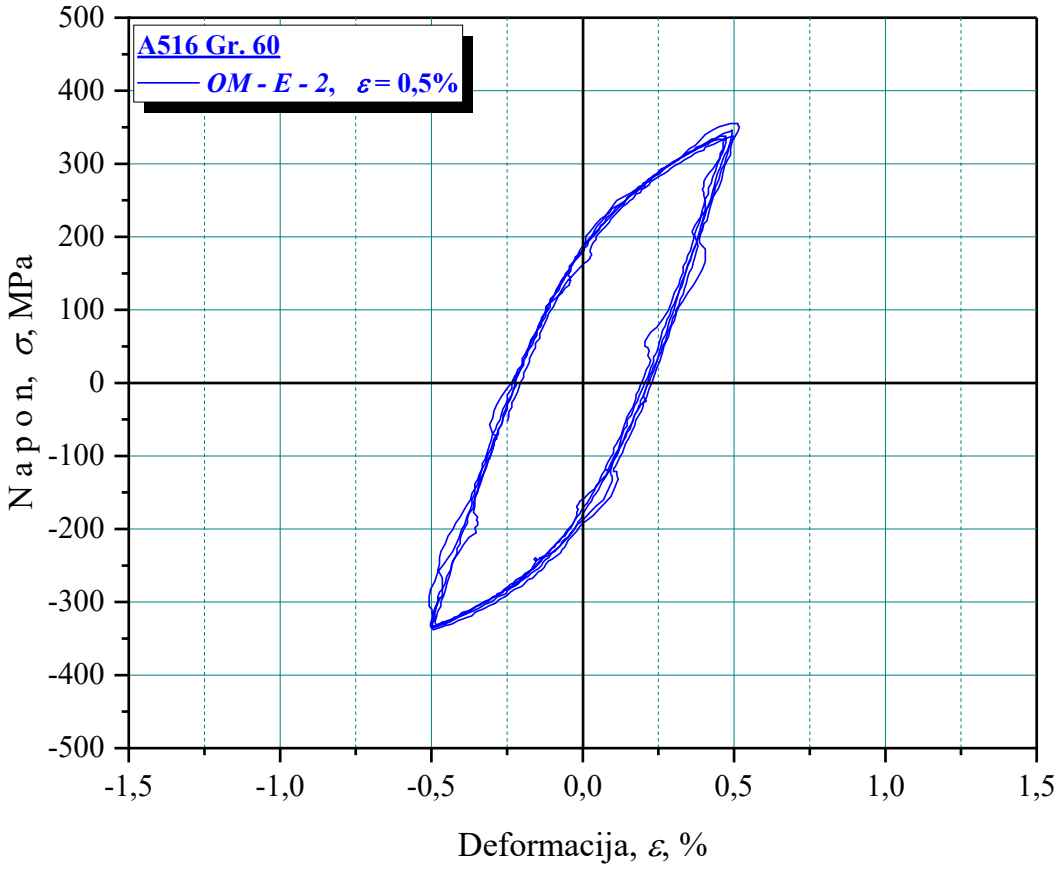
5.11.2.1.3. Дефинисање стабилизоване хистерезе

Оба коришћена стандарда, ISO 12106-17 [157] и ASTM E606-18 [158] дефинишу процедуру одређивања стабилизоване хистерезе. Она се одређује при броју циклуса N_s, што представља 50% броја циклуса до иницирања прслине, N_f. Вредности броја циклуса до иницирања прслине, N_f и броја циклуса при којој се дефинише стабилизована хистереза N_s, су дати у таб. 5.23.

Табела 5.23. Вредности N_f и N_s за епрувете групе *OM-E* челика A516 Gr. 60

Ознака епрувете	Амплитуда деформације, □□/2, %	Број циклуса до иницирања прслине, N_f	Број циклуса за дефинисање стабилизирајуће хистерезе, N_s
OM - E - 1	0,3	12601	6301
OM - E - 2	0,5	5229	2615
OM - E - 3	0,8	1216	608
OM - E - 4	1,0	742	371
OM - E - 5	1,1	393	197
OM - E - 6	1,2	314	157

Након одређеног броја циклуса за дефинисање стабилизоване хистерезе N_s, из снимљених података испитивања (Подаци са испитивања сваке епрувете су регистровани помоћу посебно припремљеног софтвера на рачунару) су конструисани стабилизовани хистерези. Карактеристичан дијаграм стабилизоване хистерезе за епрувету из групе ***OM - E*** ознаке ***OM - E - 2*** је приказан на сл. 5.102. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 4**.



Слика 5.102. Стабилизована хистереза епрувете *OM - E - 2*

На свакој стабилизованој хистерези дефинисане су амплитуде еластичне и пластичне деформације, као и вредности максималног и минималног напона заједно са амплитудом напона (средња вредност σ_{max} и σ_{min}). Подаци са стабилизованих хистереза, допуњени са подацима о броју циклуса до иницирања напрслине N_f, су за епрувете из групе ***OM - E*** дати у таб. 5.24.

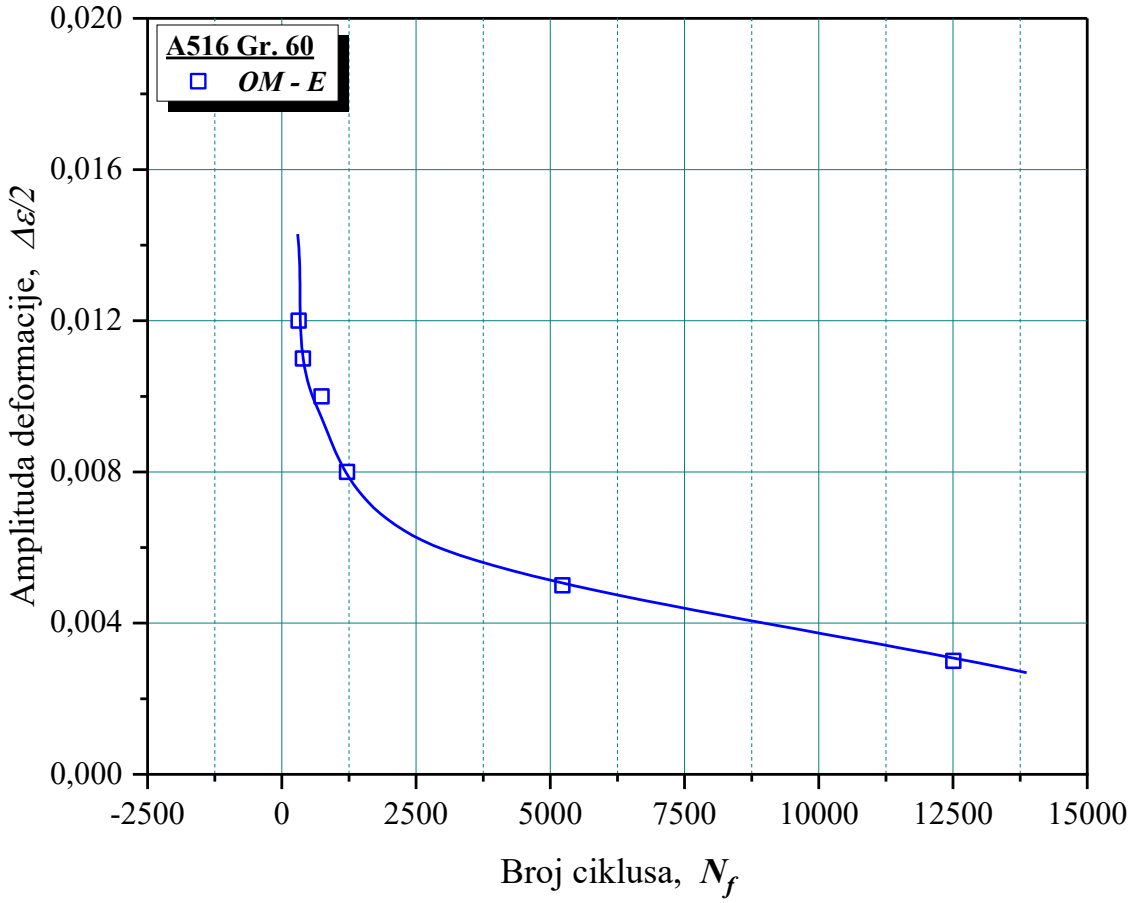
На основу експерименталних вредности издвојених из стабилизованих хистереза добијене су следеће зависности:

- Амплитуда деформације $\Delta\varepsilon/2$ - број циклуса до иницирања прслине N_f, и
- Амплитуда напона $\Delta\sigma/2$ - број циклуса до иницирања прслине N_f.

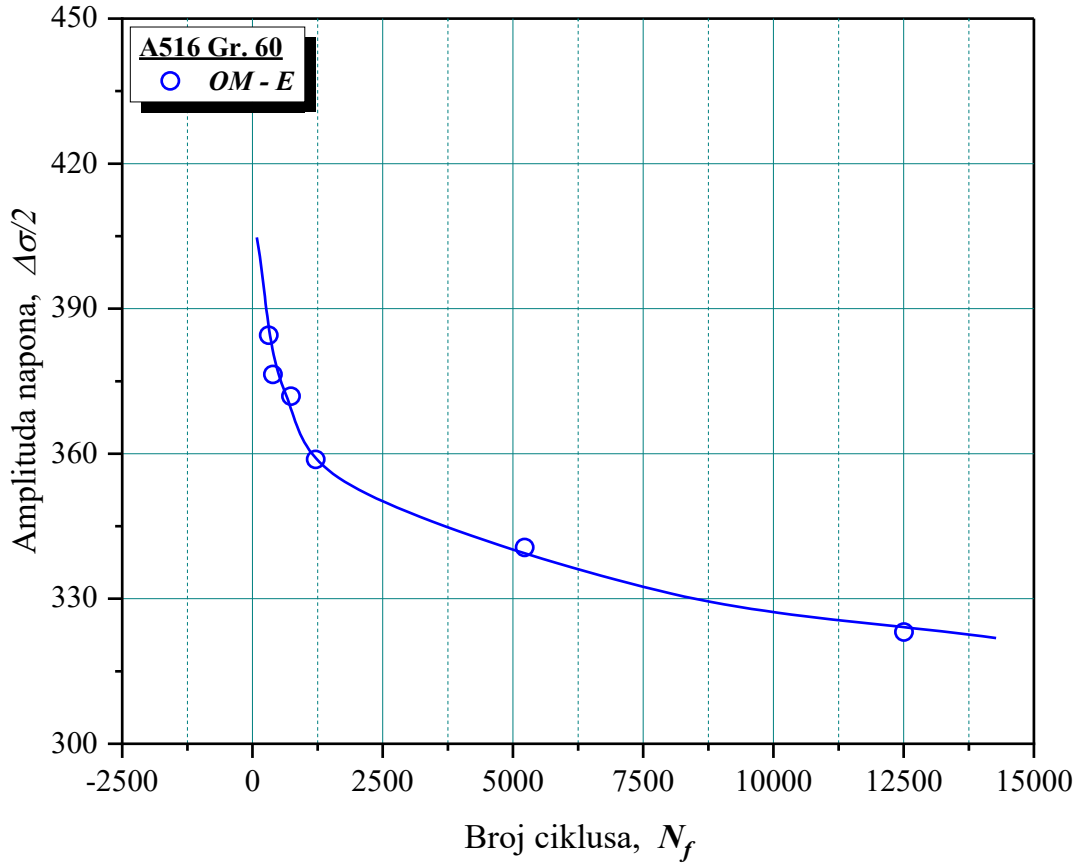
Ове зависности су за епрувете из групе ***OM - E*** приказане на сл. 5.103 и 5.104.

Табела 5.24. Подаци са стабилизованих хистереза за групу епрувета ознаке *OM-E*

Ознака епрувете	$\Delta\varepsilon/2$	σ_{max}, **MPa**	σ_{min}, **MPa**	$\Delta\sigma/2$, **MPa**	$\Delta\varepsilon_e/2$	$\Delta\varepsilon_p/2$	N_f
1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**
OM - E - 1	0.003	326,5	-319.7	323.1	0.00156	0.00144	12506
OM - E - 2	0.005	344.1	-337.1	340.6	0.00165	0.00335	5229
OM - E - 3	0.008	358.2	-359.3	358.8	0.00173	0.00627	1216
OM - E - 4	0.010	373.0	-370.7	371.9	0.00180	0.00820	742
OM - E - 5	0.011	377.8	-374.9	376.4	0.00182	0.00918	393
OM - E - 6	0.012	384.2	-384.7	384.5	0.00186	0.01014	314



Слика 5.103. Зависност *Δε/2 – N_f за* епрувете из групе *OM – E*



Слика 5.104. Зависност $\Delta\sigma/2$ - N_f за епрувете из групе *OM - E*

5.11.2.1.4. Одређивање модула еластичности

Стандард **ASTM E606-18** је прописао процедуру за одређивање модула еластичности. Графички поступак одређивања модула еластичности ***E*** на основу ***Hooke-овог*** закона приказан је у Поглављу 3 на сл. 3.35 и 3.38. У математичком смислу, ***E*** дефинисан као однос амплитуде напона, $\Delta\sigma/2$ и одговарајуће амплитуде еластичне деформације, $\Delta\varepsilon_e/2$.

Модул еластичности, ***E***, као коефицијент пропорционалности за компоненту еластичне деформације фигурише у ***Ramberg-Osgood*** релацији (циклично напонско деформациона крива) и ***Coffin-Manson-овој*** релацији (крива деформација - век) и за сваку епрувету је одређен према стандарду ASTM E606-18 [158]. Као параметар отпорности материјала, дефинисан при пропорционалном порасту силе, када се епрувета деформише, у случају испитивања материјала на нискоциклични замор, добијен је коришћењем стабилизоване хистерезе.

Међутим, анализом првог и осталих циклуса хистерезисне петље уочава се промена крутости материјала што проузрокује и промену модула еластичности $\boldsymbol{E}$. То је међу првима уочио Боронски [76]. Даљом анализом хистерезисне петље, уочено је да она не поседује линеарно-еластични део, што повећава број могућности коришћења $\boldsymbol{E}$, што се јасно види на сл. 3.35. Дакле, са сл. 3.38 се види да постоје статички ($\boldsymbol{N}$ = 1), а са сл. 3.35 и динамички модул еластичности. Генерално, за циклично напонско - деформациону криву и криву деформација - век стандард ASTM E606-18 је дефинисао динамички модул еластичности израчунат на стабилизованим хистерезама док за монотону напонско - деформациону криву се користе прве четвртине циклуса $\boldsymbol{N}$ = 1.

На основу објашњења добијања еластичне и пластичне деформације за образовање монотоне криве добијен је статички модул еластичности, аналогно релацији $\boldsymbol{E = \sigma/\varepsilon_e}$. У таб. 5.25. дате су вредности статичког модула еластичности $\boldsymbol{E_s}$ израчунатог из првог циклуса $\boldsymbol{N}$ = 1, и динамичког модула еластичности $\boldsymbol{E_d}$, израчунатог за сваку стабилизовану хистерезу. На крају су израчунате средње вредности $\boldsymbol{E_{s.sr}}$ и $\boldsymbol{E_{dsr}}$.

Табела 5.25. Вредности статичког и динамичког модула еластичности

Ознака епрувете	σ, MPa	ε_e, mm/mm	ε_p mm/mm	Статички модул еластичности, E_s, MPa	Динамички модул еластичности, E_d, MPa
1	2	3	4	5	6
OM - E - 1	351.5	0.0027	0.0003	226340	201415
OM - E - 2	355.9	0.0029	0.0021	228156	206160
OM - E - 3	364.1	0.0031	0.0049	219984	210743
OM - E - 4	375.4	0.032	0.0068	227664	209150
OM - E - 5	380.5	0.032	0.0078	225531	214103
OM - E - 6	387.6	0.033	0.0087	218513	200145
Средња вредност:				**224365**	**206953**

Анализом резулата добијених вредности статичког и динамичког модула еластичности, уочено је да је динамички модул еластичности нижи од статичког модула еластичности јер се вредност модула смањује са бројем циклуса и означава слабију линеарност еластичног дела хистерезисне петље.

Упркос претходном, важно је напоменути да било која изабрана вредност модула еластичности $\boldsymbol{E}$ не утиче на дијаграме заморног века и циклично напонско - деформационе

дијаграме. Вредност модула еластичности ***E*** утиче на опис материјала квантитативно, не производи значајне инжењерске грешке у прорачуну и не утиче значајно на крајњи резултат. Самим тим у даљим испитивањима при нискоцикличном замору коришћена је средња вредност динамичког модула еластичности добијена из стабилизоване хистерезе.

5.11.2.1.5. Поређење цикличне и монотоне напонско - деформационе криве за OM - E

У таб. 5.24 су дате вредности са стабилизованих хистереза и вредности броја циклуса до иницирања прслине N_f за епрувете основног метала (***OM***) нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, испитаних на 20°C (група епрувета ознаке ***OM - E***).

Обрадом података у колонама 5 (амплитуда напона $\Delta\sigma/2$) и 7 (амплитуда пластичне деформације $\Delta\varepsilon_p/2$) садржаних у таб. 5.24, применом метода најмањих квадрата ORIGIN корисничког софтвера, у лог-лог координатном систему, добијена је линеаризована степена функција амплитуда напона, $\Delta\sigma/2$ – амплитуда пластичне деформације, $\Delta\varepsilon_p/2$, дефинисана једначином праве, сл. 5.105:

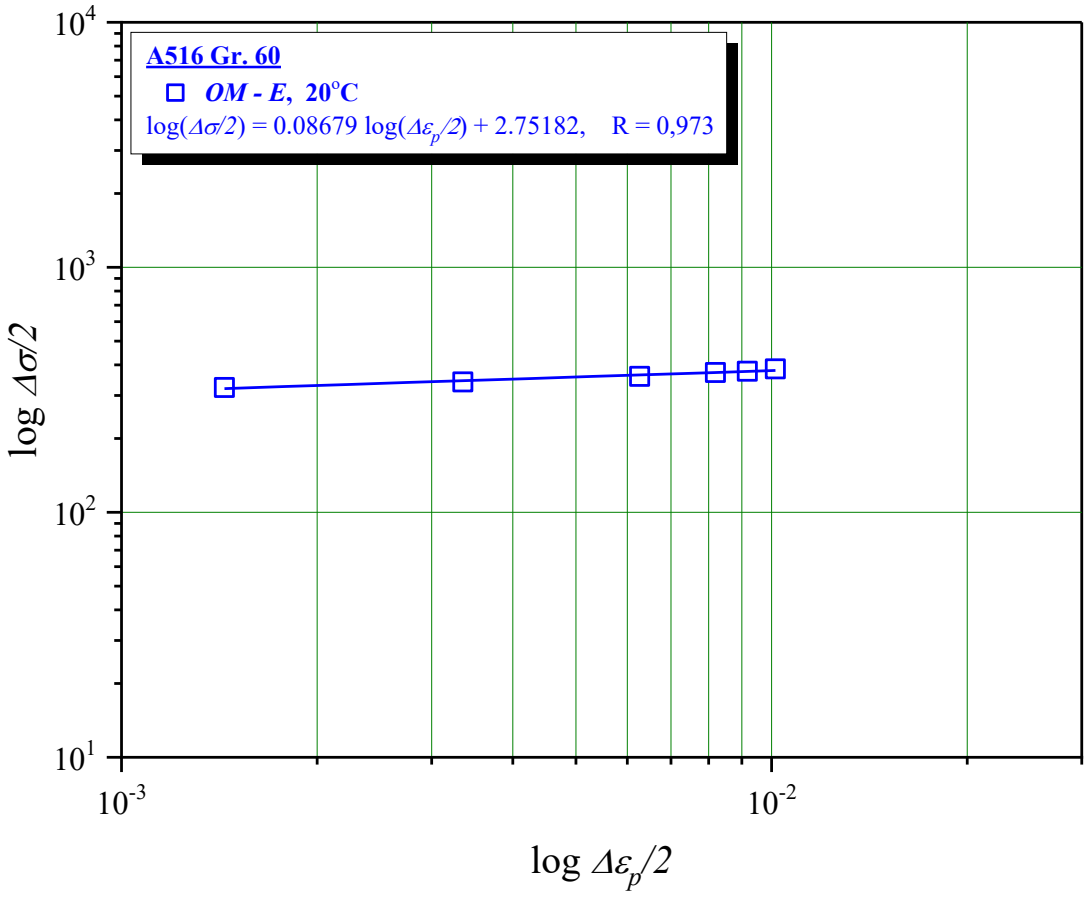
$$\log\frac{\Delta\sigma}{2} = 0{,}08679\cdot\log\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} + 2{,}75182 \qquad (5.2.)$$

из које су, с обзиром на општи облик ове једначине (једн. 3.40.) одређене вредности n' и K', таб. 5.26.

На идентичан начин је одређена линеаризована степена функција напон, σ - пластична деформација, ε_p, потребна за одређивање монотоних карактеристика, експонент монотоног деформационог ојачавања, n и коефицијент монотоне чврстоће, **K**. Ова линеаризована степена функција је проистекла из ***Ramberg-Osgood-ове*** релације за монотону напонско - деформациону криву.

Табела 5.26. Цикличне и монотоне карактеристике челика A516 Gr. 60

Цикличне карактеристике	Експонент цикличног деформационог ојачавања, n'	– 0,08679
	Коефицијент цикличне чврстоће, K', MPa	– 564,7
Монотоне карактеристике	Експонент монотоног деформационог ојачавања, n	– 0,02576
	Коефицијент монотоне чврстоће, K, MPa	– 427,3



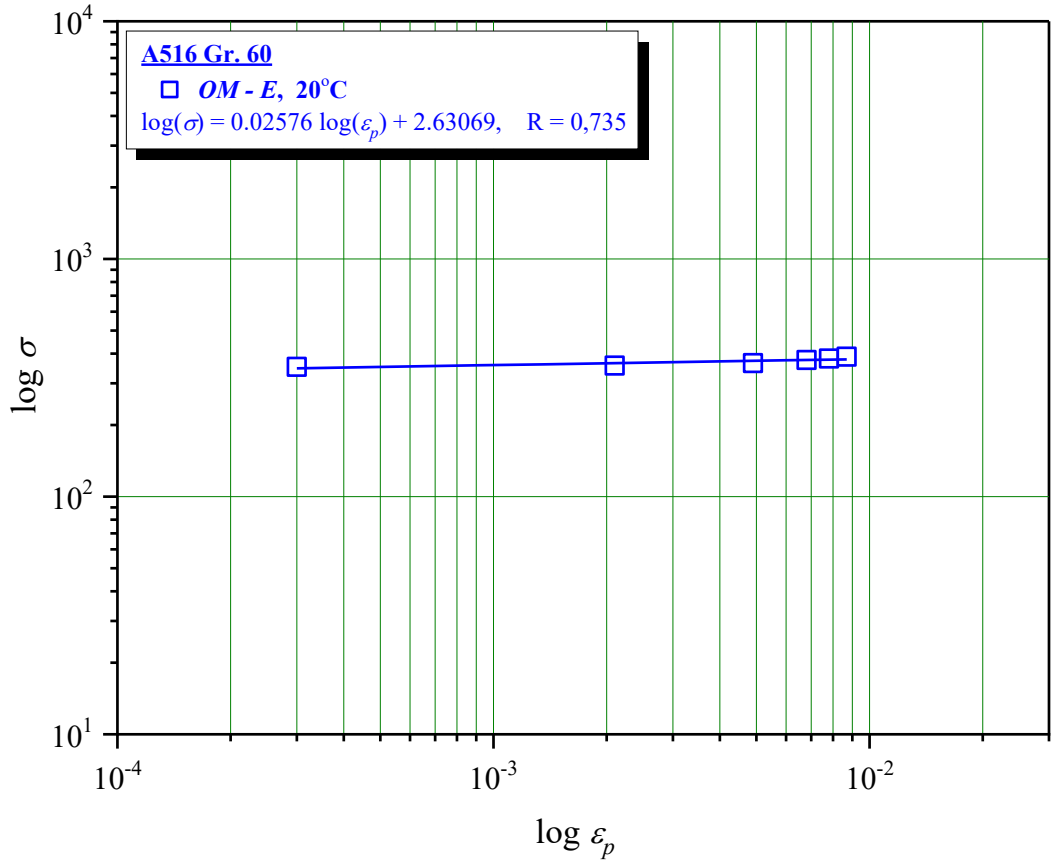
Слика 5.105. Дијаграм log(*Δσ/2*) – log(*Δεp/2*) *OM - E* челика A516 Gr. 60

Обрадом података из колона 2 (напон σ) и 4 (пластична деформација ε_p) у таб. 5.25 применом метода најмањих квадрата ORIGIN корисничког софтвера, у лог-лог координатном систему добијена је линеаризована степена функција напон σ - пластична деформација ε_p (сл. 5.106), дефинисана једначином праве облика $y=kx+n$:

$$\log\sigma = 0{,}02576 \cdot \log\varepsilon_p + 2{,}63069 \qquad (5.3.)$$

из које су, с обзиром на општи облик ове једначине 3.44а одређене вредности n и K, таб. 5.26.

Подаци добијени из линеаризованих степених функција амплитуда напона, $\Delta\sigma/2$ – амплитуда пластичне деформације, $\Delta\varepsilon_p/2$, и напон σ - пластична деформација ε_p, су искоришћени за формирање ***Ramberg-Osgood-ових*** једначина за цикличну напонско-деформациону криву и за монотону напонско-деформациону криву.



Слика 5.106. Дијаграм log(σ) – log(ε_p) *OM - E* челика A516 Gr. 60

Користећи вредности цикличних и монотоних карактеристика из таб. 5.26, на основу општих једначина, 3.41 и 3.43, добијене су једначина цикличне напонско-деформационе криве:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0{,}00000483 \cdot \frac{\Delta\sigma}{2} + \left(0{,}00177 \cdot \frac{\Delta\sigma}{2}\right)^{\frac{1}{0{,}08679}} \tag{5.4.}$$

и једначина монотоно напонско-деформационе криве.

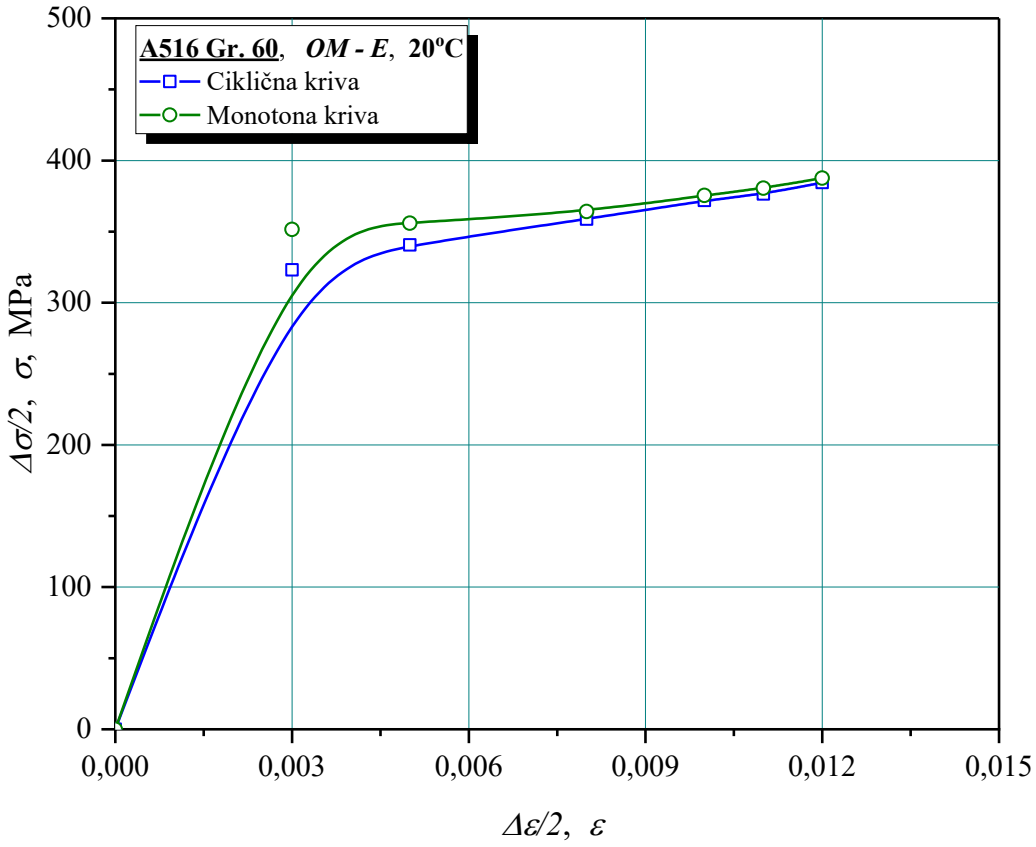
$$\varepsilon = 0{,}00000483 \cdot \sigma + \left(0{,}00234 \cdot \sigma\right)^{\frac{1}{0{,}02576}} \tag{5.5.}$$

Циклична напонско - деформациона крива представља зависност амплитуде напона $\Delta\sigma/2$ од амплитуде укупне деформације $\Delta\varepsilon/2$. За дефинисање ове криве користе се експериментално одређене стабилизоване хистерезе. Амплитуда укупне деформације $\Delta\varepsilon/2$, једнака је збиру еластичне $\Delta\varepsilon_e/2$ и пластичне компоненте $\Delta\varepsilon_p/2$. Еластична компонента се применом ***Hooke-овог*** закона може изразити у облику:

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} \tag{5.6.}$$

где је ***E*** модул еластичности.

Циклична и монотоно напонско - деформациона крива приказане су на сл. 5.107.



Слика 5.107. Циклична и монотоно напонско-деформациона крива за *OM - E* челика A516 Gr. 60

5.11.2.1.6. Дефинисање линеаризоване еластичне и пластичне компоненте криве деформација - век

Обрадом података из колона 6 (амплитуда еластичне деформације $\Delta\varepsilon_e/2$) и 8 (број циклуса до иницирања прслине N_f), односно колона 7 (амплитуда пластичне деформације $\Delta\varepsilon_p/2$) и 8 (број циклуса до иницирања прслине N_f), датих у таб. 5.24, такође применом метода најмањих квадрата ORIGIN корисничког софтвера, у лог-лог координатним системима (сл. 5.108 и 5.109), добијене су линеаризована еластична и линеаризована пластична компонента основне криве нискоцикличног замора.

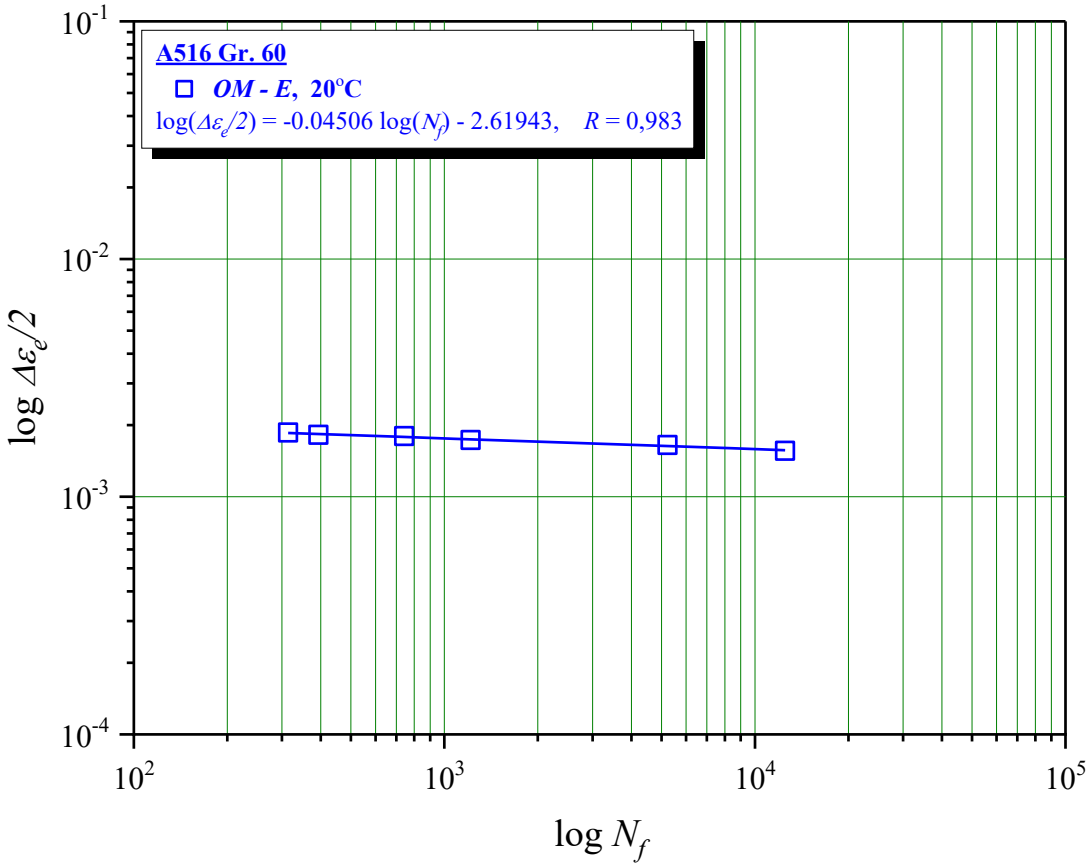
Те компоненте су на поменутим сликама дефинисане једначинама правих:

$$\log\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = -0{,}04506\cdot\log N_f - 2{,}61943 \qquad (5.7.)$$

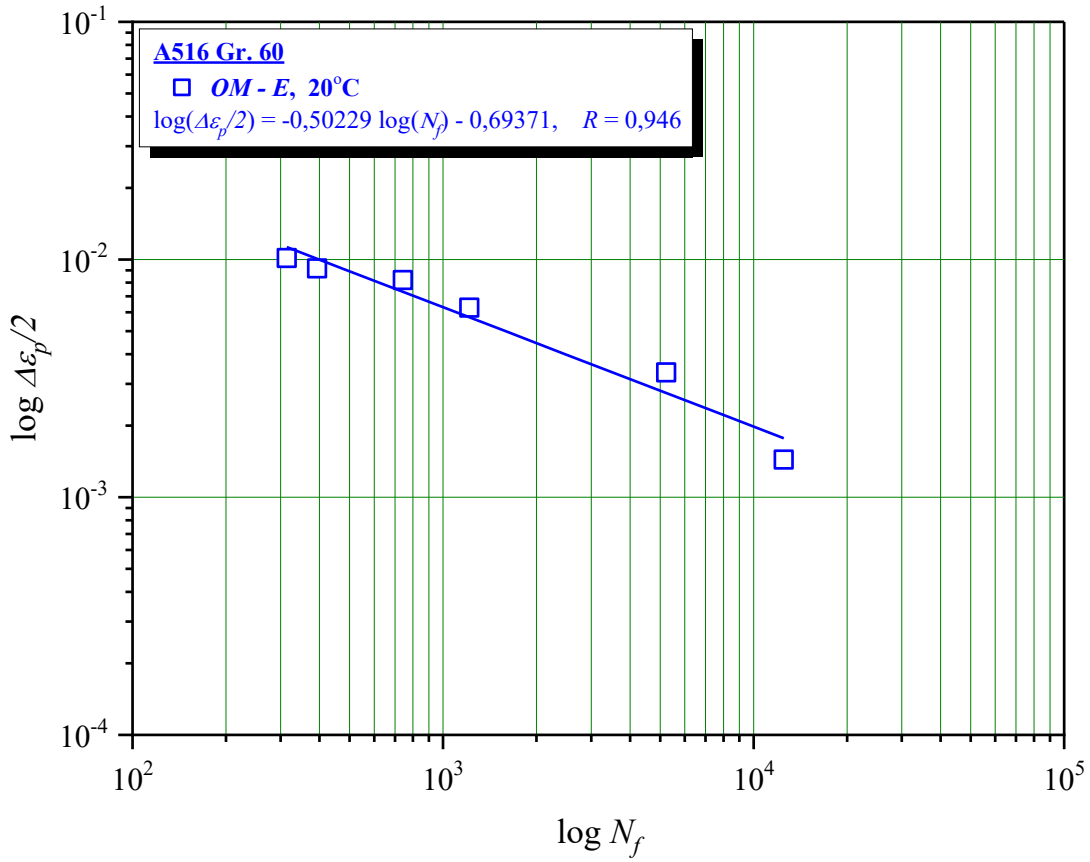
$$\log\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = -0{,}50229\cdot\log N_f - 0{,}69371 \qquad (5.8.)$$

из којих су за модул еластичности $\boldsymbol{E}$ = 206953MPa, а на основу општих једначина, 3.51. и 3.52. одређени:

- Експонент заморне чврстоће, ***b*** **– - 0,04506**
- Коефицијент заморне чврстоће, σ'_f **– 497,1MPa**
- Експонент заморне дуктилности, ***c*** **– -0,50229**
- Коефицијент заморне дуктилности, ε'_f **– 0,2024**



Слика 5.108. Дијаграм log(*Δεe/2*) – log(*Nf*) *OM - C* челика A516 Gr. 60



Слика 5.109. Дијаграм log($\Delta\varepsilon_p/2$) – log(N_f) *OM - C* челика A516 Gr. 60

Цикличне карактеристике ***OM*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 испитаног на 20°C, одређене испитивањем његове отпорности на нискоциклични замор у условима контролисаних деформација, са односом минималне и максималне деформације $\boldsymbol{R_\varepsilon} = -1$, су дате у таб. 5.27.

Табела 5.27. Цикличне карактеристике *OM - E* челика A516 Gr. 60

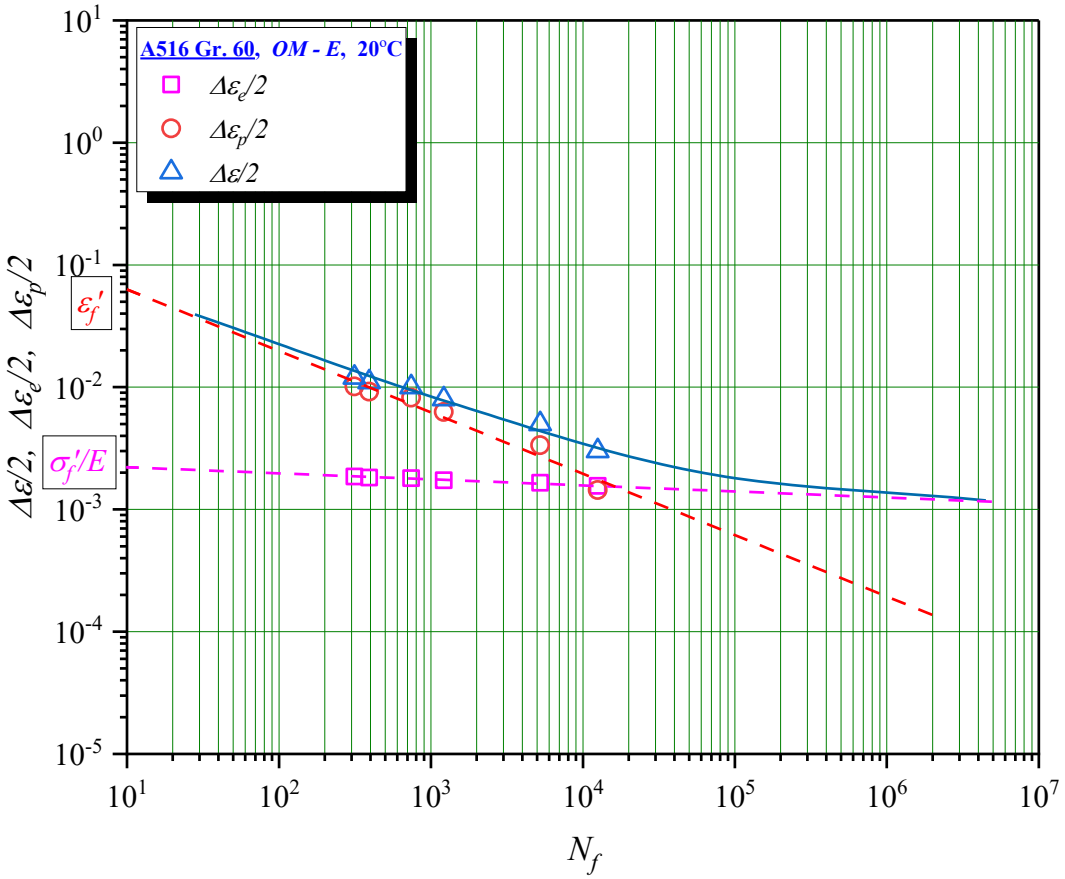
Цикличне карактеристике	**Резултати испитивања**
Модул еластичности, ***E***, MPa	206953
Коефицијент цикличне чврстоће, ***K'***, MPa	564,7
Експонент цикличног деформационог ојачавања, ***n'***	0,08679
Коефицијент заморне чврстоће, $\boldsymbol{\sigma'_f}$, MPa	497,1
Експонент заморне чврстоће, ***b***	- 0,04506
Коефицијент заморне дуктилности, $\boldsymbol{\varepsilon'_f}$	0,2024
Експонент заморне дуктилност, ***c***	- 0,50229

Користећи вредности цикличних карактеристика из таб. 5.27, на основу опште једначине, 3.50, добијена је једначина основне криве нискоцикличног замора:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0{,}002402 \cdot N_f^{-0{,}04506} + 0{,}2024 \cdot N_f^{-0{,}50229} \qquad (5.9.)$$

за основни метал (***OM***) нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 испитаног на 20°C.

Основна крива нискоцикличног замора заједно са еластичном и пластичном компонентом у лог-лог координатном систему, дата је на сл. 5.110.



Слика 5.110. Основна крива нискоцикличног заморног века за *OM - E* челика A516 Gr. 60

На основу израза за прелазни век нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 изложеног нискоцикличном замору:

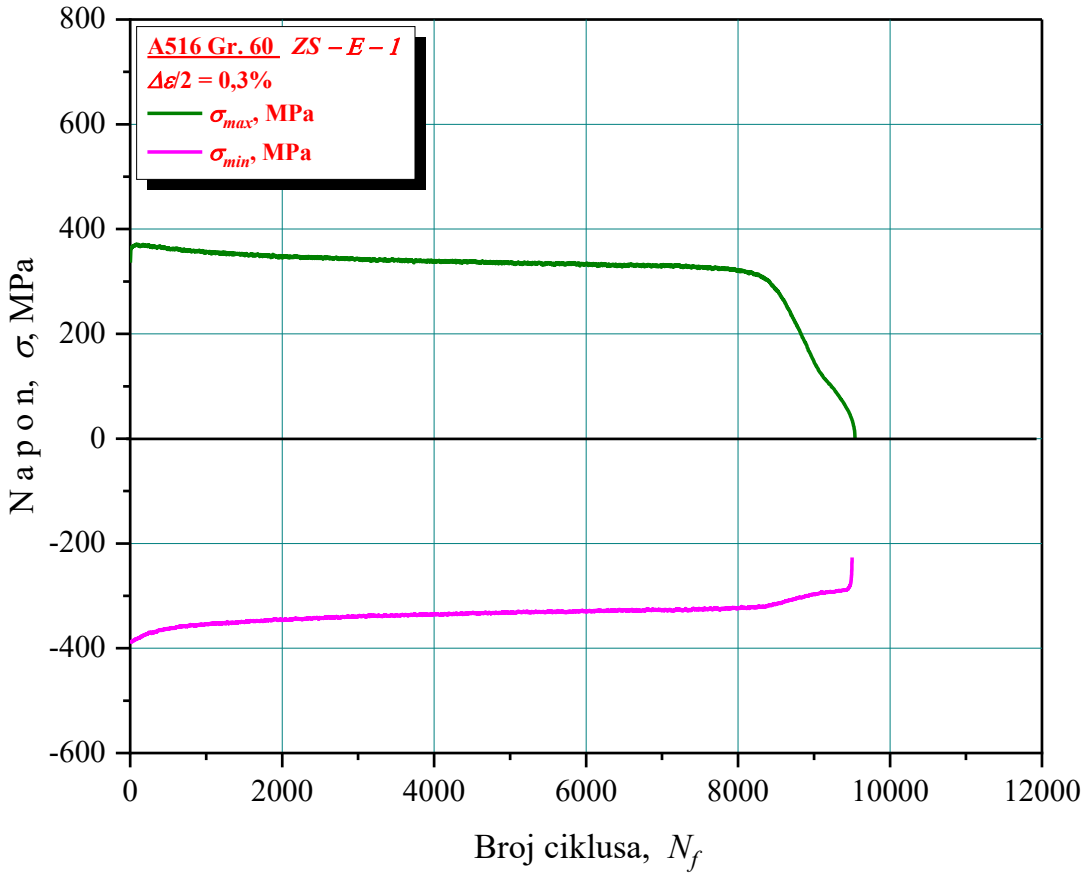
$$N_f = \left(\frac{\varepsilon_f' \cdot E}{\sigma_f'}\right)^{\frac{1}{b-c}} = \left(\frac{0.2024 \cdot 206953}{497.1}\right)^{\frac{1}{-0.04506+0.50229}} = 84.3^{2.1871} = 16292 \qquad (5.10.)$$

Број циклуса до иницирања прслине N_f је 16292.

5.11.2.2. Испитивање завареног споја (ZS) челика A516 Gr. 60 при нискоцикличном замору

5.11.2.2.1. Одређивање криве екстремних вредности напона

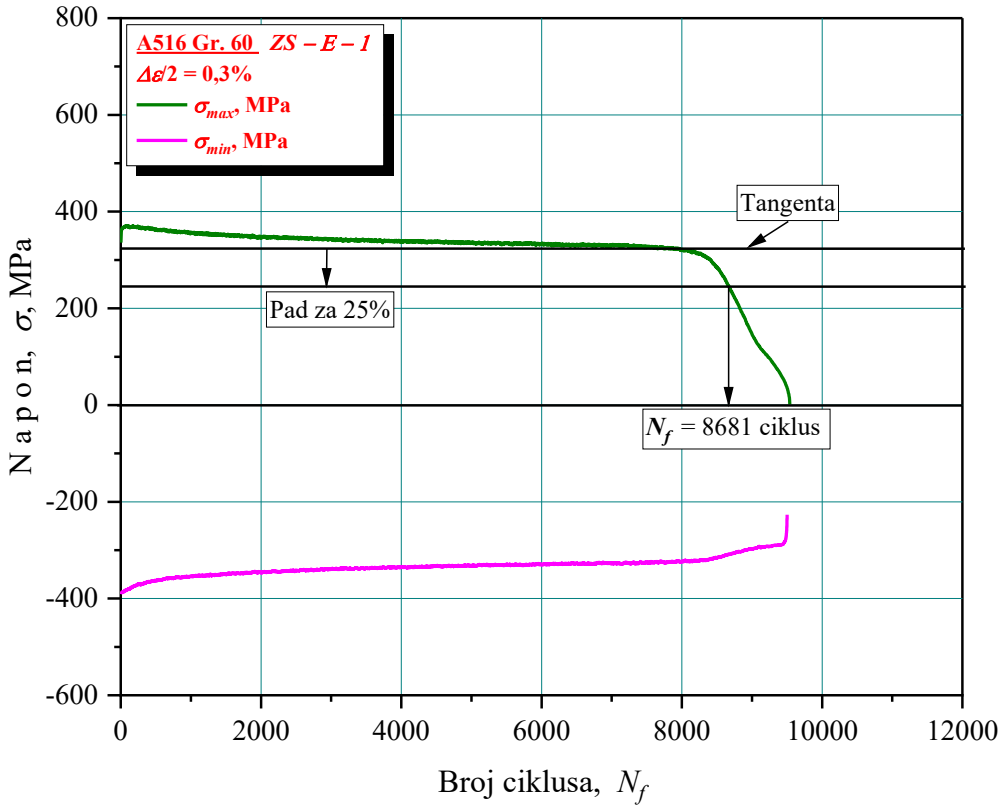
Екстремне вредности напона (σ_{max} и σ_{min}) које представљају горње и доње тачке хистереза на кривој напон - деформација су коришћењем програма ORIGIN и филтрирањем регистрованих података, издвојене и помоћу њих су конструисани дијаграми екстремних напона. Карактеристичан дијаграм екстремних напона за епрувету из групе ***ZS - E***, ознаке ***ZS - E - 2*** је приказан на сл. 5.111. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 4**.



Слика 5.111. Дијаграм екстремних напона за епрувету *ZS - E - 2*

5.11.2.2.2. Одређивање броја циклуса до иницирања прслине, N_f

Графички приказ одређивања броја циклуса до иницирања прслине, N_f, за епрувету ознаке ***ZS - E - 1*** сходно тумачењима стандарда ISO 12106-17 је приказан на сл. 5.112.



Слика 5.112. Графички приказ одређивања броја циклуса до иницирања прслине, N_f за епрувету ознаке *ZS - E - 1*

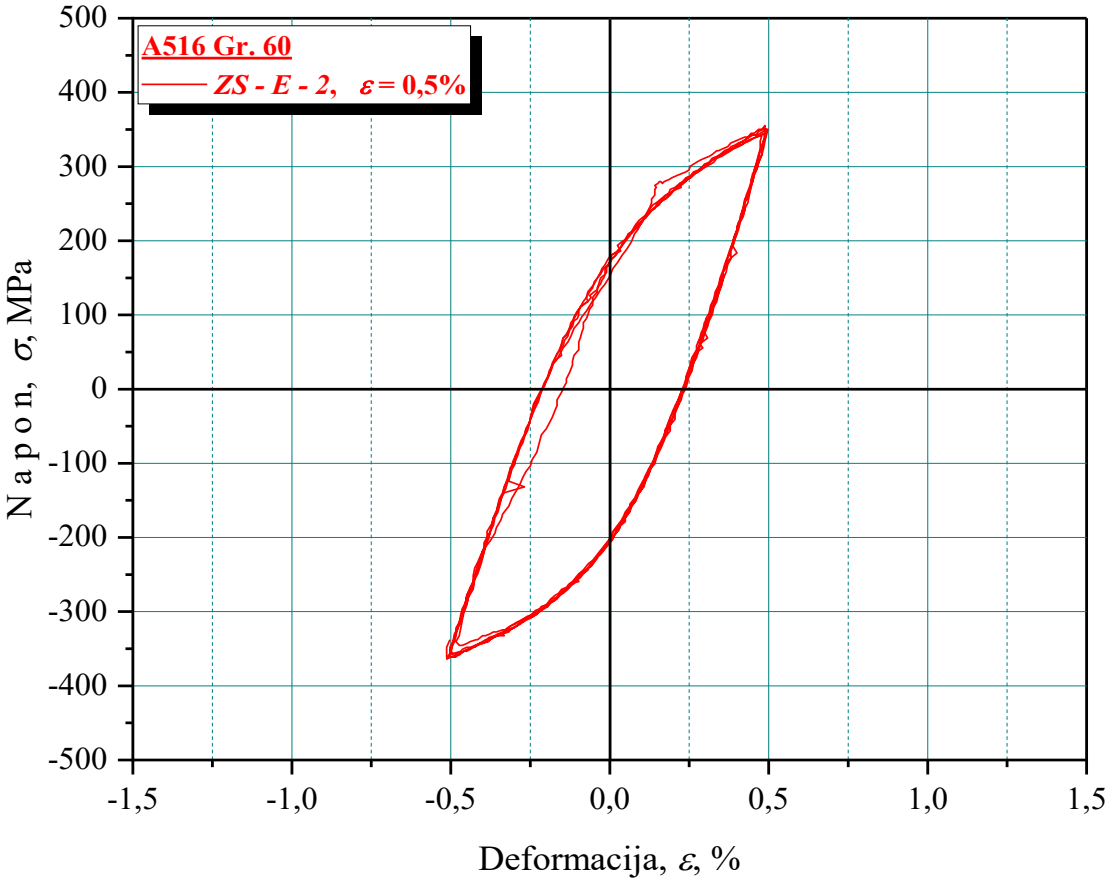
5.11.2.2.3. Дефинисање стабилизоване хистерезе

Вредности броја циклуса до иницирања прслине, N_f и броја циклуса при којој се дефинише стабилизована хистереза N_s, су дати у таб. 5.28.

Табела 5.28. Вредности N_f и N_s за епрувете групе *ZS-E* челика A516 Gr. 60

Ознака епрувете	Амплитуда деформације, $\Delta\varepsilon/2$, %	Број циклуса до иницирања прслине, N_f	Број циклуса за дефинисање стабилизирајуће хистерезе, N_s
Epr. ZS - E - 1	0,3	8681	4341
Epr. ZS - E - 2	0,5	4779	2390
Epr. ZS - E - 3	0,8	1738	869
Epr. ZS - E - 4	1,0	820	410
Epr. ZS - E - 5	1,1	523	262
Epr. ZS - E - 6	1,2	356	178

Након одређеног броја циклуса за дефинисање стабилизоване хистерезе N_s, из снимљених података испитивања, су конструисани стабилизовани хистерези. Карактеристичан дијаграм стабилизоване хистерезе за епрувету из групе ***ZS - E*** ознаке ***ZS - E - 2*** је приказан на сл. 5.113. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 4**.



Слика 5.113. Стабилизована хистереза епрувете *ZS - E - 2*

На свакој стабилизованој хистерези дефинисане су амплитуде еластичне и пластичне деформације, као и вредности максималног и минималног напона заједно са амплитудом напона (средња вредност σ_{max} и σ_{min}). Подаци са стабилизованих хистереза, допуњени са подацима о броју циклуса до иницирања напрслине N_f, су за епрувете из групе ***ZS - E*** дати у таб. 5.29.

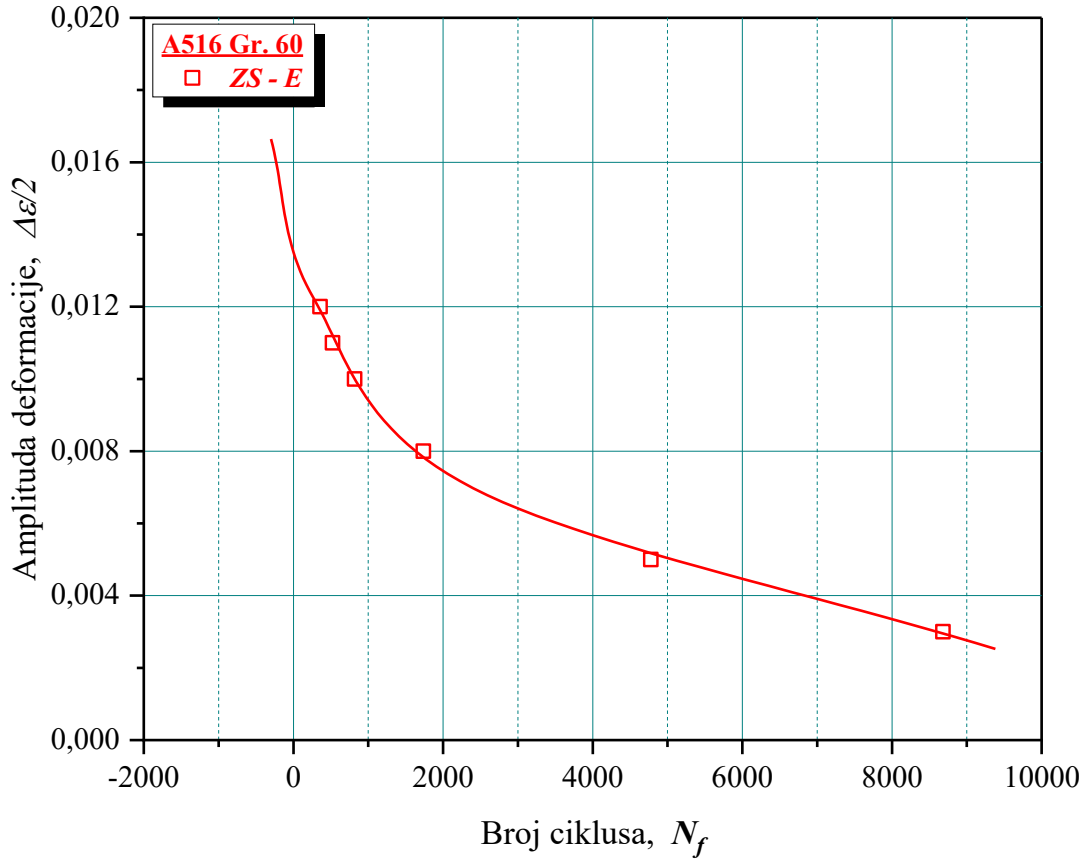
Табела 5.29. Подаци са стабилизованих хистереза за групу епрувета ознаке *ZS-E*

Ознака епрувете	$\Delta\varepsilon/2$	σ_{max}, MPa	σ_{min}, MPa	$\Delta\sigma/2$, MPa	$\Delta\varepsilon_e/2$	$\Delta\varepsilon_p/2$	N_f
1	2	3	4	5	6	7	8
ZS - E - 1	0.003	337.4	-330.8	334.1	0.00162	0.00138	8681
ZS - E - 2	0.005	353.2	-355.9	354.6	0.00171	0.00329	4779
ZS - E - 3	0.008	368.8	-369.8	369.3	0.00179	0.00621	1738
ZS - E - 4	0.010	379.6	-378.9	379.3	0.00183	0.00817	820
ZS - E - 5	0.011	388.7	-384.6	386.7	0.00187	0.00913	523
ZS - E - 6	0.012	395.7	-394.1	394.9	0.00191	0.01009	356

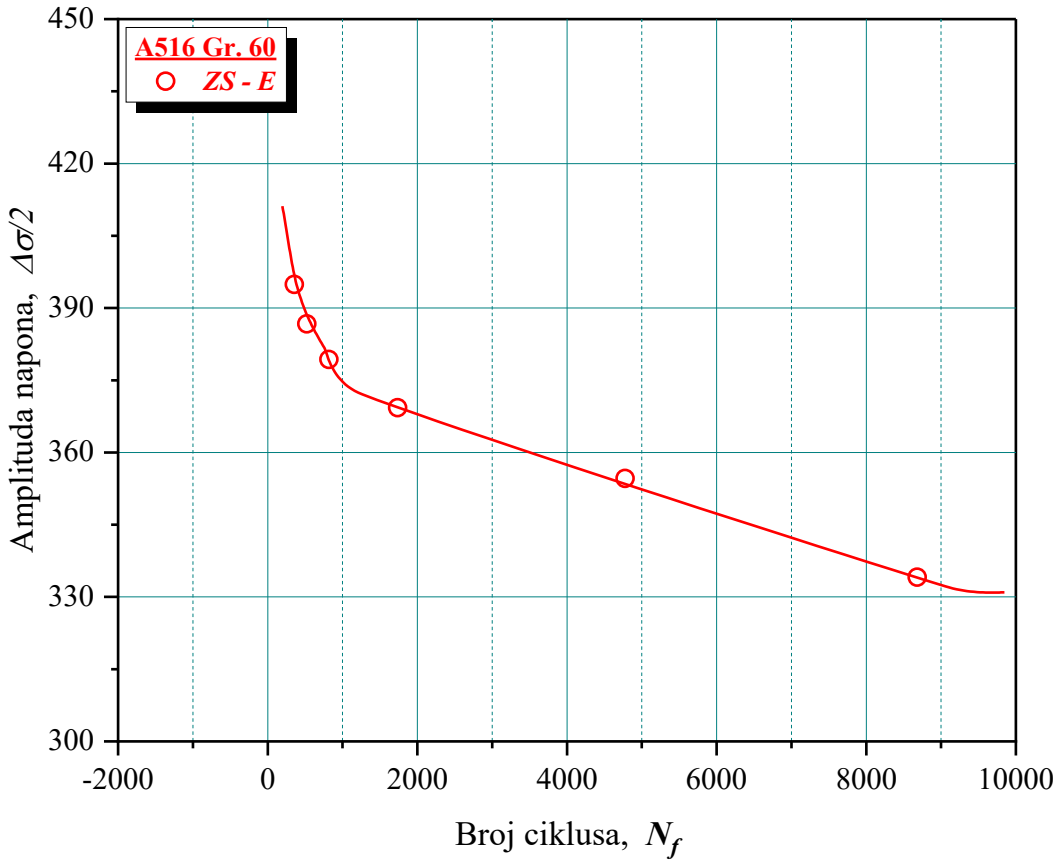
На основу експерименталних вредности издвојених из стабилизованих хистереза добијене су следеће зависности:

- Амплитуда деформације $\Delta\varepsilon/2$ - број циклуса до иницирања прслине N_f, и
- Амплитуда напона $\Delta\sigma/2$ - број циклуса до иницирања прслине N_f.

Ове зависности су за епрувете из групе ***ZS - E*** приказане на сл. 5.114 и 5.115.



Слика 5.114. Зависност $\Delta\varepsilon/2$ - N_f за епрувете из групе *ZS - E*



Слика 5.115. Зависност $\Delta\sigma/2$ - N_f за епрувете из групе *ZS - E*

5.11.2.2.4. Одређивање модула еластичности

Стандард ASTM E606-18 је прописао процедуру за одређивање модула еластичности. У таб. 5.30. дате су вредности статичког модула еластичности E_s израчунатог из првог циклуса $N = 1$, и динамичког модула еластичности E_d, израчунатог за сваку стабилизовану хистерезу. На крају су израчунате средње вредности E_{ssr} и E_{dsr}.

Табела 5.30. Вредности статичког и динамичког модула еластичности

Ознака епрувете	σ, MPa	ε_e, mm/mm	ε_p mm/mm	Статички модул еластичности, E_s, MPa	Динамички модул еластичности, E_d, MPa
1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**
ZS-E-1	354.2	0.0026	0.0004	218552	199279
ZS-E-2	364.6	0.0030	0.0020	223573	205184
ZS-E-3	372.3	0.0029	0.0051	226332	207267
ZS-E-4	381.7	0.0031	0.0069	226167	211637
ZS-E-5	388.9	0.0032	0.0078	218036	215136
ZS-E-6	396.5	0.0031	0.0089	230006	202245
Средња вредност:				**223778**	**206791**

Анализом добијених вредности статичког и динамичког модула еластичности, уочено је као у случају код епрувета групе ***OM-E***, да је динамички модул еластичности нижи од статичког модула еластичности, што се објашњава слабљењем материјала са повећањем броја циклуса, као и слабијом линеарношћу еластичног дела хистерезисне петље.

И у случају испитивања групе епрувета ***ZS-E*** за прорачун параметара нискоцикличног замора, коришћена је средња вредност динамичког модула еластичности добијена из стабилизованих хистереза.

5.11.2.2.5. Поређење цикличне и монотоне напонско деформационе криве за ZS - E

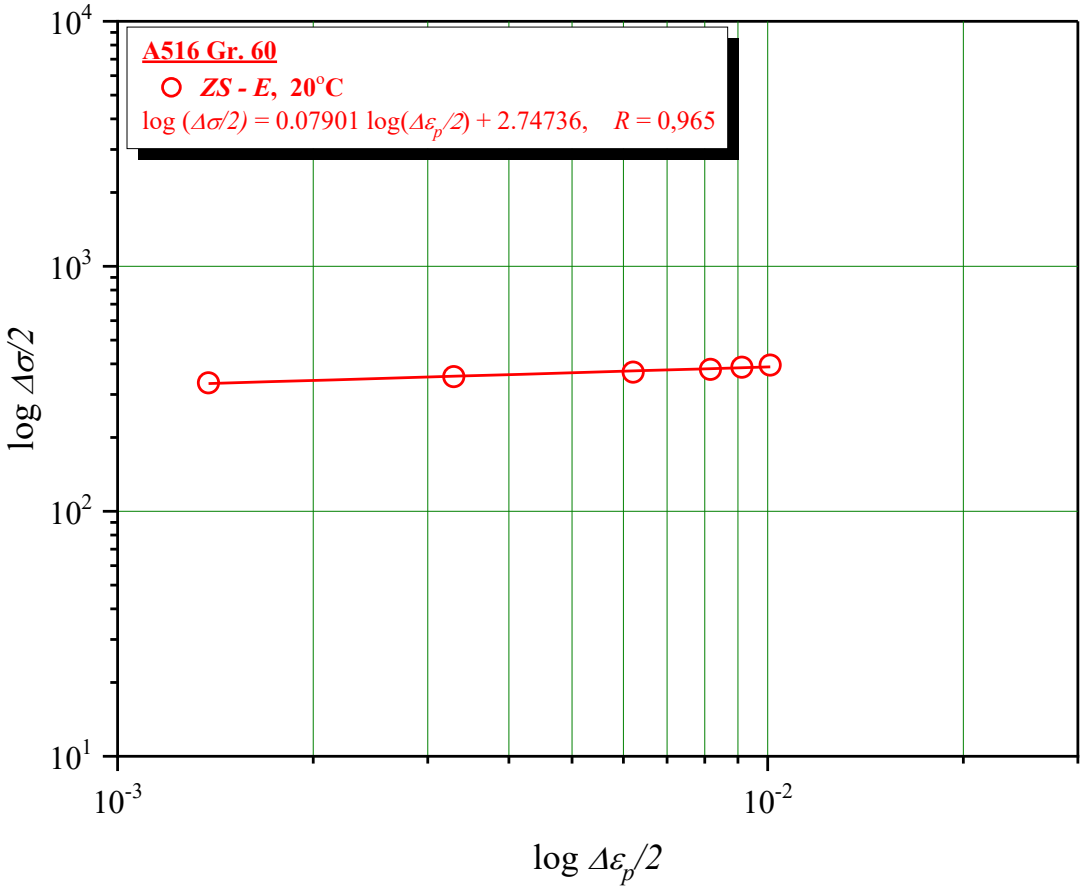
У таб. 5.29 су дате вредности са стабилизованих хистереза и вредности броја циклуса до иницирања прслине N_f за епрувете заваренog споја (***ZS***) нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, испитаних на 20°C (епрувете ознаке ***ZS - E***).

Обрадом података у колонама 5 (амплитуда напона $\Delta\sigma/2$) и 7 (амплитуда пластичне деформације $\Delta\varepsilon_p/2$) садржаних у таб. 5.29, применом метода најмањих квадрата ORIGIN корисничког софтвера, у лог-лог координатном систему, добијена је линеаризована степена функција амплитуда напона, $\Delta\sigma/2$ – амплитуда пластичне деформације, $\Delta\varepsilon_p/2$, дефинисана једначином праве, сл. 5.116:

$$\log\frac{\Delta\sigma}{2} = 0{,}07901\cdot\log\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} + 2{,}74736 \qquad (5.11.)$$

из које су, с обзиром на општи облик ове једначине (једн. 3.40.) одређене вредности n' и K', таб. 5.31.

На идентичан начин је одређена линеаризована степена функција напон, σ - пластична деформација, ε_p потребна за одређивање монотоних карактеристика, експонент монотоног деформационог ојачавања, n, и коефицијент монотоне чврстоће, K. Ова линеаризована степена функција је такође заснована на ***Ramberg-Osgood*** релацији за монотону напонско - деформациону криву.



Слика 5.116. Дијаграм log(*Δσ/2*) – log(*Δεp/2*) *OM - E* челика A516 Gr. 60

Обрадом података из колона 2 (напон σ) и 4 (пластична деформација ε_p) у таб. 5.30 применом метода најмањих квадрата ORIGIN корисничког софтвера, у лог-лог координатном систему добијена је линеаризована степена функција напон σ - пластична деформација ε_p (сл. 5.117), дефинисана једначином праве облика $y=Kx+n$:

$$\log\sigma = 0{,}02768\cdot\log\varepsilon_p + 2{,}63718 \qquad (5.12.)$$

из које су, с обзиром на општи облик ове једначине 3.44а одређене вредности n и K, таб. 5.31.

Табела 5.31. Цикличне и монотоне карактеристике челика A516 Gr. 60

Цикличне карактеристике	Експонент цикличног деформационог ојачавања, n'	– 0,07901
	Коефицијент цикличне чврстоће, K', MPa	– 558,9
Монотоне карактеристике	Експонент монотоног деформационог ојачавања, n	– 0,02768
	Коефицијент монотоне чврстоће, K, MPa	– 428,3

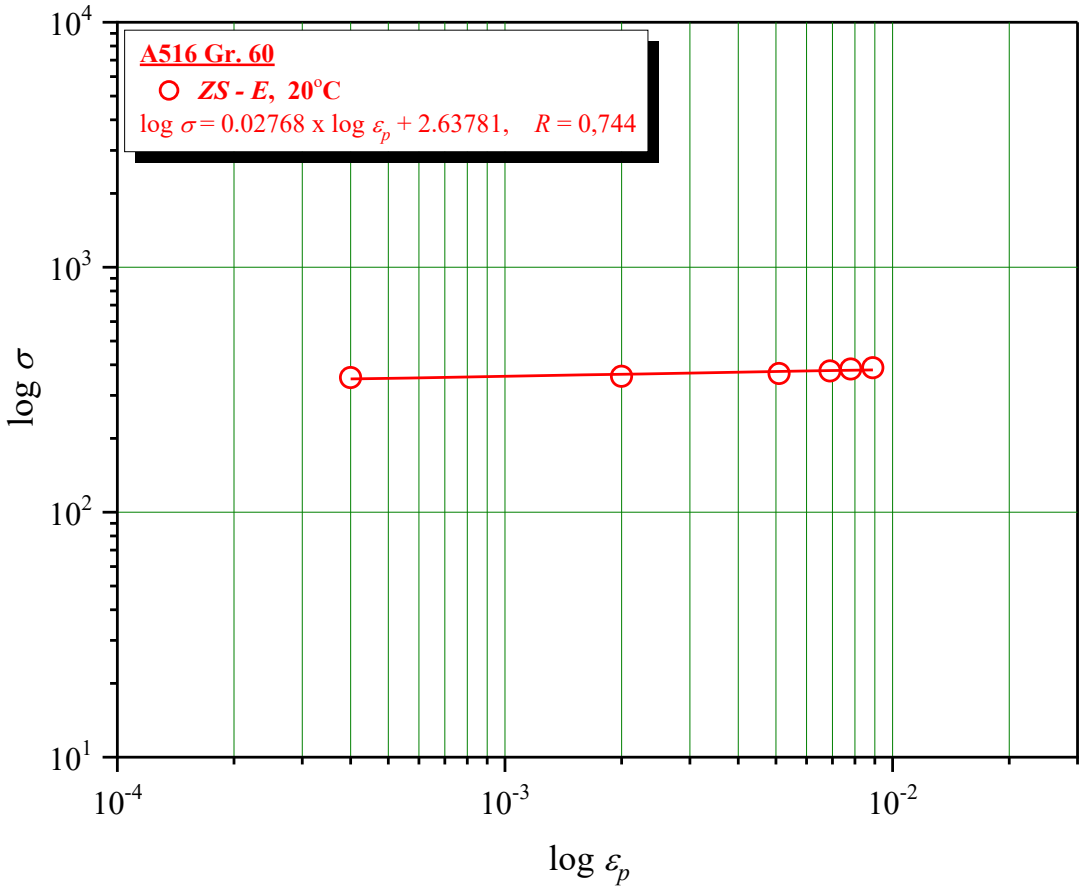
Подаци добијени из линеаризованих степених функција амплитуда напона, $\Delta\sigma/2$ – амплитуда пластичне деформације, $\Delta\varepsilon_p/2$, и напон σ - пластична деформација ε_p, су искоришћени за формирање Рамберг-Озгудових једначина за цикличну напонско-деформациону криве и за монотону напонско-деформациону криву.

Користећи вредности цикличних и монотоних карактеристика из таб. 5.31, на основу општих једначина, 3.41 и 3.43, добијене су једначина цикличне напонско-деформационе криве

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0{,}00000484 \cdot \frac{\Delta\sigma}{2} + \left(0{,}00179 \cdot \frac{\Delta\sigma}{2}\right)^{\frac{1}{0{,}07901}} \tag{5.13.}$$

и једначина монотоно напонско - деформационе криве.

$$\varepsilon = 0{,}00000484 \cdot \sigma + \left(0{,}00233 \cdot \sigma\right)^{\frac{1}{0{,}02768}} \tag{5.14.}$$



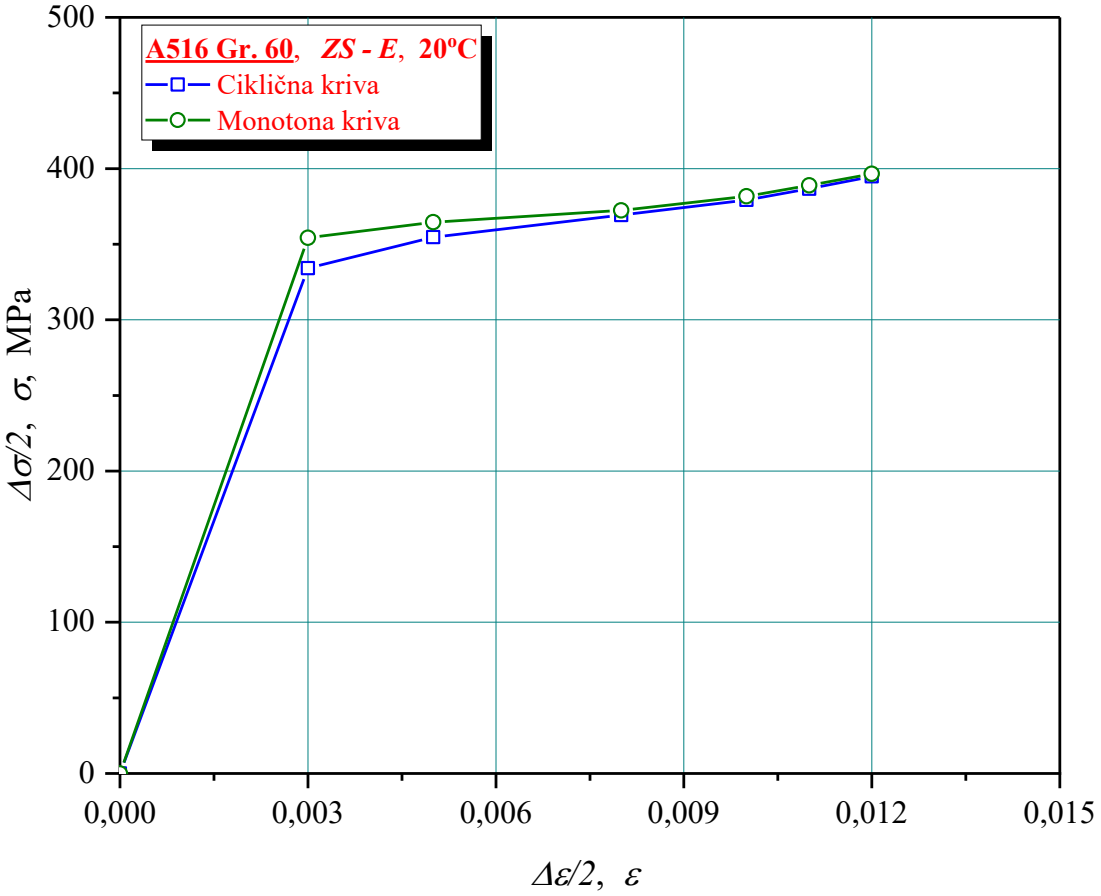
Слика 5.117. Дијаграм log σ – log ε_p, *OM - E* челика A516 Gr. 60

Циклична напонско-деформациона крива представља зависност амплитуде напона $\Delta\sigma/2$ од амплитуде укупне деформације $\Delta\varepsilon/2$. За дефинисање ове криве користе се експериментално одређене стабилизоване хистерезе. Амплитуда укупне деформације $\Delta\varepsilon/2$, једнака је збиру еластичне $\Delta\varepsilon_e/2$ и пластичне компоненте $\Delta\varepsilon_p/2$. Еластична компонента се применом ***Hooke-овог*** закона може изразити у облику:

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} \tag{5.15.}$$

где је E модул еластичности.

Циклична и монотоно напонско-деформациона крива приказане су на сл. 5.118.



Слика 5.118. Циклична и монотоно напонско-деформациона крива за *ZS - E* челика A516 Gr. 60

5.11.2.2.6. Дефинисање линеаризоване еластичне и пластичне компоненте криве деформација - век

Обрадом података из колона 6 (амплитуда еластичне деформације $\Delta\varepsilon_e/2$) и 8 (број циклуса до иницирања прслине N_f), односно колона 7 (амплитуда пластичне деформације $\Delta\varepsilon_p/2$) и 8 (број циклуса до иницирања прслине N_f), датих у таб. 5.29, такође применом метода најмањих квадрата ORIGIN корисничког софтвера, у лог-лог координатним системима (сл. 5.119 и 5.120), добијене су линеаризована еластична и линеаризована пластична компонента основне криве нискоцикличног замора.

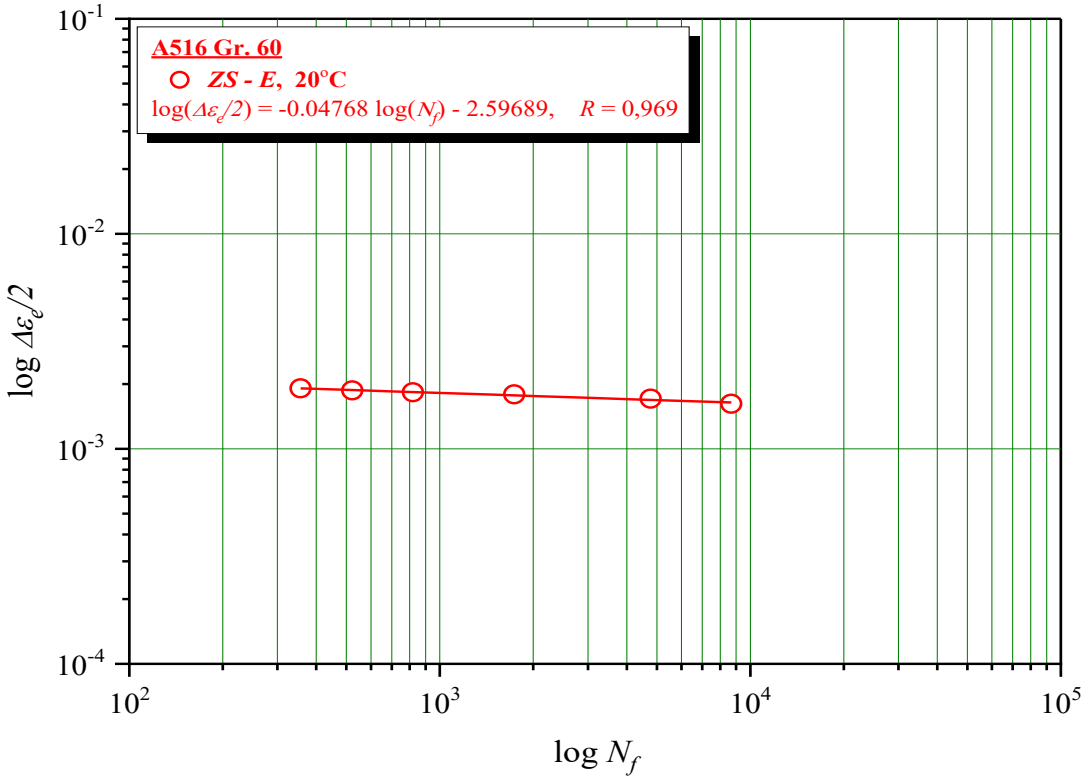
Те компоненте су на поменутим сликама дефинисане једначинама правих:

$$\log\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = -0{,}04768\cdot\log N_f - 2{,}59689 \qquad (5.16.)$$

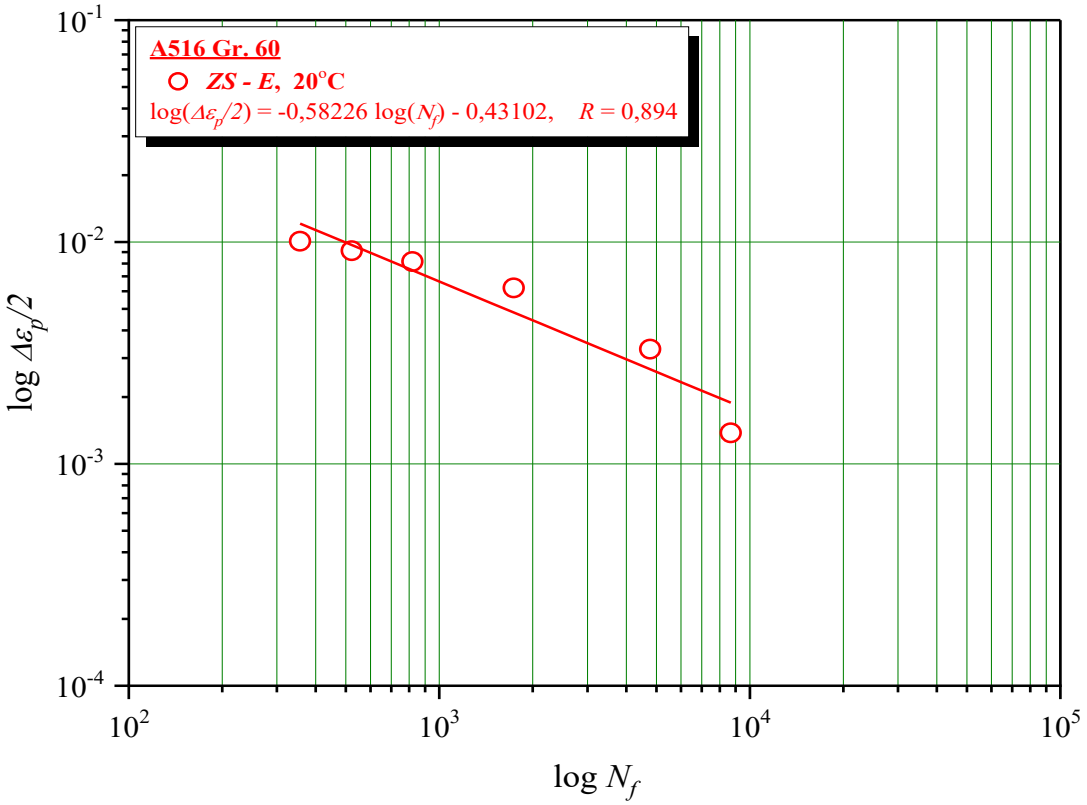
$$\log\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = -0{,}58226\cdot\log N_f - 0{,}43102 \qquad (5.17.)$$

из којих су за модул еластичности E = 206791MPa, а на основу општих једначина, 3.51. и 3.52. одређени:

- Експонент заморне чврстоће, b **– - 0,04768**
- Коефицијент заморне чврстоће, σ'_f **– 523.2MPa**
- Експонент заморне дуктилности, c **– -0,58226**
- Коефицијент заморне дуктилности, ε'_f **– 0,3707**



Слика 5.119. Дијаграм log($\Delta\varepsilon_e/2$) – log(N_f) *ZS - C* челика A516 Gr. 60



Слика 5.120. Дијаграм log($\Delta\varepsilon_p/2$) – log(N_f) *ZS - C* челика A516 Gr. 60

Цикличне карактеристике епрувета са завареним спојем попречно на правац увођења оптерећења (***ZS***) нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 испитаног на 20°C, одређене испитивањем његове отпорности на нискоциклични замор у условима контролисаних деформација, са односом минималне и максималне деформације $R_\varepsilon = -1$, су дате у таб. 5.32.

Табела 5.32. Цикличне карактеристике *ZS - E* челика A516 Gr. 60

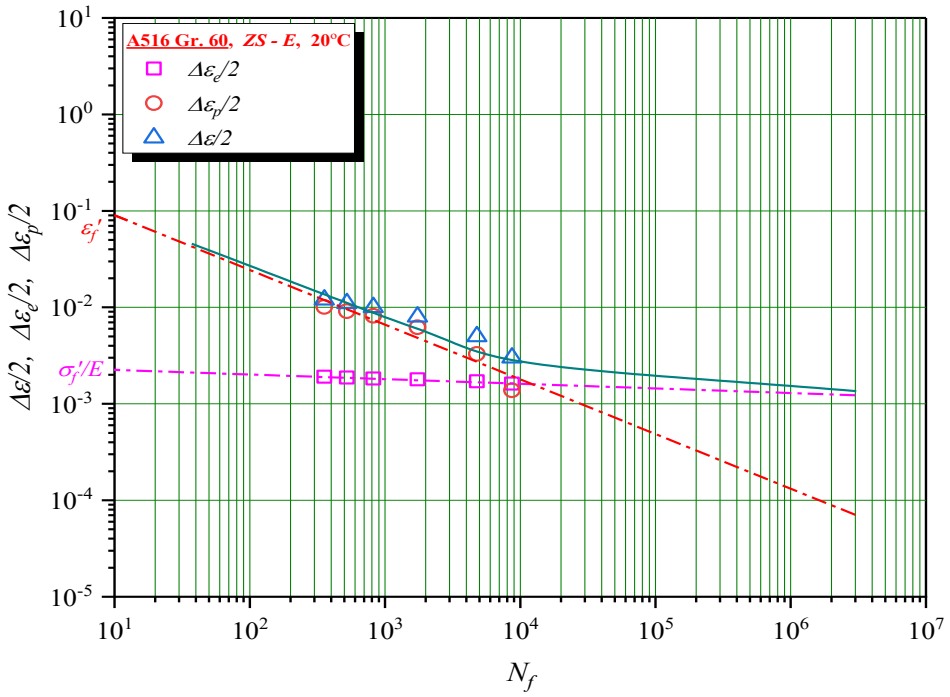
Цикличне карактеристике	**Резултати испитивања**
Модул еластичности, E, MPa	206791
Коефицијент цикличне чврстоће, K', MPa	558,9
Експонент цикличног деформационог ојачавања, n'	0,07901
Коефицијент заморне чврстоће, σ'_f, MPa	523,2
Експонент заморне чврстоће, b	- 0,04768
Коефицијент заморне дуктилности, ε'_f	0,3707
Експонент заморне дуктилност, c	- 0,58226

Користећи вредности цикличних карактеристика из таб. 5.32, на основу опште једначине, 3.50, добијена је једначина основне криве нискоцикличног замора:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0{,}00253 \cdot N_f^{-0{,}04768} - 0{,}3707 \cdot N_f^{-0{,}58226} \qquad (5.18.)$$

за заварени спој (ZS) нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 испитаног на 20°C.

Основна крива нискоцикличног замора заједно са еластичном и пластичном компонентом у лог-лог координатном систему, дата је на сл. 5.121.



Слика 5.121. Основна крива нискоцикличног заморног века за *ZS - E* челика A516 Gr. 60

На основу израза за прелазни век нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 изложеног нискоцикличном замору:

$$N_f = \left(\frac{\varepsilon_f' \cdot E}{\sigma_f'}\right)^{\frac{1}{b-c}} = \left(\frac{0.3707 \cdot 206791}{523.2}\right)^{\frac{1}{-0.04768+0.58226}} = (146.5)^{\frac{1}{0.53458}} = 11202 \qquad (5.19.)$$

Број циклуса до иницирања прслине N_f је 11202.

5.11.2.2.7. Анализа резултата испитивања на нискоциклични замор

Понашање ***OM*** и ***ZS*** нисколегираног угљеничног челика ознаке A516 Gr. 60 у условима деловања нискоцикличног замора на собној температури, у условима задатих регулисаних деформација је рађено на шест различитих амплитудних нивоа. Као резултат испитивања, добијене су криве цикличне и монотоне напонско деформационе криве и крива деформација - век за ***OM*** и ***ZS***.

Циклична и монотона напонско - деформациона крива су одређене са циљем оцене цикличног понашања, док је крива деформација - век одређена у циљу добијања података о уделима еластичне, пластичне и укупне амплитуде деформације зависно од броја циклуса до иницирања прслине.

На основу захтевног експеримента може се закључити следеће:

- Одређене су циклична и монотоно напонско деформациона крива, помоћу ***Ramberg-Osgood*** релације, са пратећим цикличним односно монотоним карактеристикама. Цикличне карактеристике су добијене из линеаризоване степене функције амплитуда напона-амплитуда пластичне деформације за циклусе стабилизације док су монотоне карактеристике добијене из линеаризоване степене функције напон - пластична деформација за прву четвртину првог циклуса. Поређењем цикличне и монотоне криве, на сл. 5.107 и 5.118, испитани OM и ZS нисколегираног угљеничног челика ознаке A516 Gr. 60 слаби при нискоцикличном замарању.
- Број циклуса до иницирања прслине, N_f као један од најосетљивијих параметара у самом прорачуну, је одређен према препоруци ISO 12106 стандарда, и већи је код епрувета ***OM*** него код епрувета са завареним спојем у средини мерног дела попречно на правац увођења оптерећења (***ZS***). То значи да је отпорност на иницијацију прслине, као резултат појаве пластичних деформација већа код епрувета основног метала (***OM***) него код епрувета које су у средини мерног дела имале заварени спој (***ZS***).
- Основне криве нискоцикличног замора, крива деформација - век ***OM***, сл. 5.110, и крива деформација - век ***ZS***, сл. 5.121, конструисане су користећи ***Manson-Coffin*** релацију, са претходно израчунатим параметрима нискоцикличног замора уз помоћ линеаризоване еластичне и пластичне компоненте криве деформација - век. Прелазни век код ***OM*** је 16292 циклуса до иницирања прслине, а код ***ZS*** је 11202 циклуса до иницирања прслине. Квантитативно, број циклуса до иницирања прслине, N_f је за 45,4% већи код епрувета OM него код епрувета ZS. Или прецизније дефинисано, број циклуса до иницирања прслине, N_f код епрувета ZS је 68,8% броја циклуса одређених код епрувета OM.
- Металуршки посматрано, при деловању нискоцикличног замора, односно при појави пластичних деформација у експлоатационом веку заварене конструкције, грешке типа прслине се готово увек јављају у зони завареног споја. Без обзира што изабрани додатни материјал има боље статичке механичке особине, у условима деловања променљивог оптерећења заварени спој је слабије место, реално место где се може очекивати појава грешке типа прслине у експлоатацији.

5.12. Одређивање жилавости лома при равној деформацији K_{Ic}

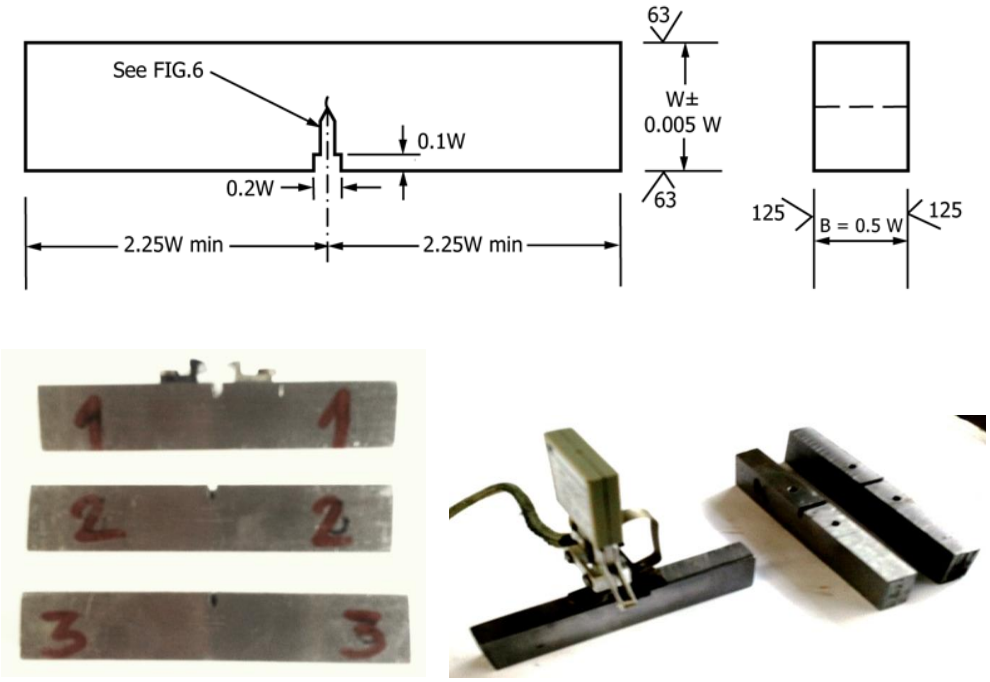
Испитивања епрувета са иницираном прслином омогућавају анализу локалног понашања материјала у непосредној близини врха прслине, при чему се полази од претпоставке да је материјал у овој области довољно хомоген. На тај начин добијени резултати локалног понашања могу се посматрати као репрезентативни за глобално понашање, односно могу се применити на одговарајућу конструкцију. Међутим, у случају заварених спојева, због њихове сложене микроструктуре и различитих механичких карактеристика унутар појединих зона, неопходно је посебно сагледати понашање сваког сегмента. Посебно је важно оценити како се основни метал **(*OM*)**, метал шава **(*MŠ*)** и зона утицаја топлоте **(*ZUT*)** понашају у условима присуства прслине или сличних дисконтинуитета, будући да свака од ових зона може показати различиту отпорност према развоју лома.

Хетерогеност структуре и механичких својстава у завареном споју најјасније се испољава кроз положај врха заморне прслине и карактеристике зона кроз које се она шири. Због тога је испитивање жилавости лома у условима равне деформације (K_{Ic}) спроведено са циљем да се утврди критична вредност фактора интензитета напона, као и да се процени понашање основног метала (***OM***) и појединих компоненти завареног споја – метала шава (***MŠ***) и зоне утицаја топлоте (***ZUT***) – у присуству грешке типа прслине. Ова врста дисконтинуитета представља најопаснији облик оштећења у конструкционим материјалима, а посебно у завареним конструкцијама. Само испитивање је реализовано на температури околине од 20°C.

Рађене су три групе епрувета у зависности од места врха заморне прслине, и то:

- ***I група*** - епрувете са врхом заморне прслине у ***OM***,
- ***II група*** - епрувете са врхом заморне прслине у ***MŠ***,
- ***III група*** - епрувете са врхом заморне прслине у ***ZUT***.

За одређивање K_{Ic} на собној температури коришћене су епрувете за савијање у три тачке - ***SE(B)*** чија геометрија је дефинисана стандардом **ASTM E1820-20 "***Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness***"** [113] и дата је на сл. 5.122. [113]



Слика 5.122. Епрувета СЕБ за испитивање механике лома

Према дефиницијама стандарда ASTM E1820-20, први корак у испитивању је иницирање заморне прслине, која омогућава постизање услова равног стања деформације. Формирање овакве прслине је предуслов за валидност резултата јер се обезбеђује репрезентативно понашање материјала у реалним условима. Назива гранична сила P_m, односно максимална сила при којој долази до почетка замарања за ***SE(B)*** епрувету, одређује се на основу стандарда изразом:

$$P_m = \frac{0.5 \cdot B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_Y}{S} \tag{5.20.}$$

где је: B - дебљина $SE(B)$ епрувете, mm,

b_0 - дужина лигамента, и износи: $b_0 = W - a_0$, mm,

S - распон између ослонаца, mm, и

σ_Y - ефективни напон течења, MPa, који се одређује по формули:

$$\sigma_Y = \frac{\sigma_{YS} + \sigma_{TS}}{2} \tag{5.21.}$$

где је: σ_{YS} – напон течења, MPa, и

σ_{TS} – затезна чврстоћа, MPa.

Приближно половина укупне дужине заморне прслине је формирана при максималној сили замарања $P_{max} = 0{,}4 \cdot P_m$. У оба случаја минимална сила је износила $P_{min} = 0{,}1 \cdot P_{max}$. Процес

иницирања заморне прслине код ***SE(B)*** епрувета изведен је на високофреквентном пулзатору. Овај уређај је конструисан тако да може генерисати синусоидално, једносмерно променљиво оптерећење у опсегу од –100 kN до +100 kN. Средње оптерећење и амплитуда оптерећења бележени су са тачношћу од ±50 N. Учестаност оптерећења кретала се у интервалу од 120 Hz до 180 Hz, што је било у директној зависности од нивоа средњег оптерећења.

5.12.1. Израчунавање фактора интензитета напона - К

За ***SE***(***B***) епрувете, фактор интензитета напона, ***K***, се израчунава по формули:

$$K_{(i)} = \left[\frac{P_i \cdot S}{\left(B \cdot B_N\right)^{1/2} \cdot W^{3/2}} \right] \cdot f\left(a_i / W\right) \tag{5.22.}$$

где је:

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a_i}{W}\right)^{1/2} \cdot \left[1.99 - \left(\frac{a_i}{W}\right) \cdot \left(1 - \frac{a_i}{W}\right) \cdot \left(2.15 - 3.93\left(\frac{a_i}{W}\right) + 2.7\left(\frac{a_i}{W}\right)^2\right)\right]}{2 \cdot \left(1 + 2\frac{a_i}{W}\right) \cdot \left(1 - \frac{a_i}{W}\right)^{3/2}} \tag{5.23.}$$

Како захтеви за испуњење услова равног стања деформације:

$$B \geq 2{,}5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{R_{p0,2}} \right)^2 \tag{5.24.}$$

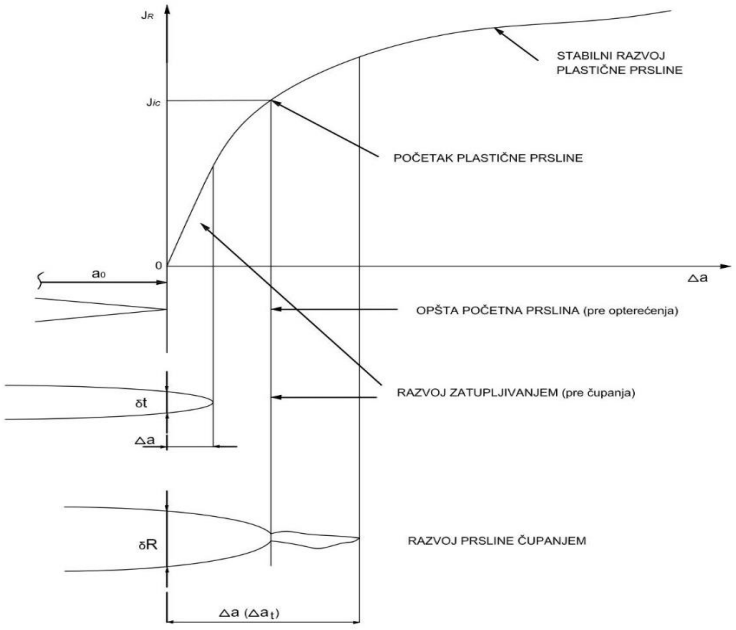
нису били испуњени, приступило се примени еласто-пластичне механике лома (EPML). Обе методе су дефинисане стандардом ASTM E1820-20 [113]. Основни циљ примене еласто-пластичног приступа је да се критична вредност фактора интензитета напона, K_{Ic}, одреди индиректно преко критичног ***J***-интеграла (J_{Ic}), односно да се прати развој прслине у условима наглашене пластичне деформације.

5.12.2. Конструисање J - R криве и прорачун J

Употреба ***J*** (***J***-интеграла) као критеријума еластично-пластичног лома узета је са модела на сл. 5.123, на којој су приказани узастопни стадијуми у развоју стабилне прслине у еласто-пластичном материјалу. Процес лома почиње када се епрувета или конструкција ослабљена

прслином оптерети, при чему у почетној фази долази до њеног затупљивања. Ово затупљивање се повећава све док се не достигне оптерећење за напредовање прслине испред заобљеног чела. Вредност при коме се то прво напредовање прслине појављује дефинише меру жилавости лома J_{Ic}. Следећи стадијум у развоју пластичног чупања је стабилни развој доминантне прслине која може да се начини видљивом, јер се појављује спајањем шупљина секундарног лома.

Процес понашања прслине описан овим моделом се може повезати са J при чему је карактеристична зависност $J - \Delta a$ приказана на сл. 5.123.

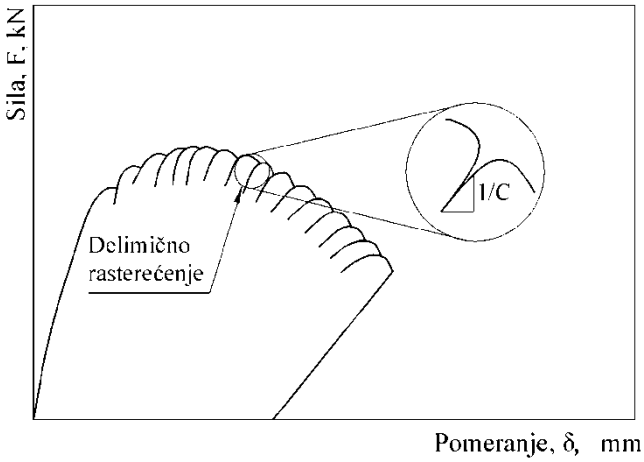


Слика 5.123. Шематски приказ зависности J-Δa при стабилном развоју прслине [113]

Код материјала који показују крто понашање лом настаје без додатног улагања енергије, па дијаграм зависности J-Δa има облик хоризонталне праве која ординату сече на висини J_{Ic}. Овај ниво представља критичну вредност енергије неопходну за иницирање прслине. Супротно томе, у случају пластичног понашања, у почетној фази повећања силе и укупно утрошене енергије, деформације се манифестују углавном кроз ширење постојеће прслине, без њеног напредовања. Овај процес се уочава као веома стрма линија на дијаграму J-Δa и одговара фази затупљивања врха прслине. У критичној тачки настаје промена нагиба криве, што указује да се даље отварање прати и продужењем прслине. Управо се та преломна тачка узима као J_{Ic}, а из њене вредности је могуће израчунати критични фактор интензитета напона K_{Ic}.

Америчко друштво за испитивање материјала (ASTM) усвојило је стандардизован поступак за одређивање кривих отпорности металних материјала на ширење прслине [113]. Накнадно је на овом стандарду унапређење извршено у оквиру европске организације ESIS (European Structural Integrity Society) [115,116]. Поједина решења која су резултат тог рада интегрисана су у стандард ASTM E1820, чиме је обезбеђен јединствен оквир за испитивање и процену жилавости лома.

Користећи могућност да се J одреди преко спољa мерених величина, ***Rice*** и сарадници [2] су први презентовали одређивање критичне вредност J_{Ic} експерименталним путем и применом само једне епрувете. У почетку је велики проблем код примене тог поступка представљало прецизно откривање тренутка почетка раста прслине. При томе се полази од претпоставке да се иницирање раста прслине појављује при максимално достигнутој сили, што је погрешно, а како се у околини максималног оптерећења вредност J брзо мења долази до великог расипања вредности J_{Ic}. Сада за то стоје на располагању технике пада потенцијала и попустљивости епрувете. Техника попустљивости се састоји у томе да се током процеса затезања, епрувета повремено делимично еластично растерети и поново оптерети, сл. 5.124. На бази нагиба праве која дефинише попустљивост епрувете $C_i = (\Delta V/\Delta P)_i$ (попустљивост се повећава и нагиб праве растерећења се смањује како прслина напредује) могуће је применом израза за калибрацију $a_i = f(C_i)$, за дати тип епрувете, одредити дужину прслине a_i [15].

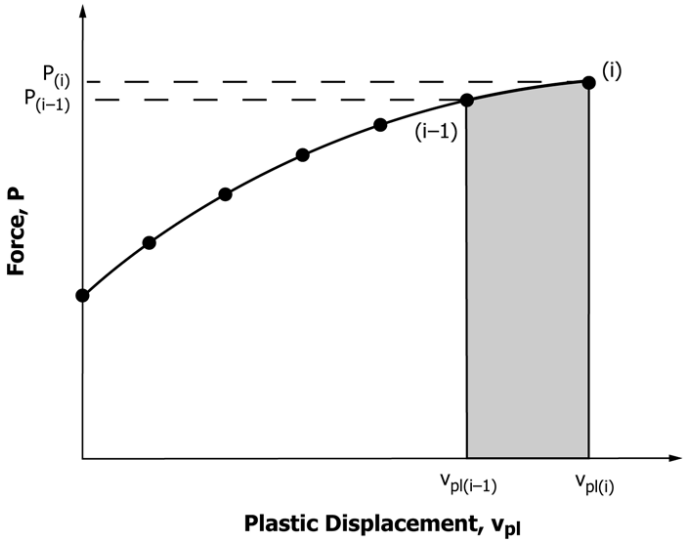


Слика 5.124. Типични изглед криве сила-померање P-V_m са повременим растерећењима за примену методе попустљивости [113]

Да би се за дату историју оптерећења добила ***J-R*** крива отпорности у тренутку растерећења и, ***J*** се за растућу прслину одређује из дијаграма сила-померање, ***P - V_m***, сл. 5.125 **[115]**, користећи израз:

$$J = J_{el} + J_{pl} \tag{5.25.}$$

где су: J_{el} и J_{pl} еластична и пластична компонента ***J***-интеграла, респективно.



Слика 5.125. Дефиниција пластичне површине за израчунавање криве отпорности *J*

На основу криве отпорности сила-померање, ***P - V_m***, за ***SE(B)*** епрувете, сл. 5.125, а знајући вредности у тачки $a_{(i)}$, $V_{(i)}$; и $P_{(i)}$, ***J***- интеграла се израчунава на следећи начин:

$$J_{(i)} = \frac{K_{(i)}^2\left(1-\nu^2\right)}{E} + J_{pl(i)} \tag{5.26.}$$

gde je: $K_{(i)}$ - фактор интензитета напона одређен на основу стандарда ASTM E 1820:20 "***Анекс А1 тачка А1.4.1***" (једн. 5.22),

ν - Поасонов коефицијент,

E - Модул еластичности.

Пластична компонента ***J***-интеграла је дефинисана изразом:

$$J_{pl(i)} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{pl(i-1)}}{b_{(i-1)}}\right)\frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N}\right]\left[1 - \gamma_{pl(i-1)}\left(\frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}}\right)\right] \tag{5.27.}$$

где је:

$\eta_{pl(i-1)}$ = 1.9,

$\gamma_{pl(i-1)}$ = 0.9,

$A_{pl(i)}$ - површина испод ***P-V*** криве и лево од праве растерећења,

B_N - нето дебљина епрувете, и

b_0 = (W - a_0) лигамент епрувете.

Ово су вредности за одређивање A_{pl}, ако се за прорачун користе подаци померања линије оптерећења. Ако се користе вредности померања отвора прслине онда се за мерење A_{pl}, користе зависности:

$$\eta_{pl} = 3.667 - 2.199\left(\frac{a_{(i-1)}}{W}\right) + 0.437\left(\frac{a_{i-1)}}{W}\right)^2 \tag{5.28.}$$

$$\gamma_{pl} = 0.131 + 2.131\left(\frac{a_{(i-1)}}{W}\right) - 1.465\left(\frac{a_{i-1)}}{W}\right)^2 \tag{5.29.}$$

$A_{pl(i)}$ - $A_{pl(i-1)}$ у једн. 5.27 представља прираштај пластичне деформисаности исказане кроз површине испод добијене криве сила-померање, ***P-V***, а између линија константних померања на местима ***i-1*** и ***i*** како је то приказано на сл. 5.123.

Вредност $A_{pl(i)}$ се може израчунати помоћу зависности:

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \left[P_{(i)} + P_{(i-1)}\right] \cdot \left[v_{pl(i)} - v_{pl(i-1)}\right] / 2 \tag{5.30.}$$

где је:

$v_{pl(i)}$ - пластична зона линије померања отвора врха прслине и једнака је

$v_{pl(i)} = v_{(i)} - (P_{(i)} \cdot C_{(i)})$,

$C_{(i)}$ - линија попустљивости епрувете,

За методе испитивања које не процењују експерименталну еластичну усклађеност линије попустљивости епрувете $C_{(i)}$, усклађеност $C_{(i)}$ се може одредити из следеће једначине:

$$C_{(i)} = \frac{1}{E \cdot B_e}\left(\frac{S}{W - a_i}\right)^2 \cdot \left[1.193 - 1.198\left(\frac{a_i}{W}\right) + 3.478\left(\frac{a_i}{W}\right)^2 - 4.443\left(\frac{a_i}{W}\right)^3 + 1.739\left(\frac{a_i}{W}\right)^4\right] \tag{5.31.}$$

где је: $B_e = B - [(B-B_N)^2/B]$

док за случај померања отвора врха прслине:

$$C_{(i)} = \frac{6S}{E \cdot W \cdot B_e}\left(\frac{a_i}{W}\right) \cdot \left[0.76 - 3.87\left(\frac{a_i}{W}\right) + 3.87\left(\frac{a_i}{W}\right)^2 - 2.04\left(\frac{a_i}{W}\right)^3 + \frac{0.66}{\left(1 - a_i / W\right)^2}\right] \tag{5.32.}$$

Дужина прслине се одређује помоћу израза:

$$\frac{a_i}{W} = \left[0.999748 - 3.9504u + 2.9821u^2 - 3.2140u^3 + 51.5156u^4 - 113.031u^5\right] \qquad (5.33.)$$

где је:

$$u = \frac{1}{\left[\frac{B_e \cdot W \cdot E \cdot C_i}{S/4}\right]^{1/2} + 1} \qquad (5.34.)$$

где је:

$\boldsymbol{C_i} = \boldsymbol{\Delta v_m}/\boldsymbol{\Delta P}$ еластична попустљивост епрувете (линија оптерећења/растерећења)

$\boldsymbol{v_m}$ = померење отвора врха прслине

$\boldsymbol{B_e} = \boldsymbol{B} - [(\boldsymbol{B}-\boldsymbol{B_N})^2/\boldsymbol{B}]$

Дужина прслине на епрувети за савијање у три тачке се обично одређује на основу померања отвора врха прслине. Може се одредити и на основу линије оптерећења попустљивости ако је доступна исправна калибрација.

Пре него што се приступи конструкцији ***J - R*** криве урађено је мерење капацитета сваке епрувете предвиђене за испитивање. Мерење капацитета ***SE***(***B***) епрувете подразумева израчунавање максималног капацитета ***J***-интеграла, $\boldsymbol{J_{max}}$, и максималног капацитета раста прслине $\boldsymbol{\Delta a_{max}}$.

Максимални капацитет ***J***-интеграла се израчунава помоћу зависности:

$$J_{\max} = \frac{b_0 \cdot \sigma_Y}{10} \text{ или } J_{\max} = \frac{B \cdot \sigma_Y}{10} \qquad (5.35.)$$

Максимални капацитет раста прслине се израчунава помоћу зависности:

$$\Delta a_{\max} = 0.25 \cdot b_0 \qquad (5.36.)$$

Вредности ***J***-интеграла и одговарајуће вредности раста прслине $\boldsymbol{\Delta a}$ морају бити унутар простора ограниченим координатним осама и границама, $\boldsymbol{J_{max}}$, и $\boldsymbol{\Delta a_{max}}$ као што је приказано на сл. 5.126.

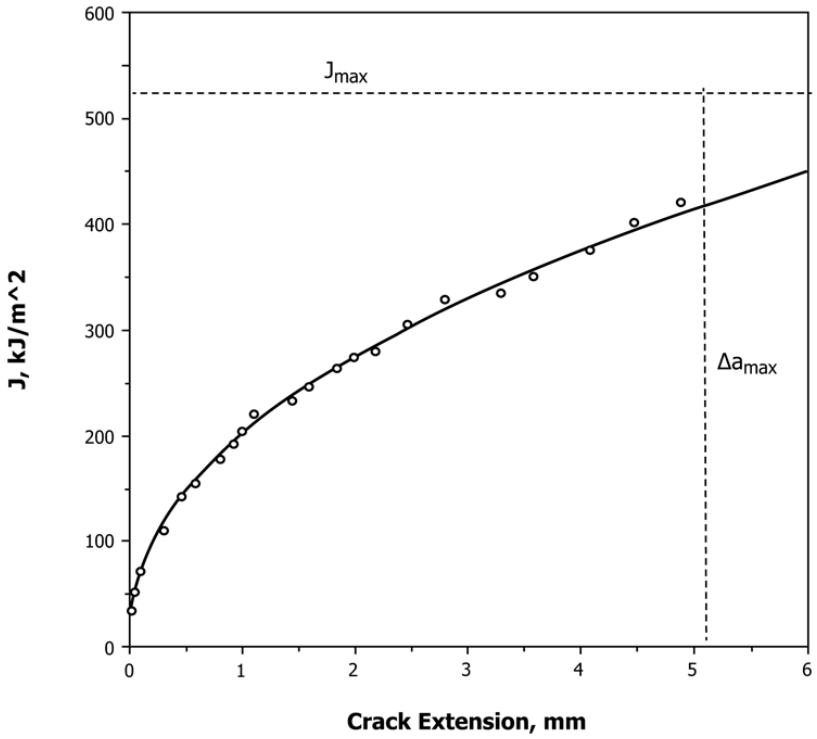
За сваки узорак треба израчунати $\boldsymbol{\Delta a}$ на следећи начин:

$$\Delta a = a_p - a_0 \tag{5.37.}$$

За сваку израчунату вредност a_i такође треба израчунати одговарајући Δa_i на следећи начин:

$$\Delta a_i = a_i - a_{0q} \tag{5.38.}$$

Вредност J_Q зависи од a_{0q} који се користи за израчунавање Δa_i.

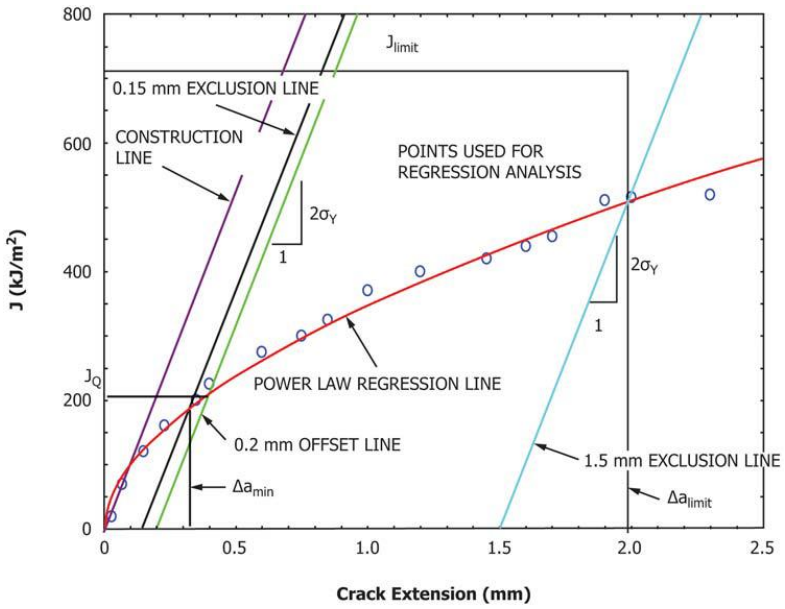


Слика 5.126. Типична *J - R* крива [116]

Линија затупљивања (конструкциона линија) на сл. 5.127, описује процес који непосредно претходи иницирању и стабилном расту прслине дуктилним чупањем у коме прслина привидно расте због заобљавања њеног врха (види сл. 5.123), је дефинисана изразом

$$J = 2 \cdot \sigma_Y \cdot \Delta a \tag{5.39.}$$

где је: σ_Y - ефективни напон течења (напон ојачавања).



Слика 5.127. Шематски приказ поступка дефинисања *J-R* криве отпорности и вредности J_Q према стандарду ASTM E1820:20 [116]

Гранична линија искључења паралелна линији затупљивања на 0,15mm обезбеђује да је Δa најмање 0,15mm, што омогућава прецизније мерење. Гранична линија искључења на 1,5mm обезбеђује да је Δa, начелно мање од 6% преосталог лигамента епрувете, што обезбеђује применљивост израза за срачунавање вредности J-интеграла. Све вредности J које се налазе у области дијаграма J-Δa између граничних линија 0.15mm и 1.5mm а ограничене су са $J_{limit} = b_0\sigma_Y/7.5$, и да су вредности J_i мање од максималне $J_{max} = b_0\sigma_Y/10$, а коју капацитет епрувете дозвољава.

Вредност J-интеграла зависи од дефиниције почетка стабилног раста прслине дуктилним чупањем. И ако то на први поглед и није тешко, треба водити рачуна да се мерењем добију конзистентни резултати. Због тога стандард ASTM E1820:20 дефинише као почетак раста прслине тренутак када она напредује за 0.2mm од почетне дужине прслине a_0. То значи да је кандидована вредност J_Q за критичну вредност J_{Ic} дефинисана пресеком сечице паралелне линији затупљивања повучене из Δa = 0,2mm и експоненцијалне J-R криве

$$J = C_1\left(\frac{\Delta a}{k}\right)^{C_1} \tag{5.40.}$$

Да би изабрали (Δa, J) тачке података које ће се користити за одређивање коефицијената степена, C_1 и C_2, дефинисали смо и изабрали последњу тачку између граничних линија 0.15mm и 1.5mm (ову тачку означавамо са индексом n) Враћајући се на почетак дијаграма

одредићемо прву тачку која пада лево од линије искључења од 0,15mm (индекс ове тачке је означен као ***m***). Извршићемо регресиону анализу (урадићемо линију регресије) по степену користећи методу најмањих квадрата и користећи све тачке података између индекса ***m+1*** и ***n***. Закон степена је линеаризован за регресиону анализу у следећем облику:

$$\ln J = \ln C_1 + C_2 \ln\left(\frac{\Delta a}{k}\right) \tag{5.41.}$$

где је: k = 1.0mm.

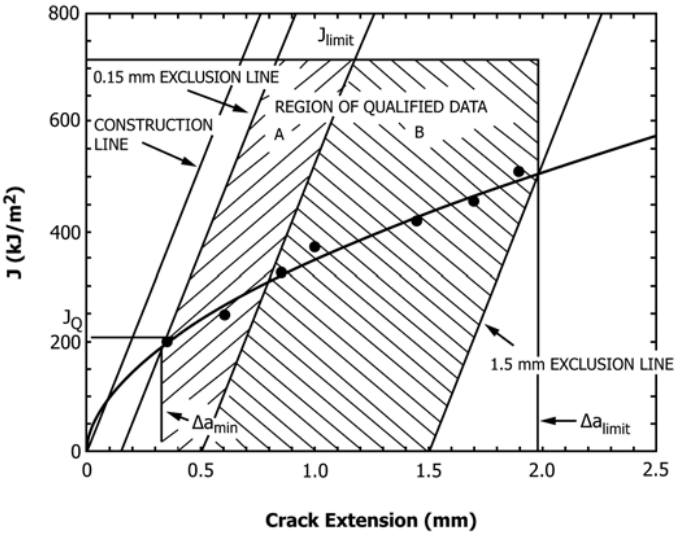
Коефицијенти C_1 и C_2 се одређују регресионом методом најмањих квадрата, при чему се узимају само они подаци који се налазе унутар линија одбацивања које су паралелне са правом затупљивања, а повучене за дужине прслина Δa = 0.15mm и Δa = 1.5mm..

Пресек линије регресије са линијом одступања 0.2mm дефинише J_Q и Δa_Q , сл. 5.127. Најмање 5 (пет) тачака мора да буде између $\Delta a_{min.}$, Δa_{limit} и J_{limit}, сл. 5.127. Ако дође до деформације узорка због нестабилности или почетка цепања без тачке ***J-Δa*** која прелази линију одступања од 0.5mm, може се користити алтернативни скуп података за добијање J_Q. У овом случају најмање 4 тачке података ће бити у зони А, сл. 5.128 и најмање једна од ових тачака треба да буде између линије одступања од 0.2mm и линије одступања од 0.5mm.

Да би J_Q важило као J_{Ic} мора се испунити низ захтева од којих је најважнији да дебљина епрувете ***B*** и почетни лигамент b_0 задовоље услов

$$B; b_0 > 10\frac{J_Q}{\sigma_Y} \tag{5.42.}$$

Треба напоменути да јед. 5.27 не узима у обзир раст прслине, већ је базирана на почетној дужини прслине. Због тога се претходни изрази користе само кад је од интереса одређивање мере жилавости лома, J_{Ic} која дефинише, условно речено, почетак раста прслине. Другим речима, вредност J_{Ic} не зависи од тога да ли је при срачунавању ***J*** и дефинисању ***J-R*** криве узета у обзир корекција услед раста прслине [6]. Уколико је, пак, од интереса и укупна ***J-R*** крива, при срачунавању ***J*** се мора применити корекција услед раста прслине.



Слика 5.128. Дефиниција зоне за квалификацију података [116]

Понашање еласто-пластичних материјала, међу које спадају и челици типа A516, као и компоненте заварених спојева, при стабилном ширењу прслине може се описати помоћу дијаграма ***J–Δa***.

Експериментална испитивања су реализована применом методе једне епрувете са сукцесивним парцијалним растерећењем, односно методом попустљивости једног узорка, како је дефинисано стандардом ASTM E1820-20. Основна сврха ове методе је да се током испитивања региструје величина напредовања прслине (***Δa***).
Конкретно, испитивање епрувета заварених спојева нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, са врхом заморне прслине смештеним у различите зоне — основни метал **(*OM*)**, метал шава **(*MŠ*)** и зону утицаја топлоте **(*ZUT*)** — обављено је на собној температури (20°C) коришћењем сервохидрауличке кидалице.

Испитивање ***SE***(***B***) епрувета за савијање у три тачке у циљу одређивања еласто-пластичног параметра механике лома ***J***-интеграла, рађено је у две фазе:

- Прва фаза подразумева стварање иницијалне прслине, односно обезбеђење услова равног стања деформације (троосно напонско стање на врху прслине).
- Друга фаза се састојала од добијања ***P-V*** криве методом сукцесивног оптерећења /растерећења једне епрувете (коришћена је метода испитивања једне епрувете), укључујући и регистровање података потребних за добијање ***J-Δa*** криве, односно ***J-R*** криве. Након тога, на основу добијених резултата испитивања, урађена је конструкција ***J-R*** крива, одређена вредности J_Q, и провера да ли вредност J_Q задовољава услове

садржане у јед. 5.42. Ако задовољава услове, онда је $J_Q = J_{Ic}$, и можемо помоћу зависности:

$$K_{Ic} = \sqrt{\frac{J_{Ic} \cdot E}{1-\nu^2}} \tag{5.43.}$$

а познавајући вредности критичног J_{Ic} интеграла израчунати вредност критичног фактора интензитета напона или жилавост лома при равној деформацији, K_{Ic}. Савремени сервохидраулички систем је располагао са софтвером који је аутоматски регистровао све податке прве и друге фазе испитивања. Током испитивања на собној температури, епрувета је била опремљена ***COD*** екстензометром, чија је улога била регистровање величине отварања врха прслине. Оптерећење савијањем је примењивано контролисано, кроз конструисање ***P–V*** криве, уз релативно малу брзину увођења оптерећења. У конкретном експерименту та брзина износила је 3 mm/min, што је омогућило поуздано праћење деформација и развоја прслине у иницијалној фази испитивања.

На основу података прикупљених са сервохидрауличког система, (давача силе, померања и COD екстензомера), конструисани су дијаграми сила ***P*** -померање (померање отварање врха прслине) ***Vm***. Ови дијаграми су подлога за одређивање критичне вредности ***J***-интеграла, J_{Ic}, а сам поступак се огледа у добијању ***J-P*** криве, односно ***J - Δa*** криве, која се састоји од вредности ***J*** интеграла за равномерне прираштаје прслине ***Δa***. На основу једначине (5.43) извршен је прорачун критичних вредности фактора интензитета напона, односно жилавости лома у условима равног стања деформације (K_{Ic}). Добијене вредности параметра K_{Ic} приказане су у табели 5.33, а односе се на епрувете са иницираним зарезом у основном металу (***OM***), као и у појединим зонама завареног споја – зони утицаја топлоте (***ZUT***) и металу шава (***MŠ***). Испитивања су реализована на температури од 20 °C, што омогућава поређење резултата између различитих структурних подручја заварене конструкције.

Важно је напоменути да је у прорачуну за жилавост лома при равној деформацији, K_{Ic} (једн. 5.43) за ***OM*** и ***ZUT*** коришћена вредност модула еластичности добијеног испитивањем затезањем епрувета ***OM*** на собној температури (221.6GPa), а за прорачун K_{Ic} ***MŠ***, коришћена је вредност модула еластичности добијеног испитивањем затезањем епрувета ***ZS*** на собној температури (210.7GPa).

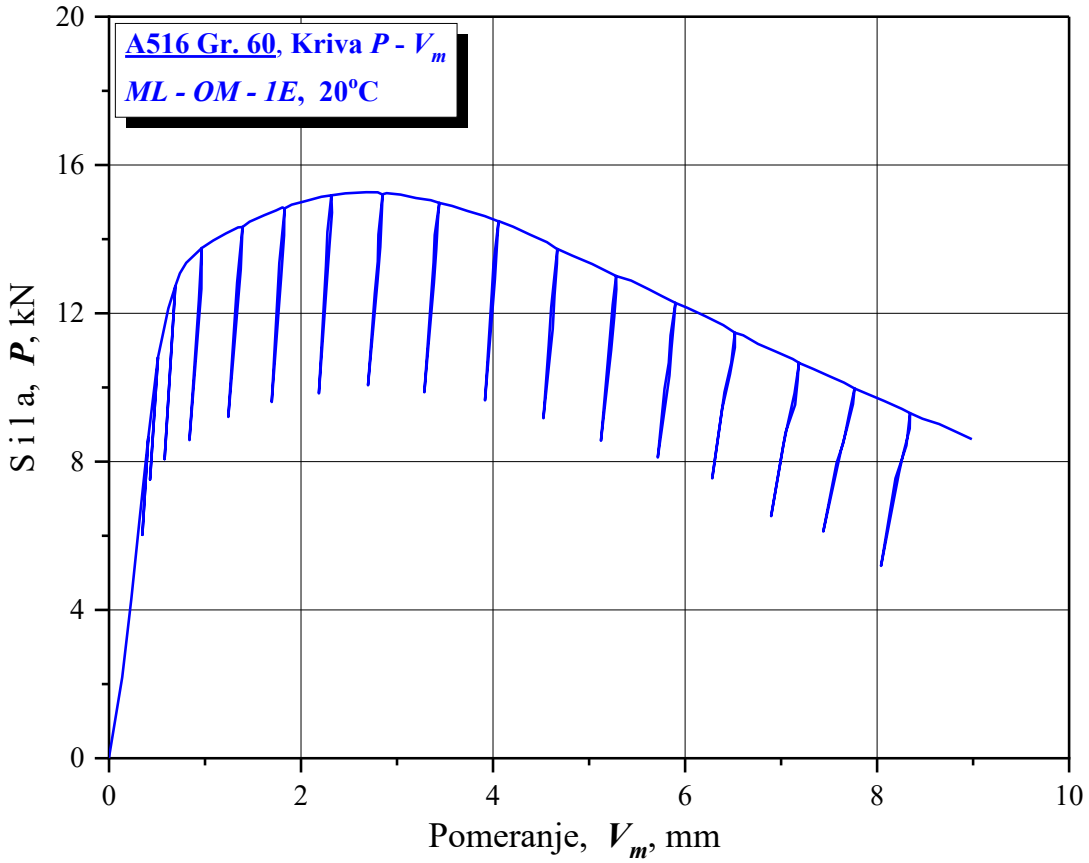
Применом основне формуле механике лома:

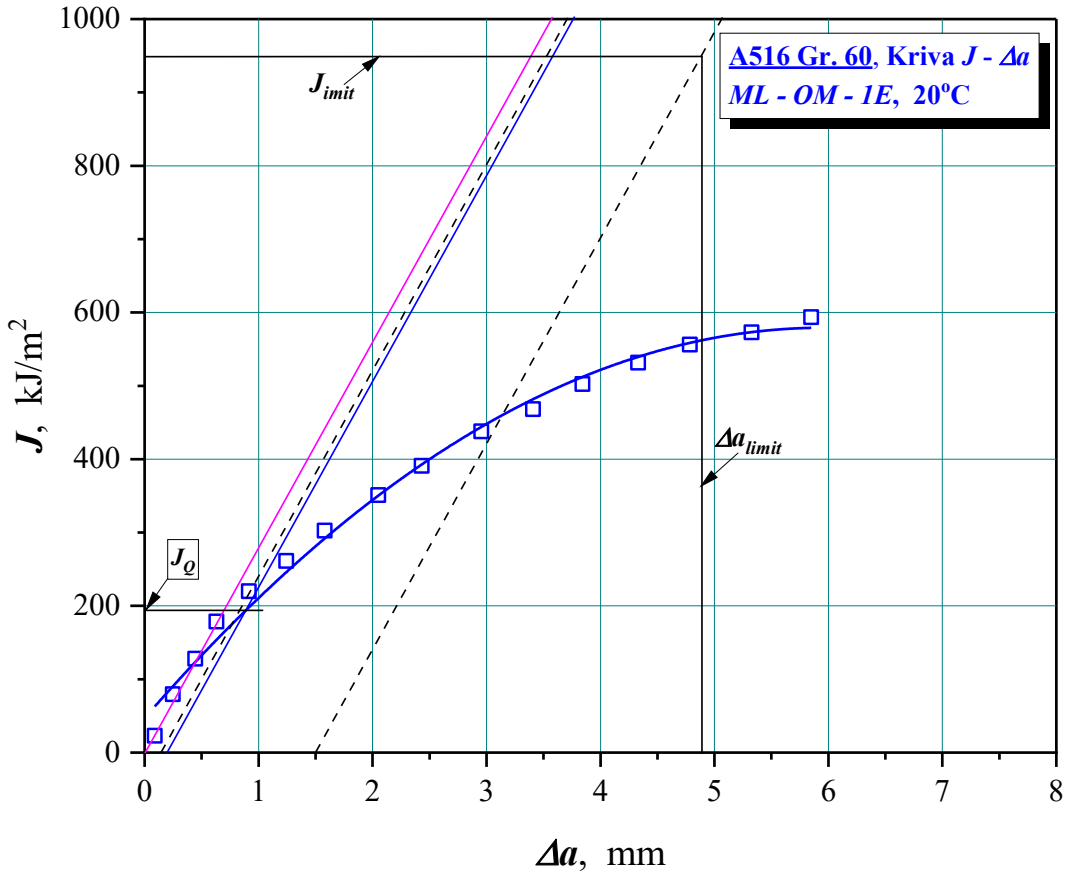
$$K_{Ic} = \sigma_c \cdot \sqrt{\pi \cdot a_c} \tag{5.44.}$$

те уношењем вредности конвенционалног напона течења, $R_{p0,2} = \sigma_c$, могу се израчунати приближне вредности за критичну дужину прслине, a_c. Дијаграми ***P - V_m***, и ***J - Δa*** за епрувету ознаке ***ML - OM – 1*** са зарезом у ***OM*** приказани су на сл. 5.129, за епрувету ознаке ***ML - ZUT – 1*** са зарезом у ***ZUT*** приказани су на сл. 5.130, а за епрувету ознаке ***ML - MŠ – 1*** са зарезом у **МШ** приказани су на сл. 5.131. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 5**.

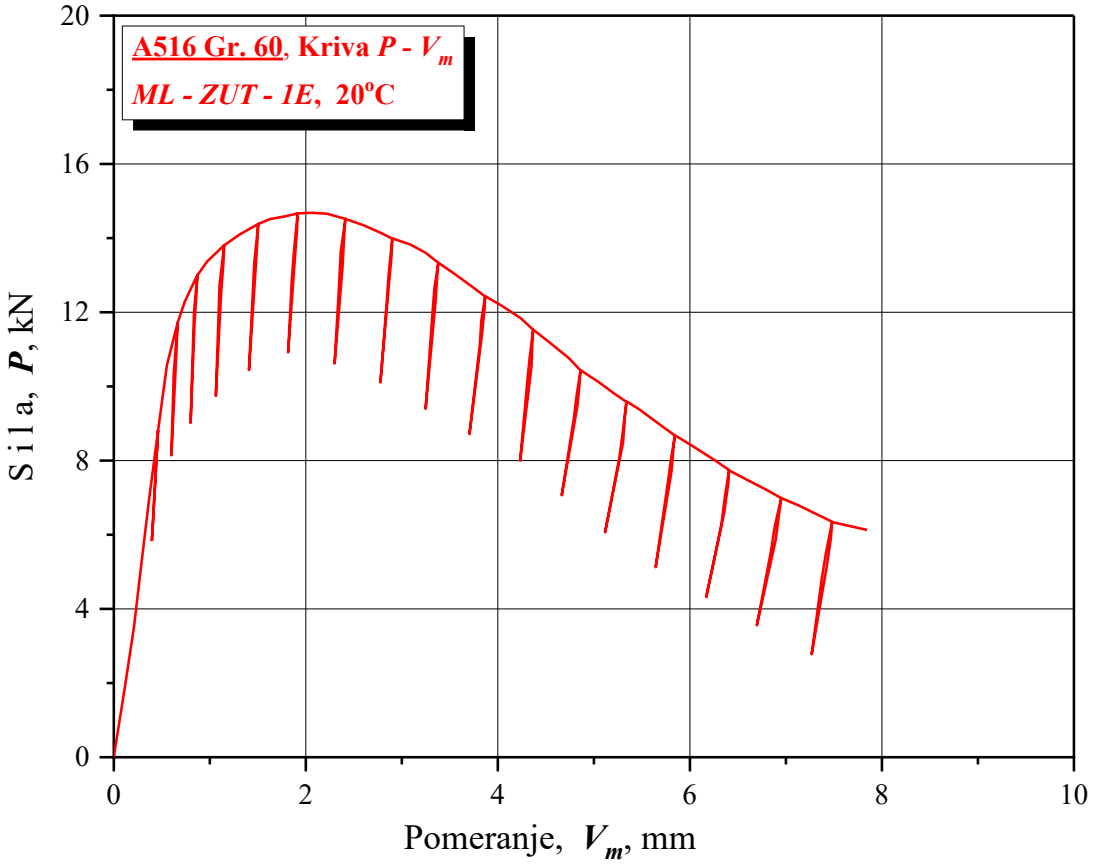
Табела 5.33. Вредности K_{Ic} епрувета са зарезом у ОМ

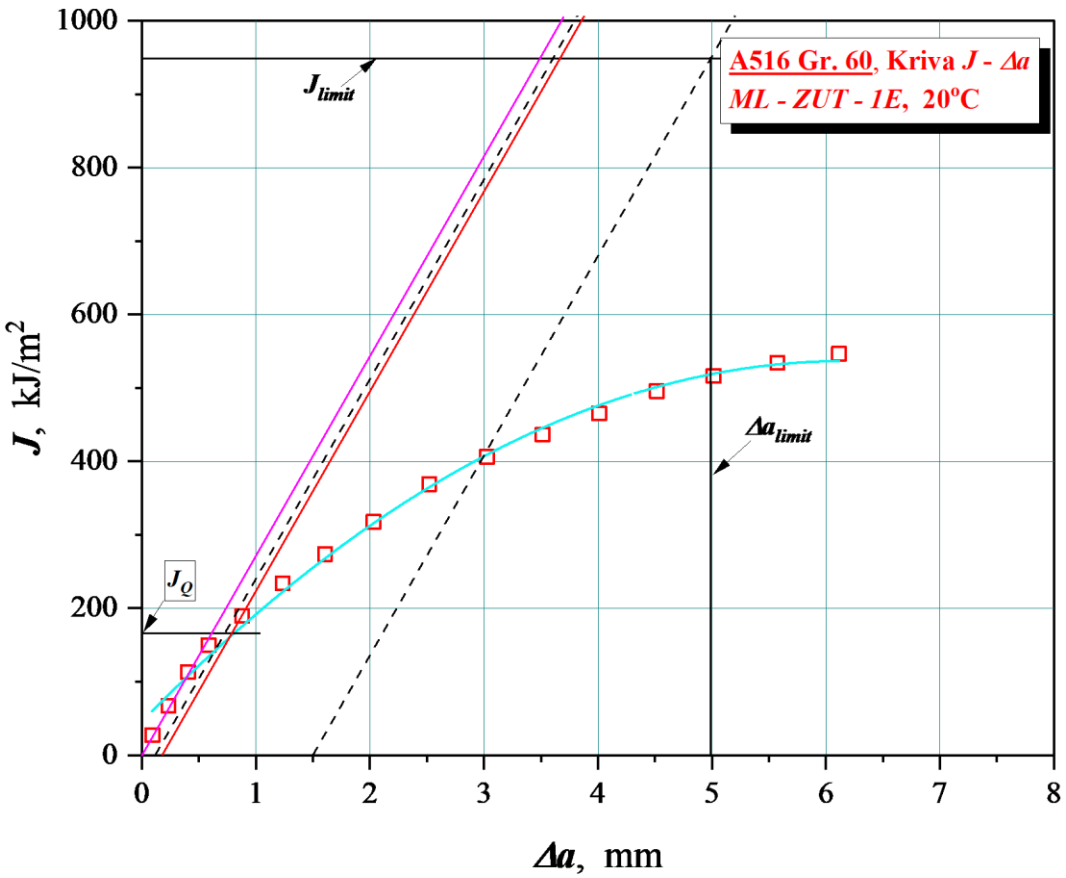
Ознака епрувете	**Критични J-интеграл, J_{Ic}, kJ/m²**	**Критични фактор интензитета напона, K_{Ic}, MPa m$^{1/2}$**	**Критична дужина прслине, a_c, mm**
ML - OM – 1	195.3	215.1	107.6
ML - OM – 2	189.2	211.7	104.3
ML - OM – 3	204.5	220.1	112.7
ML - ZUT – 1	167.2	199.0	92.2
ML - ZUT – 2	175.4	203.9	96.7
ML - ZUT – 3	170.8	201.2	94.1
ML - MŠ – 1	147.8	185.0	79.6
ML - MŠ – 2	151.2	187.1	81.4
ML - MŠ – 3	157.4	190.9	84.8



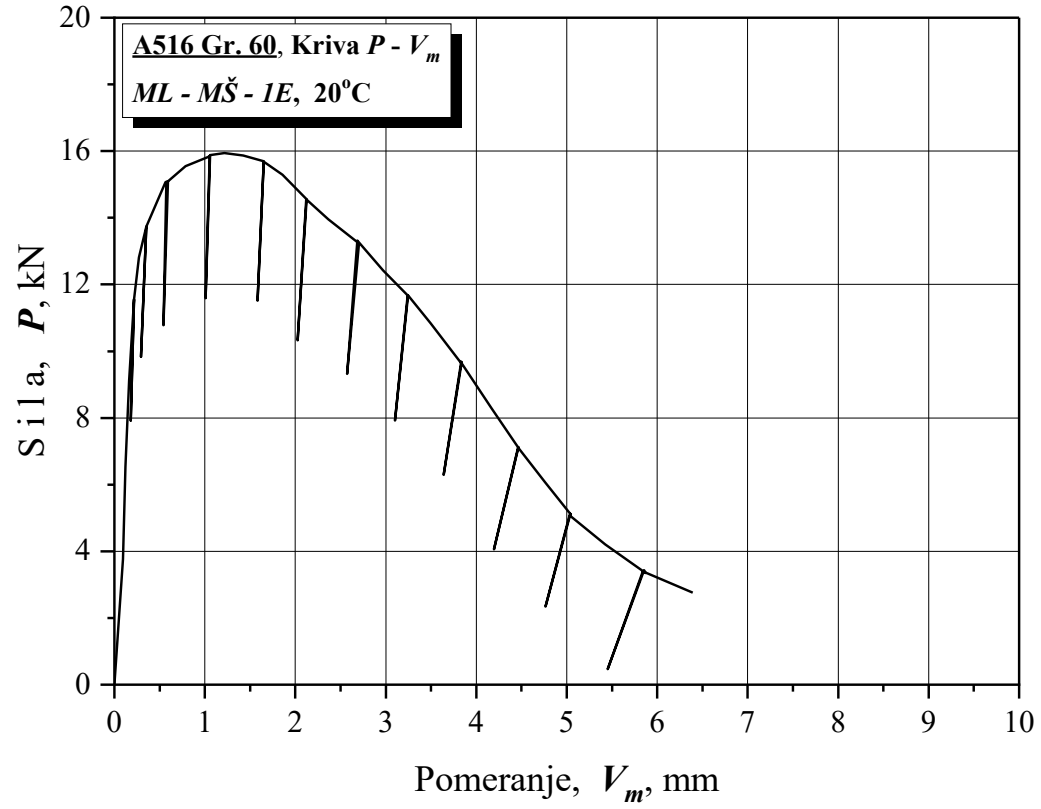


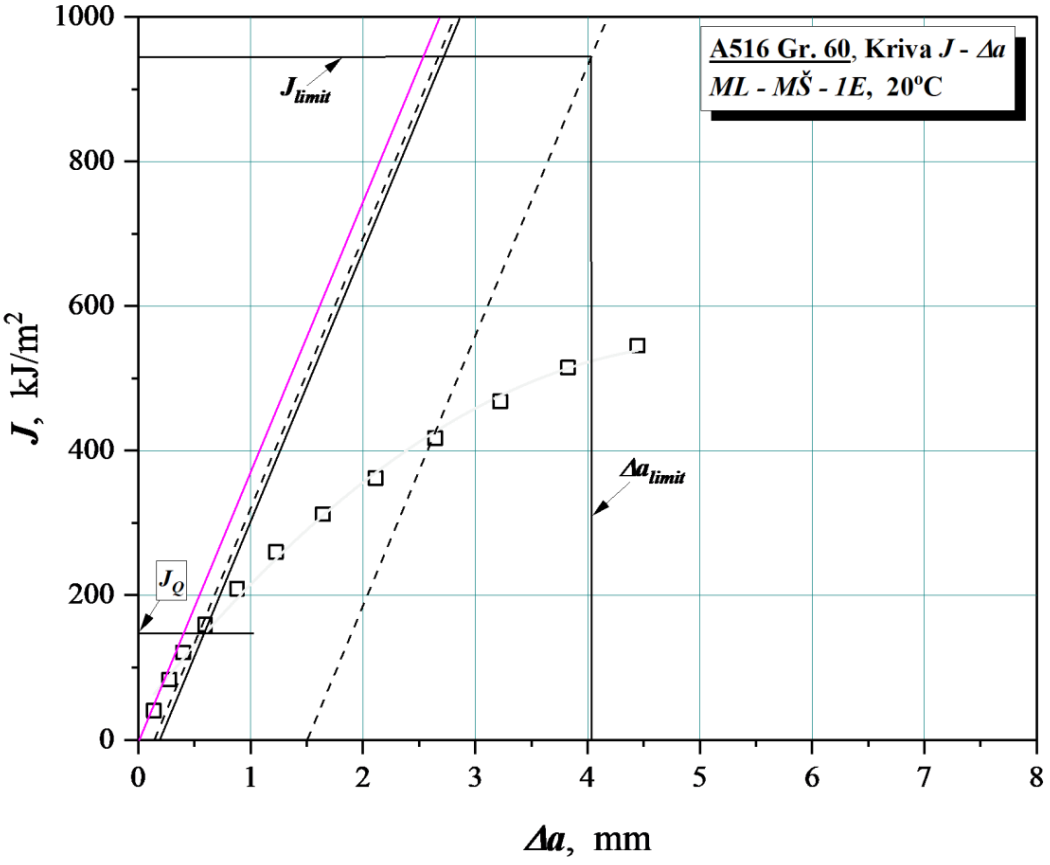
Слика 5.129. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - OM – 1E*





Слика 5.130. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - ZUT – 1E*

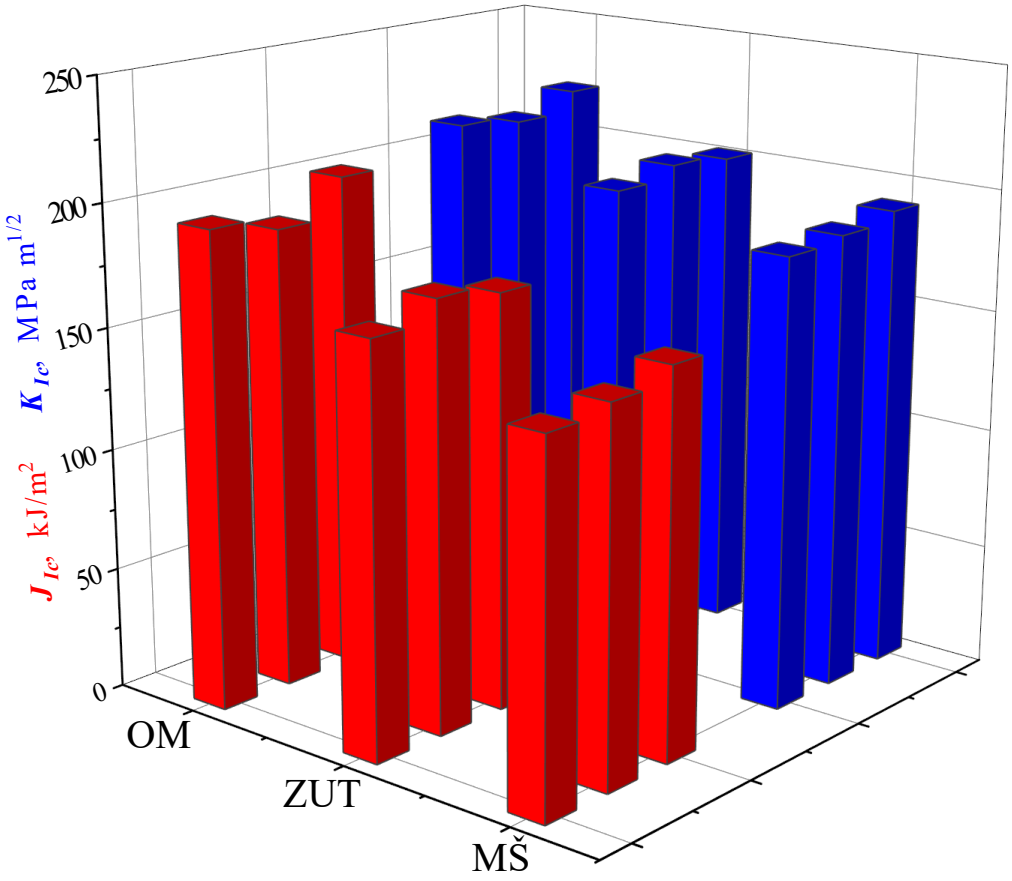




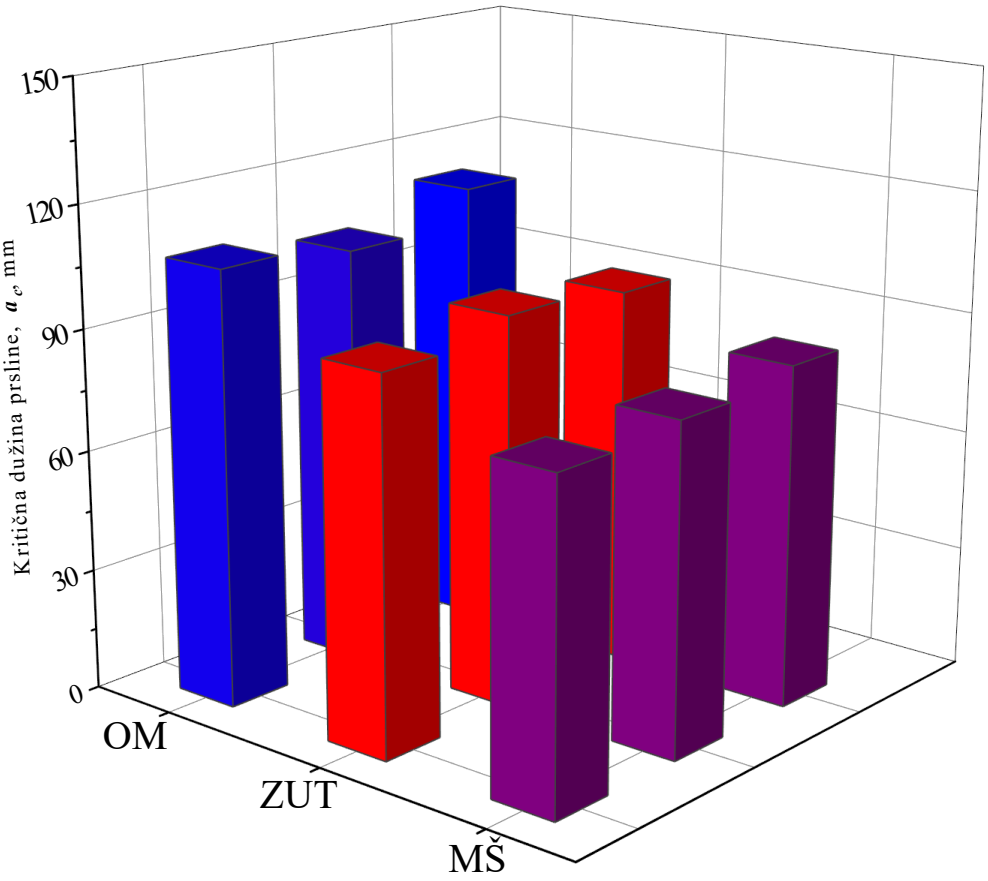
Слика 5.131. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - MŠ – 1E*

5.12.3. Анализа резултата одређивања жилавости лома при равној деформацији K_{Ic}

Утицај положаја зареза на добијене вредности критичног J_{Ic} и критичног фактора интензитета напона K_{Ic} представљен је графички на слици 5.132, док је ефекат положаја зареза на критичну дужину прслине a_c приказан на слици 5.133.



Слика 5.132. Зависност места постављања зареза на J_{Ic} и K_{Ic}



Слика 5.133. Зависност места постављања зареза на a_c

Најбољу отпорност на присуство грешке типа прслине имају епрувете са прслином у основном металу (**ОМ**). Добијене вредности жилавости лома при равној деформацији K_{Ic}, се крећу од 211.7 MPa $m^{1/2}$ до 220.1 MPa $m^{1/2}$. Нешто ниже вредности K_{Ic} имају епрувете са прслином у ***ZUT***, и оне се крећу од 199.1 MPa $m^{1/2}$ до 203.9 MPa $m^{1/2}$. Најлошију отпорност на присуство грешке типа прслине имају епрувете са прслином у металу шава (**МШ**). Добијене вредности жилавости лома при равној деформацији K_{Ic}, се крећу од 185.2 MPa $m^{1/2}$ до 190.9 MPa $m^{1/2}$.

Критична дужина прслине, a_c, сл. 5.133, је највећа код основног метала. Добијене вредности критичне дужине прслине, a_c, се крећу од 82mm код **МШ**, 94mm код ***ZUT*** до 108mm код **ОМ**.

Добијене вредности критичне дужине прслине, a_c, су значајно веће од дебљине лима коришћеног за израду посуде под притиском за ***TNG*** (26mm), што говори о добро изабраном основном материјалу, као и изабраној технологији заваривања (додатни материјал и параметри заваривања). Наиме, ови резултати иду у прилог констатацији, да у конкретном случају, без обзира на дужину присутне прслине у **ОМ** и различитим зонама завареног споја

(***ZS***), готово сигурно неће доћи до појаве кртог лома, односно неће доћи до нежељених последица како за присутно особље, тако и за животну средину.

Управо из ових разлога, овај материјал је због својих добрих особина, данас један од најзаступљенијих конструкцијских материјала за израду заварених челичних конструкција. Добијени резултати испитивања у присуству грешке типа прслине у статичким условима (жилавост лома при равној деформацији K_{Ic}, и критична дужина прслине, a_c) оправдавају његову намену коришћења за статички оптерећене заварене конструкције у хемијској и петрохемијској индустрији, за складиштење и транспорт техничких гасова, нафте и нафтних деривата, када експлоатацијске услове које карактерише поред осталог ниска температура и агресивна радна средина.

5.13. Одређивање параметара раста заморне прслине

Анализом бројних прелома машинских делова који су у дужем временском периоду били изложени наизменичном променљивом оптерећењу, установљено је да радни напони нису прелазили вредности напона течења за тај материјал, односно напони су били у линеарно еластичном подручју. Под утицајем променљивих оптерећења која су мања од оптерећења квазистатичког лома временом долази до слабљења материјала, што неминовно доводи до појаве и раста прслине. Феномен слабљења материјала деловањем променљивог оптерећења може се назвати замор материјала.

Током експлоатације, највећи број оштећења и отказа делова и конструкција настаје услед замора материјала, чији је карактеристични пратилац појава пукотина. У појединим случајевима оштећења се могу приписати унутрашњим особинама материјала, али се веома често јављају и као последица неповољних конструкцијских решења. Из тога произлази да отпорност на замор неког машинског дела или целе конструкције не зависи искључиво од заморне издржљивости материјала, већ и од геометријских карактеристика самог елемента [126].

Како је у металима немогуће у потпуности избећи присуство различитих дисконтинуитета и концентратора напона (зарези, жлебови, отвори, механички и заварени спојеви), период иницирања заморне прслине N_s може се сматрати занемарљивим у односу на укупан век до појаве лома N_f. Имајући у виду да на брзину напредовања макроскопске прслине није

могуће директно утицати изменом микроструктуре, једино преостало решење је да се у лабораторијским условима експериментално одреди брзина раста прслине за дати материјал или елемент. Након тога, на основу повремених инспекција и утврђене величине прслине, може се извршити поуздана процена преосталог века трајања машинског дела или конструкције. Овакве процене се најчешће заснивају на принципима линеарно-еластичне механике лома (LEML) [126].

Концепт LEML (линеарно-еластичне механике лома) може се применити и за анализу раста прслине услед замора. Теоријску основу оваквог приступа представља концепт *сличног понашања*, према коме су услови у зони врха прслине јединствено одређени само једним параметром оптерећења – фактором интензитета напона $\boldsymbol{K}$. За случај стационарне прслине то значи да ће лом две различите геометријске конфигурације, израђене од истог материјала, наступити при истој критичној вредности овог параметра, $\boldsymbol{K_c}$ [126].

Највећи помак који је механика лома остварила у области замора материјала огледа се у могућности аналитичког раздвајања процеса заморног лома на две фазе:

- фазу иницирања, у којој се заморна прслина ствара, и
- фазу раста или ширења, у којој већ настала прслина постепено напредује до критичне величине, након чега долази до изненадног лома.

Тиме се укупан број циклуса, $\boldsymbol{N_u}$, после кога долази до лома, дели на број циклуса потребних да заморна прслина настане, $\boldsymbol{N_s}$, и број циклуса да она порасте до критичне величине за лом, $\boldsymbol{N_š}$, односно:

$$N_u = N_s + N_š. \tag{5.45.}$$

Развој у проучавању понашања материјала при дејству променљивог оптерећења је омогућен паралелним увођењем експерименталног и теоријског приступа, јер само теоријски приступ не може потпуно објаснити настанак и раст заморне прслине. Данас се интензивно истражује који све фактори утичу на зависност $\boldsymbol{da/dN = f(\Delta K)}$, у тзв. нискоцикличном замору, када се у петљи хистерезиса једног циклуса успоставља пластична деформација. Анализа расподеле напона и деформација у области врха заморне прслине, спроведена применом поступака линеарно-еластичне механике лома **(**LEML**)**, омогућила је формулисање општег критеријума за описивање овог процеса. На основу тих истраживања ***Paris*** и сарадници предложили су једначину која важи за већину метала и легура, а која

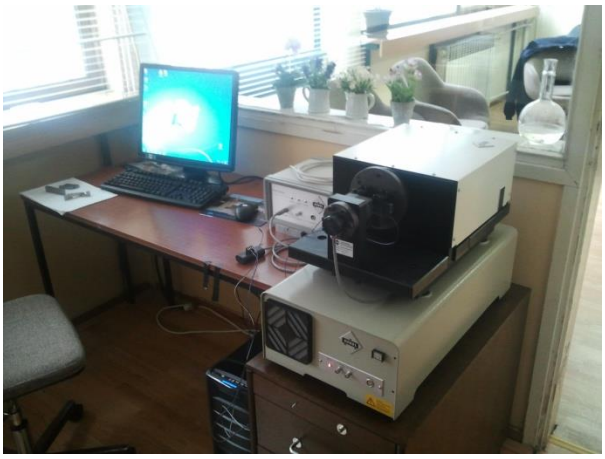
повезује брзину раста заморне прслине са опсегом фактора интензитета напона у њеној зони [159,160]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m . \tag{5.46.}$$

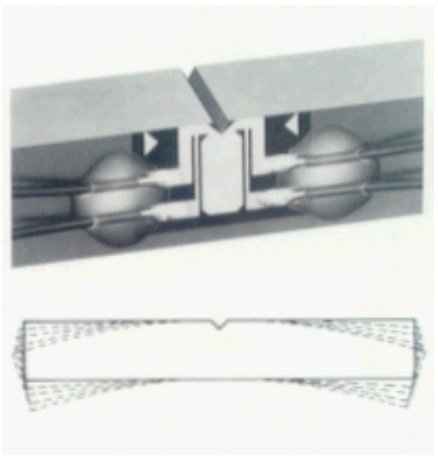
Иако ***Paris-ова*** релација не обухвата целокупно подручје раста прслине, између зоне веома малих брзина близу прага замора (ΔK_{th}) и зоне високих брзина у непосредној близини критичне жилавости лома (K_{Ic}), њен широк линеарни средњи део има највећи практични значај. Управо у овом делу криве постоји јасна могућност да се разликује фаза иницијације прслине од фазе њеног даљег раста (ширења), што је од посебног значаја у техничкој примени. Примена ове једначине показала се посебно ефикасном у анализи замора конструкција израђених од материјала повећане и високе чврстоће.

С обзиром на то да конструкција у експлоатацији неће бити угрожена све док дужина прслине не достигне критичну вредност, могуће је, након извршене процене, дозволити њен рад и у фази контролисаног ширења пукотине. За доношење одлуке о наставку употребе кључан је параметар брзина раста прслине, односно њена зависност од нивоа оптерећења којем је конструкција изложена. Стандард ASTME647-15e1, "*Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*"[161] прописује мерење брзине раста заморне прслине ***da/dN***, која се развија из постојеће прслине и прорачун опсега фактора интензитета напона, ΔK, што значи да епрувета треба имати заморну прслину.

Испитивања на собној температури изведена су ради одређивања брзине раста заморне прслине **(*da/dN*)** и утврђивања прага замора **(ΔK_{th})**. У те сврхе су коришћене стандардне Шарпи епрувете, које су испитиване методом тро-тачкастог савијања на резонантном високофреквентном пулзатору (сл. 5.134). Само испитивање је реализовано у режиму контроле силе, што обезбеђује стабилност и поузданост мерења. Наведени пулзатор омогућавао је стварање синусоидалног, једносмерно промењивог моментног оптерећења у распону од –160 до +160 Nm, што је омогућило прецизну симулацију услова под којима долази до заморног оштећења у реалним конструкцијама.



a)

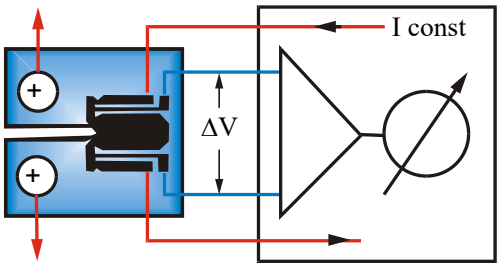


b)

Слика 5.134. Савремени систем за динамичка испитивања

Уређај је био интегрисан у мерно-аквизициони систем, што је омогућило аутоматизацију поступка мерења и директно прикупљање као и обраду података. Ради свеобухватније оцене понашања материјала под дејством промењљивог оптерећења, узимајући у обзир димензије епрувета, испитиван је критични случај позитивног промењљивог оптерећења **(R = 0,1)**. Остварена учестаност кретала се у интервалу од 170 Hz до 195 Hz, у зависности од положаја прслине (***OM***, ***MŠ*** или ***ZUT***) и величине оптерећења. Средње оптерећење и амплитуда мерења регистровани су са тачношћу од ±3 Ncm.

Пре испитивања епрувете су биле механички припремљене, након чега су на њих постављене мерне траке (фолије) које су омогућиле праћење развоја прслине. За ту сврху употребљене су мерне фолије ***RMF A-5*** дужине 5 mm. Како би се омогућило регистровање раста прслине преко фолије, примењен је уређај ***FRACTOMAT*** [162]. Овај систем, у комбинацији са мерним фолијама, функционише на принципу мерења промене електричног отпора. Како заморна прслина напредује испод траке, фолија пуца у зони врха прслине, што доводи до промене отпора, при чему варијација отпора има линеаран карактер са прираштајем дужине прслине. Шематски приказ система ***FRACTOMAT*** – мерна фолија дат је на сл. 5.135. [152].



Слика 5.135. Шема мерне фолије и начина регистровања раста прслине

Одређивање параметара Парисове једначине своди се на утврђивање зависности између брзине раста заморне прслине по циклусу, ***da/dN***, и опсега фактора интензитета напона, ***ΔK***. У том поступку је неопходно одредити константу ***C*** и експонент ***m*** који карактеришу материјал. Брзина раста заморне прслине се за сваку тренутну дужину прслине ***a*** везује за одговарајући опсег фактора интензитета напона ***ΔK***, који се дефинише као $\Delta F = F_g - F_d$, где су F_g и F_d горња и доња сила циклуса. На овај начин успоставља се директна корелација између услова оптерећења, геометрије епрувете и интензитета поља напона на врху прслине, што омогућава квантификацију параметара ***C*** и ***m*** у Парисовој релацији. За одређивање опсега фактора интензитета напона користи се формула:

$$\Delta K = \frac{\Delta F \cdot L}{B\sqrt{W^3}} \cdot f(a/W) \tag{5.47.}$$

gde je: L - распон ослонаца, mm;
B - дебљина епрувете, mm;
W - ширина (висина) епрувете, mm
a - дужина прслине.

Геометријски члан ***f(a/W)*** дат је изразом:

$$f(a/W) = \frac{3 \cdot \sqrt{\frac{a}{W}} \cdot \left[1{,}99 - \frac{a}{W}\left(1 - \frac{a}{W}\right)\left(2{,}15 - 3{,}93\frac{a}{W} + 2{,}7\left(\frac{a}{W}\right)^2\right)\right]}{2\left(1 + 2\frac{a}{W}\right)\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \tag{5.48.}$$

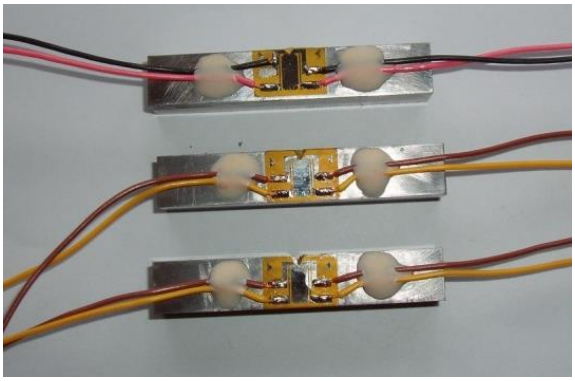
Важни подаци за процену понашања материјала који садржи грешку типа прслине под утицајем променљивог оптерећења добијају се одређивањем параметара заморног раста прслине. У оквиру истраживања посебна пажња је посвећена утицају температуре на ове параметре, при чему су испитивани основни метал (***OM***), као и компоненте завареног споја – метал шава (***MŠ***) и зона утицаја топлоте (***ZUT***). Испитивање је обављено на три групе епрувета, у зависности од положаја врха прслине:

- I група – епрувете са врхом прслине у ***OM***,
- II група – епрувете са врхом прслине у ***ZUT***,
- III група – епрувете са врхом прслине у ***MŠ***.

На основу добијених резултата и дијаграма зависности дужине прслине ***a*** у односу на број циклуса ***N***, израчуната је брзина раста заморне прслине ***da/dN***. Зависно од примењеног променљивог оптерећења, које је представљено кроз опсег фактора интензитета напона ***ΔK***, конструисане су криве типа ***log da/dN – log(ΔK)***.

Истраживањем на епруветама са врхом прслине у ***OM***, ***ZUT*** и ***MŠ*** добијене су карактеристичне вредности параметара ***Paris-ове*** једначине – коефицијент ***C*** и експонент ***m***, као и праг замора ΔK_{th} и брзина раста прслине ***da/dN*** за референтни опсег фактора интензитета напона $\Delta K = 30 MPa\ m^{1/2}$.

Изглед једне групе припремљених епрувета за одређивање параметара раста заморне прслине је дат на сл. 5.137, а добијени параметри испитивања су приказани у таб. 5.40.



Слика 5.137. Епрувете за испитивање параметара раста заморне прслине

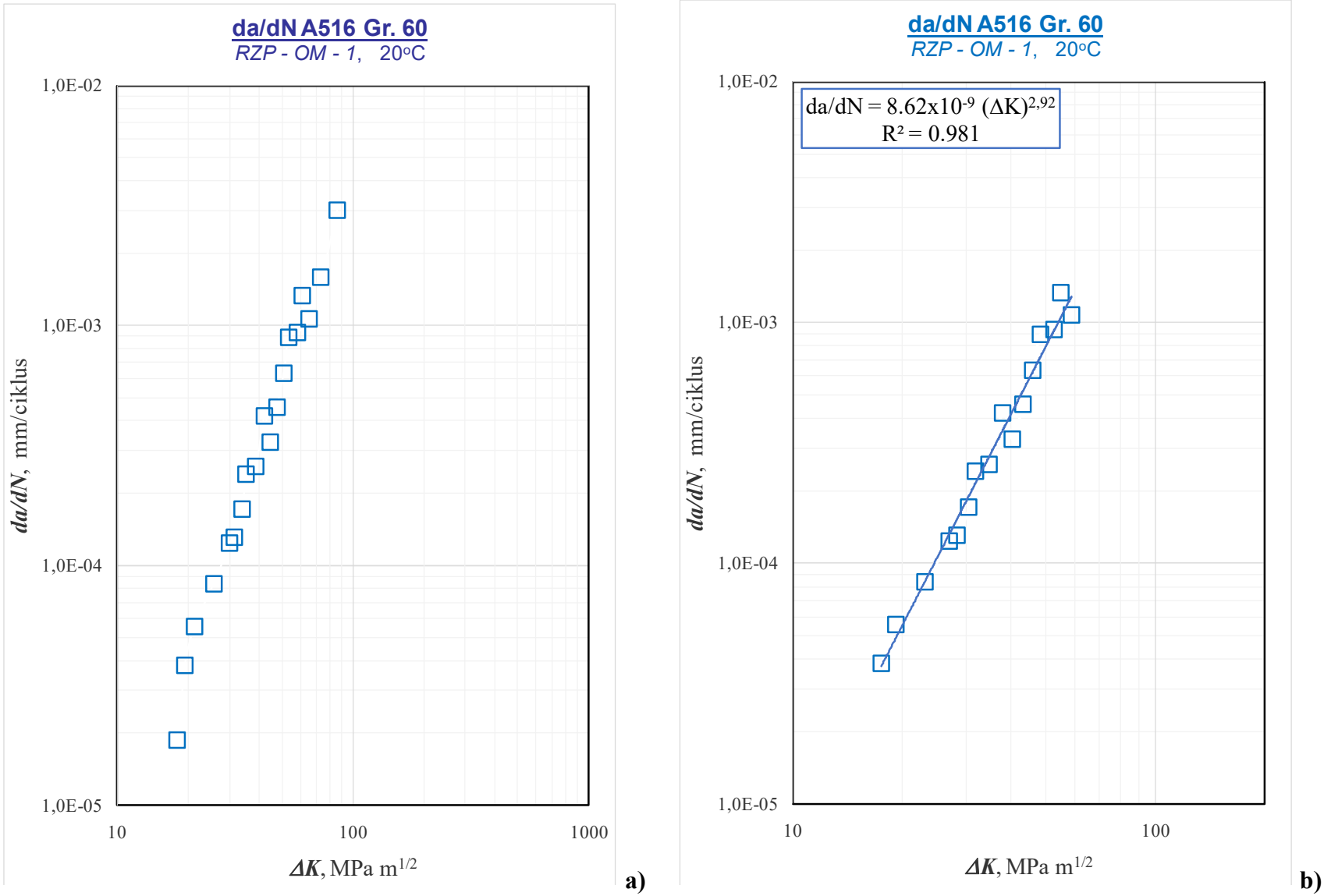
Табела 5.40. Параметри раста заморне прслине за епрувете са зарезом у *OM, ZUT* и *MŠ*

Ознака епрувете	**Праг замора ΔK_{th}, MPa m$^{1/2}$**	**Коефицијент *C***	**Експонент *m***	***da/dN*, mm/cikl, при ΔK=40MPa m$^{1/2}$**
RZP - OM – 1	17.6	$8.62 \cdot 10^{-9}$	2.92	$1.77 \cdot 10^{-4}$
RZP - OM – 2	17.2	$2.49 \cdot 10^{-9}$	3.19	$1.28 \cdot 10^{-4}$
RZP - OM – 3	16.9	$3.65 \cdot 10^{-8}$	2.36	$1.12 \cdot 10^{-4}$
RZP - ZUT – 1	15.2	$7.88 \cdot 10^{-9}$	3.11	$3.09 \cdot 10^{-4}$
RZP - ZUT – 2	16.1	$2.84 \cdot 10^{-9}$	3.36	$2.61 \cdot 10^{-4}$
RZP - ZUT – 3	16.3	$1.23 \cdot 10^{-8}$	2.92	$2.52 \cdot 10^{-4}$
RZP - MŠ – 1	13.4	$7.06 \cdot 10^{-9}$	3.26	$4.58 \cdot 10^{-4}$
RZP - MŠ – 2	14.3	$2.21 \cdot 10^{-9}$	3.56	$4.01 \cdot 10^{-4}$
RZP - MŠ – 3	14.8	$3.18 \cdot 10^{-10}$	4.10	$3.62 \cdot 10^{-4}$

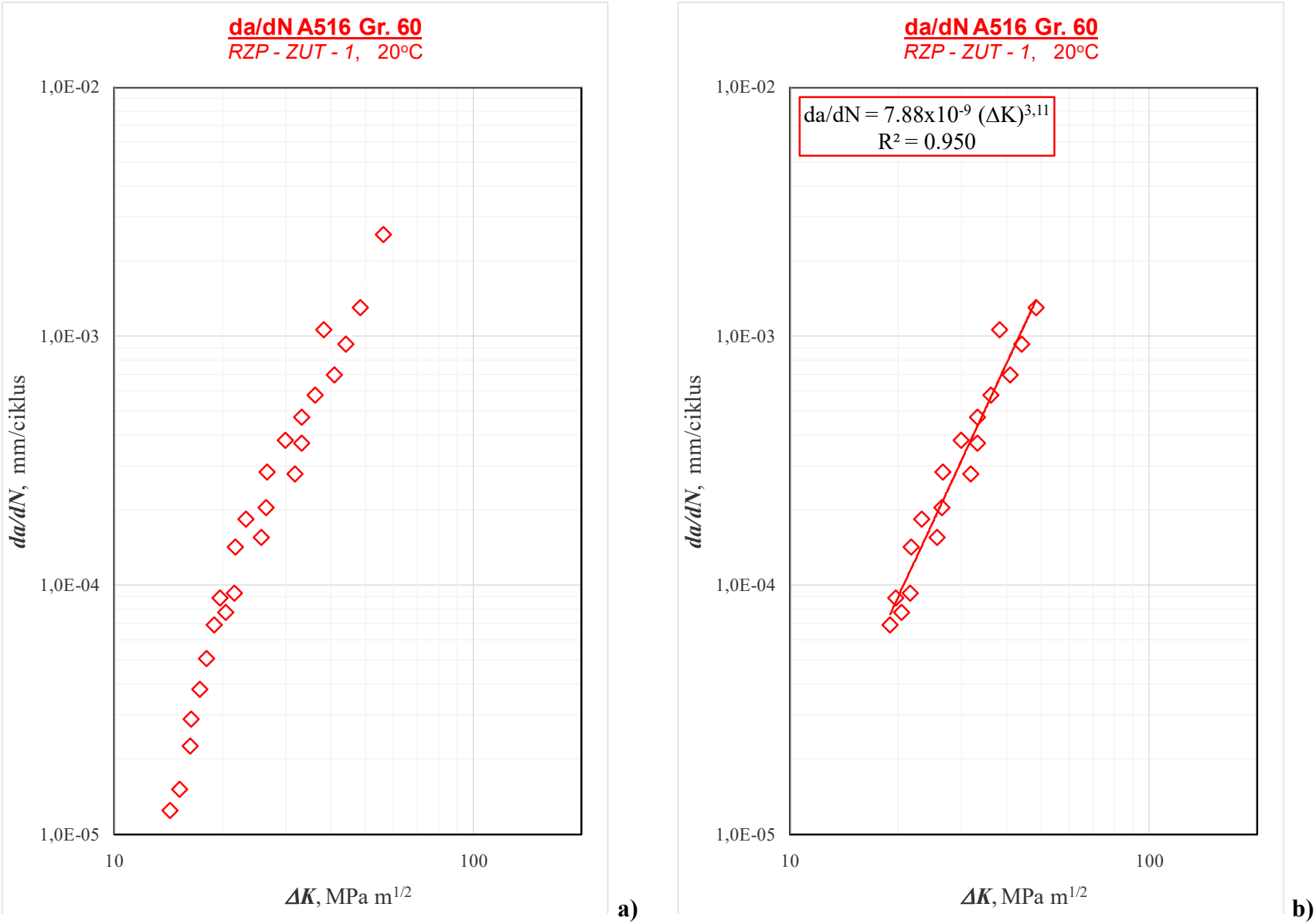
Карактеристични дијаграми брзина раста заморне прслине, ***da/dN*** - промена опсега фактора интензитета напона, ***ΔK***, (***a***), као и линеарни део дијаграма ***da/dN*** - ***DK*** у коме важи ***Paris-ов*** закон дефинисан једн. 5.46. са одређеним параметрима ***C*** и ***m*** (***b***) за епрувету ознаке ***RZP***

- OM – 1 са зарезом у ***OM*** приказани су на сл. 5.138, за епрувету ознаке ***RZP - ZUT – 1*** са зарезом у ***ZUT*** приказани су на сл. 5.139, а за епрувету ознаке ***RZP - MŠ – 1*** са зарезом у ***MŠ*** приказани су на сл. 5.140. Остали дијаграми су дати у **Прилогу 5**.

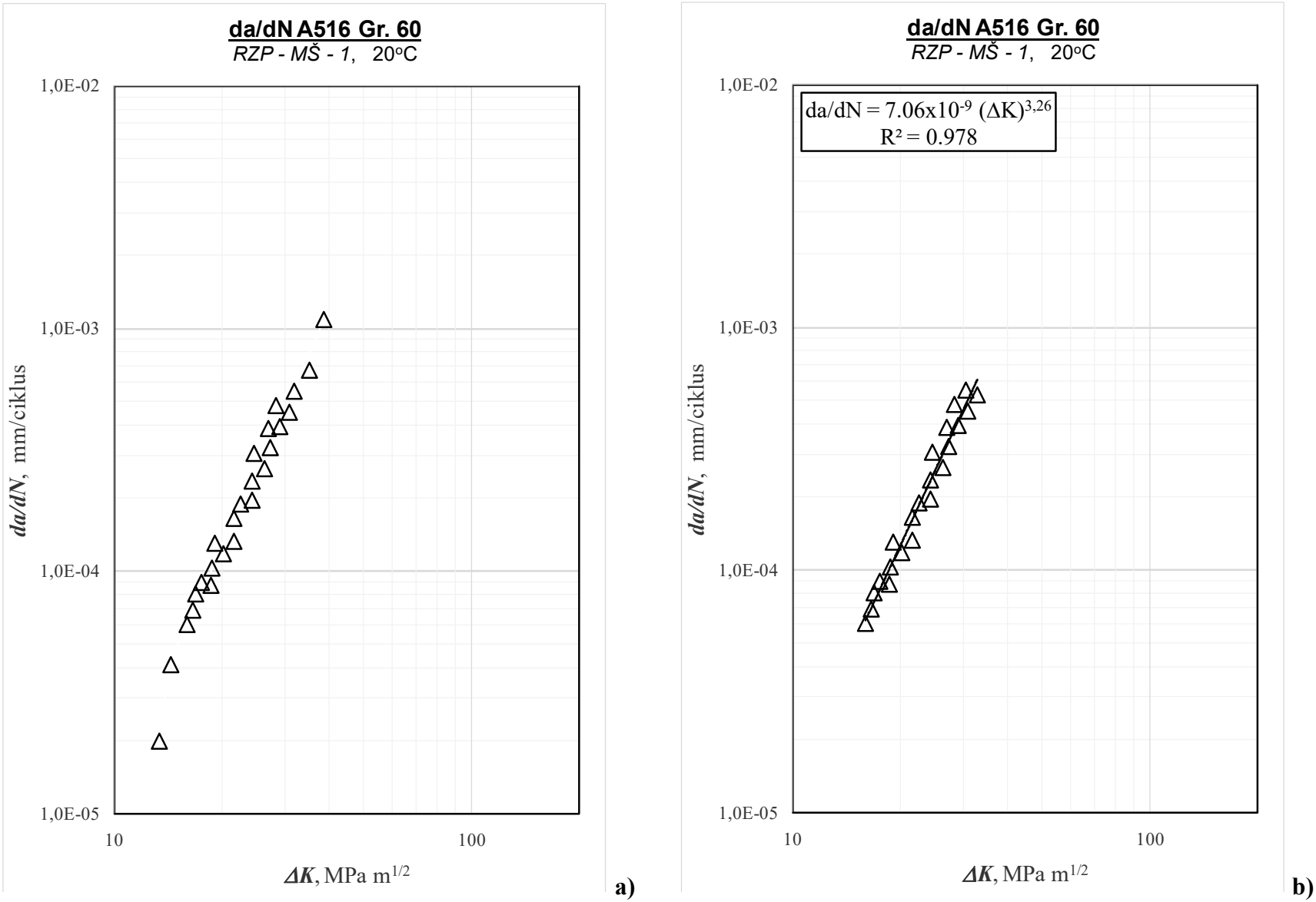
Утицај места постављања зареза и иницијације прслине, утиче на вредности прага замора ΔK_{th}. То је графички приказано на сл. 5.141. Вредности прага замора, ΔK_{th} код епрувета са врхом прслине у ***OM*** се крећу од 16.9MPa $m^{1/2}$ до 17.69MPa $m^{1/2}$. Нешто ниже вредности прага замора су код епрувета са врхом прслине у ***ZUT*** и крећу се од 15.2MPa $m^{1/2}$ до 16.3MPa $m^{1/2}$. Најнижи праг замора, односно најмањи опсег фактора интензитета напона при коме неће доћи до раста већ постојеће прслине су измерене код епрувета са врхом заморне прслине у ***MŠ***. Вредности прага замора се крећу од 13.4MPa $m^{1/2}$ до 14.7MPa $m^{1/2}$.



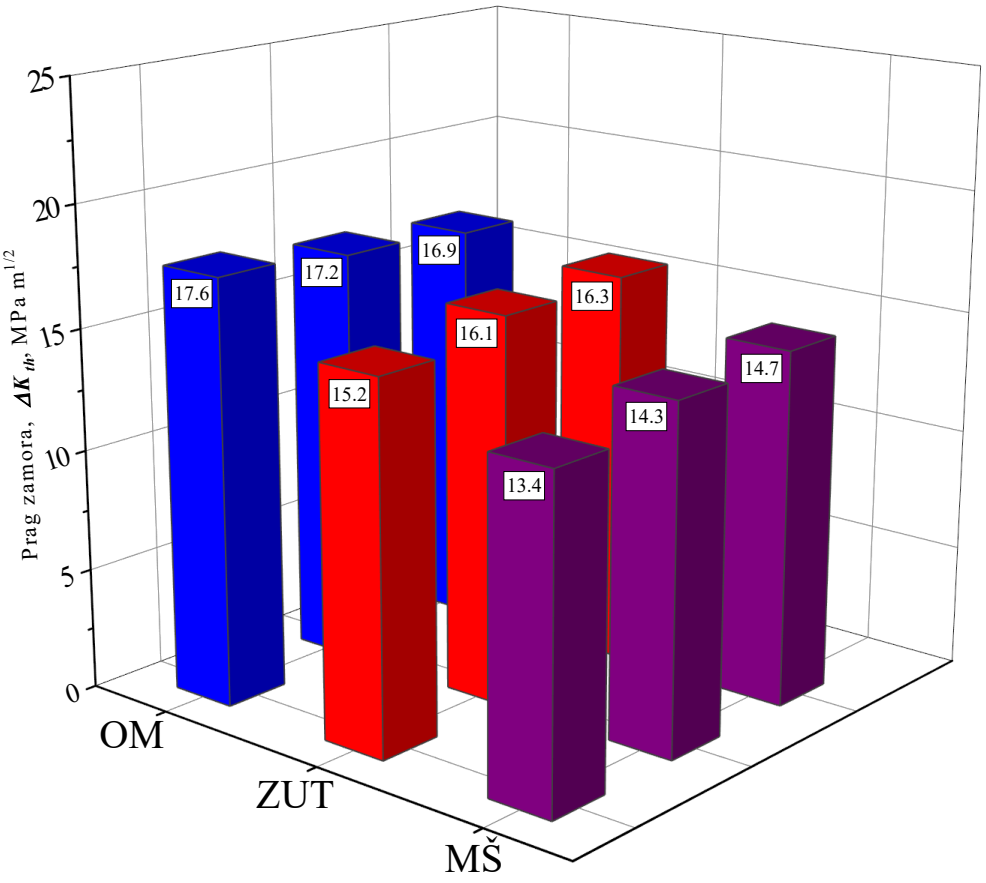
Слика 5.138. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* епрувете *RZP - OM – 1*



Слика 5.139. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* епрувете *RZP - ZUT – 1*

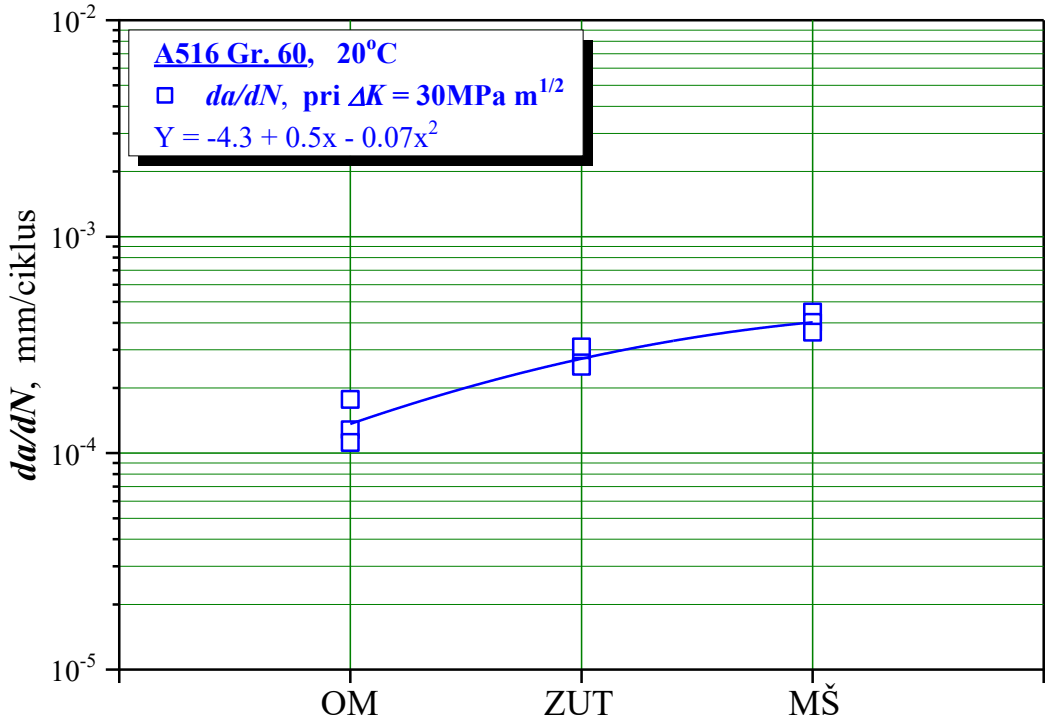


Слика 5.140. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* епрувете *RZP - MŠ – 1*



Слика 5.141. Промена вредности ΔK_{th} код ОМ

Зависност брзине раста заморне прслине, ***da/dN***, од места постављања зареза је приказана на сл. 5.142.



Слика 5.142. Промена da/dN у зависности од температуре Код епрувета са зарезом у ОМ

5.13.1. Анализа резултата одређивања параметара раста заморне прслине

Брзина раста заморне прслине, ***da/dN***, је у директној вези са одређеним параметрима ***Paris-ове*** једначине, коефицијента ***C*** и експонента ***m***, а ови параметри зависе од места постављања зареза и иницијације прслине, тј. да ли је врх заморне прслине и зона пропагације у ***OM, ZUT*** или ***MŠ***.

За потребе анализе узета је референтна вредност опсега фактора интензитета напона $\Delta K = 30MPa\ m^{1/2}$, која се на дијаграму $da/dN - \Delta K$ налази у зони стабилног раста прслине, где важи ***Paris-ов*** закон. У овом подручју вредности параметара омогућавају поуздано поређење брзине ширења прслине у различитим зонама. Код епрувета са иницираним зарезом у основном металу (***OM***), измерене брзине раста заморне прслине налазе се у интервалу од $1{,}12 \cdot 10^{-4}$ mm/циклусу до $1{,}77 \cdot 10^{-4}$ mm/циклусу. Ови резултати потврђују да је у условима стабилног ширења прслине могуће применити ***Paris-ову*** релацију за описивање понашања материјала, што пружа поуздану основу за процену преосталог века конструкције.

Код епрувета са врхом заморне прслине у ***ZUT*** брзина раста заморне прслине се креће од од $2.52 \cdot 10^{-4}$ mm/циклусу до $3.09 \cdot 10^{-4}$ mm/циклусу, што у односу на брзину раста заморне прслине код ***OM*** представља скоро дупло повећање. Највећу брзину раста заморне прслине, односно најлошију отпорност на пропагацију прслине под дејством променљивог оптерећења имају епрувете са врхом заморне прслине у ***MŠ***. Брзина раста заморне прслине се креће од $3.62 \cdot 10^{-4}$ mm/циклусу до $4.58 \cdot 10^{-4}$ mm/циклусу.

6. ПРАЋЕЊЕ ПРОМЕНЕ ДЕФОРМАЦИЈСКОГ И НАПОНСКОГ СТАЊА НА ПОСУДИ ПОД ПРИТИСКОМ У ТОКУ ПРОБЕ ХВП

6.1. Увод

Испитивања у циљу процене интегритета и преосталог радног века посуде под притиском рађена су на сферном резервоару за смештај течног нафтног гаса (***TNG***). Сферни резервоар ознаке ***R-113*** је у експлоатацији од 1974 године, што је довољан разлог да се уради процена интегритета, имајући на уму да су ***IBR*** испитивањима урађеним приликом периодичног прегледа констатоване грешке типа прслина.

Плашт сферног резервоара је урађен од челика ознаке 11484.1 (према ČSN 425310.00 стандарду). Изглед сферног резервоара за ***TNG*** ознаке ***R-113*** приказан је на сл. 6.1, а основни технички подаци су дати у таб. 6.1.

Слика 6.1. Сферни резервоар за *TNG* ознаке *R-113*

Табела 6.1. Техничке карактеристике сферног резервоара ознаке *R-113*

➢ **Називна запремина, m^3**	**- 600**
➢ **Радни медијум**	**- TNG**
➢ **Радни притисак, bar**	**- 16,7**
➢ **Испитни притисак, bar**	**- 25,0**
➢ **Унутрашњи пречник, D_u, mm**	**- 10500**
➢ **Изведена дебљина зида, *d*, mm**	**- 26**
➢ **Тежина празног резервоара, kg**	**- ~85380**
➢ **Тежина резервоара пуног воде, kg**	**- ~685380**
➢ **Класа посуде**	**- II**
➢ **Радна температура**	**- -30°C / +40°C**
➢ **Година производње**	**- 1972**

Основни циљ периодичног прегледа је био да се сагледа тренутно стање резервоара и да мишљење о даљој употребљивости истог у наредном периоду. Испитивање методама без разарања, у циљу редовног, периодичног испитивања, обухватило је испитивање са унутрашње и спољашње стране резервоара, заварене спојеве и стање површина сегмената резервоара.

На основу анализе добијених резултата испитивања методама без разарања заварених спојева резервоара, констатовано је постојање неприхватљивих грешака типа прслина које су откривене испитивањем магнетским честицама и ултразвуком. Дужина фронта прслина кретала се од 5mm до 150mm. Испитивање методама без разарања обављено је са унутрашње стране резервоара.

Програмом испитивања је предвиђено да уколико се испитивањима методама без разарања констатују неприхватљиве грешке типа прслине, обавезно иде у санацију места на којима су откривене грешке типа прслине. То се посебно односи на заварене спојеве. Такође је предвиђено да се у току и након извршене санације неприхватљивих грешака ураде поново испитивања методама без разарања. Накнадна испитивања обавезно укључују и допунска испитивања у току пробе хладним воденим притиском (***HVP***).

6.2. Санација недозвољених грешака на сферном резервоару

6.2.1. Припреме за извођење санације

Најмања прорачунска дебљина омотача резервоара, узимајући додатак за корозију и толеранције лима је 24.03 mm, а без додатка за корозију је 22.43 mm. На основу врсте и дубине дефеката, санација истих вршена је на један од следећих начина [26]:

- Сви дефекти откривени магнетским честицама на завареним спојевима, ако је њихова дубина мања од 1,9 mm (с'тим да преостала дебљина буде најмање 24.03 mm), уклањају се механичком обрадом, брушењем.
- Сви дефекти типа прслина, укључака и порозности откривени испитивањем ултразвуком чија је дубина мања од половине дебљине зида сферног резервоара (<13mm), санирају се избрушивањем дефеката и заваривањем једнострано.

На почетку је констатовано да је основни материјал омотача и прикључака сферног резервоара за ***TNG*** нисколегирани угљенични челик ознаке ČSN 11484.1. Хемијски састав и механичке особине шарже коришћене за израду сферног резервоара су дате у таб. 6.2 и 6.3.

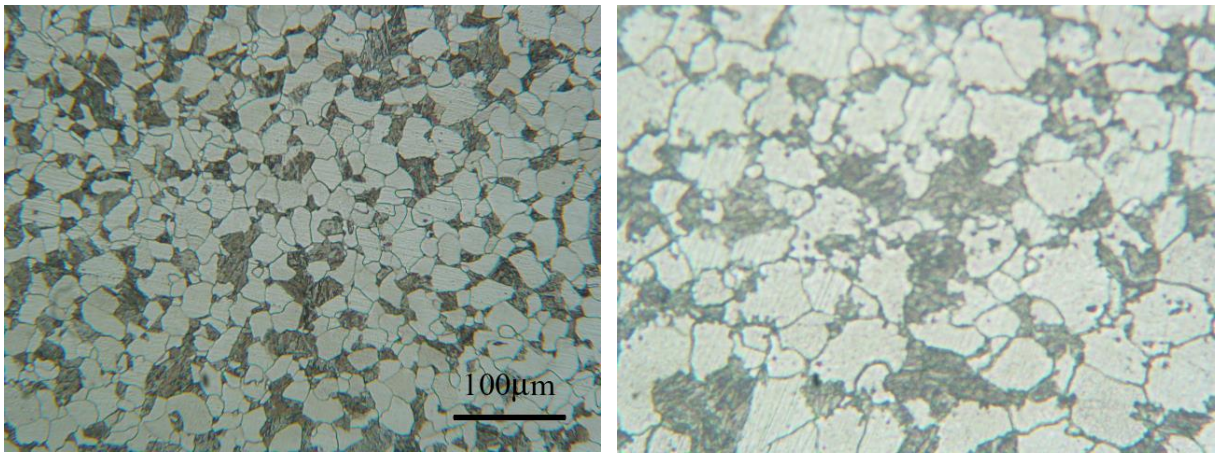
Табела 6.2. Хемијски састав коришћене шарже за израду сферног резервоара

Хемијски састав, мас.%								
C	**Si**	**Mn**	**P**	**S**	**Cu**	**Ni**	**Cr**	**Ti**
0,19	0,5	1,28	0,025	0,02	0,08	0,05	0,19	0,12

Табела 6.3. Механичке особине коришћене шарже за израду сферног резервоара

Напон течења R_e**, MPa**	**Затезна чврстоћа** R_m**, MPa**	**Издужење** A**, %**	**Енергија удара на -40°C,** K_V**, J**
385	558	29	93

Урађена микроструктурна испитивања су приказана на сл. 6.2. Циљ микроструктурне анализе основног материјала је веома важан јер поред хемијског састава и механичких особина, микроструктура је битан елемент код избора додатног материјала за санацију заваривањем.



ОМ x200 ОМ x500

Слика 6.2. Микроструктура *ОМ* нисколегираног угљеничног челика ČSN 11484.1.

Основни метал (***ОМ***) нисколегираног угљеничног челика ČSN 11484.1 има равномерну ситнозрнасту феритно-перлитну структуру. Ферит је у облику полигоналних кристала, док перлит изгледа као компактни тамни микроконституент.

На основу микроструктуре, хемијског састава и механичких особина ***ОМ*** сферног резервоара, а имајући у виду следеће факторе, као што су: геометријски облик посуде, заварљивост основног материјала, енергетске могућности појединих поступака као и економичност санације заваривањем, изабран је поступак заваривања **111** према стандарду SRPS ISO 4063 [143].

Одабрани поступак заваривања (***111***) према стандарду SRPS ISO 4063) је одредио и додатни материјал за санацију заваривањем. Коришћен је додатни материјал обложена базична електрода фабричке ознаке ***EVB Ni*** произвођача "**Електроде Јесенице**". Стандардна ознака према SRPS EN ISO 2560-A је E 50 6 1 Ni B 42 H5, а према AWS A5.5-96: E 7018-G. Механичке карактеристике чистог метала шава, према каталошким вредностима дати су у таб. 6.4 [139]:

Табела 6.4. Механичке особине додатног материјала EVB Ni

Напон течења R_e**, MPa**	**Затезна чврстоћа** R_m**, MPa**	**Издужење** A**, %**	**Енергија удара на -40°C,** KV**, J**
> 460	530-680	> 22	> 47

Према препоруци произвођача, електроде се суше на температури од 400ºC до 420ºC у времену од најмање 1h, а у току заваривања до употребе електроде треба да се држе у тоболцима на температури од 90ºC до 120ºC. На основу врста и дубина дефеката, припрема жлеба за санацију вршена је на следеће начине:

A. Све грешке на завареним спојевима, које су откривене магнетским честицама, а чија дубина није већа од 1,9 mm, одстрањене су брушењем до предвиђеног нивоа основног метала. Након тога вршено је визуелно-димензионо испитивање, као и испитивање магнетофлуксом. Када се након испитивања установи да грешке нису санирane, то јест да је њихова дубина већа од 1,9 mm, настављено је са санацијом брушењем док дефекти не буду уклоњени, а санирање насталог жлеба вршимо заваривањем. Када се установи, након испитивања, да су грешке одстрањене, санација се сматра окончаном.

B. Све грешке типа прслина, укључци и др. које су откривене испитивањем ултразвуком, а да је њихова дубина била мања од половине дебљине основног материјала санирane су брушењем а потом заваривањем. Грешке су отклоњене механичким путем, брушењем и то тако да је вршена припрема облика "***V***" - жлеба. Након тога се припремљено место испитивало визуелно и магнетским честицама како би се утврдило евентуално и даље постојање грешке. Када се установи након испитивања да су грешке одстрањене, санација се наставља заваривањем. Када се установи да и даље постоји индиција дефекта на овој дубини, санација оваквих места је вршена по начину "C".

C. На основу добијених резултата испитивања методама без разарања, највећа дубина грешке типа прслине била је до 13,8 mm мерено са спољашње стране. Стога је била одлука да се санација свих прслина, уколико у току брушења не дође до "отварања" прслине испред брусног камена и глодала, врши са спољашње стране где су већ биле постављене скеле. Уколико у току брушења дође до простирања прслина дубље,

разматрана је могућност начина санације прслина обостраним избрушивањем, споља и изнутра а потом санација тако насталих жлебова заваривањем. Прво би се вршило жлебљење дефекта до 2/3 дебљине основног материјала са унутрашње стране резервоара, а затим би се вршило испитивање течним пенетрантима. Након тога би уследило заваривање са унутрашње стране. Завршетком заваривачких радова са унутрашње стране резервоара приступило би се припреми "***V***" жлеба брушењем, споља. Ново настала припрема жлеба на тај начин са претходном (унутрашњом) личила би на асиметрични "***X***" спој. За овакав приступ санације, тада је договорено ако буде потребе, да се санација ради према посебној технологији санације уколико се за то укаже потреба [26].

Температура предгревања израчуната је из израза:

$$\boldsymbol{T_p} = 1440 \cdot \boldsymbol{P_c} - 392 = 188°C$$

Израчуната температура предгревања, према препоруци стандарда, и усвојена према могућности подешавања на апарату за предгревање је:

$$\boldsymbol{T_p} = 190°C \pm 5°C.$$

Унос топлоте за пречник електроде Ø3,2mm је $\boldsymbol{E}$ = 23,1 KJ/cm при максималној дужини завара за пречник електроде Ø3,2mm је $\boldsymbol{S}$ = 6cm. Гранична дебљина лима за пречник електроде Ø3,25mm:

$$S_{gr} = \sqrt{\frac{E_1 \cdot N_3}{2P_c}\left(\frac{1}{500 - T_0} + \frac{1}{800 - T_0}\right)} = 2{,}53cm$$

Време хлађења на основу граничне дебљине лима за пречник електроде 3,25mm:

$$\Delta t_{8/5} = \frac{E_1 \cdot N_3}{2\pi\lambda}\left(\frac{1}{500 - T_p} - \frac{1}{800 - T_p}\right) = 17{,}66s$$

Очекивана тврдоћа за чисто мартензитну структуру:

$$\boldsymbol{HV_{MS}} = 802 \cdot \boldsymbol{C} + 305 = 457\boldsymbol{HV}$$

Очекивана тврдоћа за чисто беинитну структуру:

$$\boldsymbol{HV_{BS}} = 350 \cdot C_E + 101 = 191\boldsymbol{HV}$$

Очекивана тврдоћа за мартензитно-беинитну структуру за пречник електроде Ø3,25mm:

$$HV_{MB} = 2019\left[C \cdot \left(1 - \log \Delta t_{8/5}\right) + 0{,}3 \cdot C_E\right] + 66\left(1 - \log \Delta t_{8/5}\right) = 299HV$$

Параметарска једначина хладних прслина:

$$P_{hp} = P_{cm} + \frac{K}{40000} + 0{,}0015 \log \frac{H}{277}$$

$K = 70 \cdot S = 70 \cdot 26 = 1820,$

$S = 26\text{mm}$, дебљина ОМ.

$H = 5$ - $10\text{cm}^3/100\text{g}$, садржај дифундованог водоника у металу шава.

$$P_{cm} = C\% + \frac{Si\%}{30} + \frac{Mn\% + Cu\% + Cr\%}{20} + \frac{Ni\%}{60} + \frac{Mo\% + V\%}{15} + 5B = 0{,}31$$

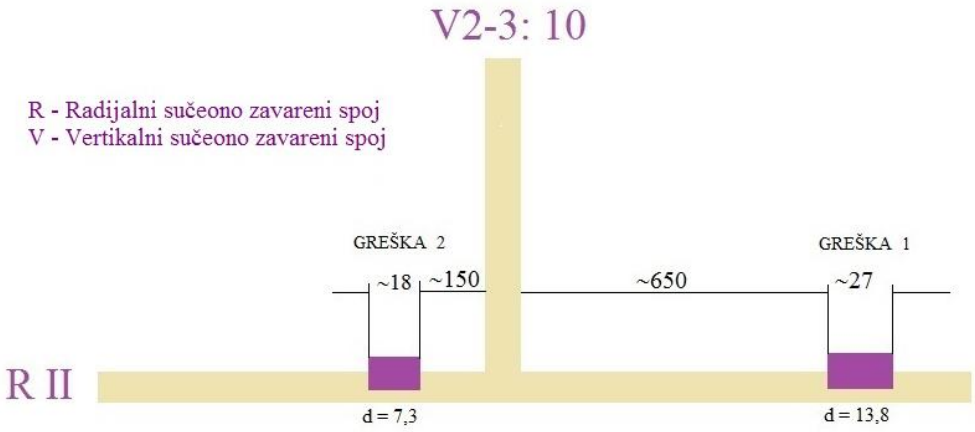
$$P_{hp} = P_{cm} + \frac{K}{40000} + 0{,}0015 \log \frac{H}{277} = 0{,}3295$$

Добијена вредност $\boldsymbol{P_{hp}} = 0{,}3295$ је већа од 0,24, тако да је потребно предгревање:

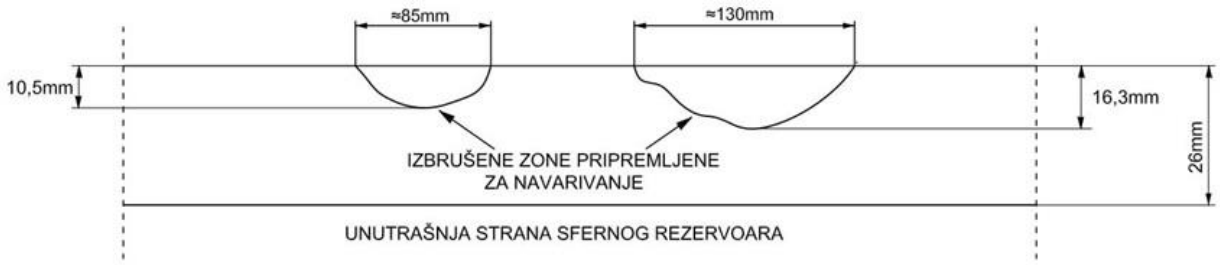
$\boldsymbol{T_p} = 1600 \cdot \boldsymbol{P_{hp}} - 308°\text{C} = 211°\text{C}$ што је веће од наше дефинисане температуре од 190°C.

6.2.2. Извођење санације

Санација заварених спојева дефинисана је према типу и величини грешке типа прслине. На сл. 6.3 дата је шема места и величине грешки типа прслине које су се налазиле на другом (II) радијалном сучеоно завареном споју сферног резервоара, ознаке "**GREŠKA 1**" и "**GREŠKA 2**". Обе прслине и њихова геометрија (дужина и дубина) су откривене испитивањем ултразвуком. Дужина прслине означене као "**GREŠKA 1**" је 28 mm, а дубина 13.8 mm. Дужина прслине означене као "**GREŠKA 2**" је била 18 mm и дубине 7.3 mm. У оба случаја мерење је вршено са спољашње стране сферног резервоара. Коначне димензије избрушене и припремљене зоне око метала шава и самога шава, као и профил жлеба без неправилности дате су на сл. 6.4 [26].



Слика 6.3. Шема места грешки типа прслине "GREŠKA 1" и "GREŠKA 2" на II радијалном сучеоно завареном споју



Слика 6.4. Димензије избрушене и припремљене зоне "GREŠKA 1" и "GREŠKA 2" спремне за санацију

Пре почетка рада урађена је квалификација технологије заваривања према стандарду EN ISO 15614-1:2017/AMD1:2019: "*Specifikacija i kvalifikacija tehnologije zavarivanja metalnih materijala - Kvalifikacija tehnologije zavarivanja - Dio 1: Elektrolučno i gasno zavarivanje čelika*" [163]. Урађене су пробе са основним материјалом из исте групе материјала као и основни материјал резервоара са додатним материјалом са којим се вршила санација.

Параметри заваривања дати су у технолошким листама, а њих као и температуру предгревања и сушења требало је контролисати током заваривања. Заваривачи за ове радове давали су посебно, допунску пробу према стандарду SRPS EN 287-1:2012, "*Ispit za kvalifikaciju zavarivača - Zavarivanje topljenjem - Deo 1: Čelici*", (Qualification test of welders - Fusion welding - Part 1: Steels) [164], а уређаји за заваривање и предгревање проверени и подешени.

Отклањање прслина се вршило жлебљењем брусилицом и на крају профилисаним глодалом. Припрема места поправке се вршила тако да се припреми облик "V" жлеба, а сам жлеб је обликован тако да је могуће прићи обложеном електродом у циљу извођења заваривачких радова. Након тога је припремљено место финално испитано визуелно и течним пенетрантима како би се утврдило да су прслине сигурно одстрањене. Пре заваривања обављено је предгревање зоне места поправке електроотпорним уређајем са обавезним временским и температурским записом који су касније били саставни део атестно-техничке документације о извршеној санацији.

Максимална брзина предгревања била је 80°C/h do 100°C/h. Међуслојна температура није смела да прелази 250°C. Температура предгревања одржавана је у току целог процеса санације. Приликом полагања "гусеница" вођено је рачуна о слагању завара и слојева завара. Обавезно је било преклапање предходног завара са најмање 1/3 ширине претходне гусенице. Између сваког слоја обавезно је било чишћење завара челичним четкама, као и визуелни преглед. Контрола висине температуре предгревања рађена је паралелно и контактним термометром, као и контрола температуре сушења електрода. Поред заваривача обавезан је био тоболац за догревање електрода. Температура догревања у тоболцима била је 90 - 120°C.

Након испуне жлеба урађена су два технолошка завара са леве и десне стране ивице жлеба. Након заваривања извршено је догревање завареног споја и то тако да се заварени санирани спој догревао још један сат на температури предгревања, а затим је заварени спој прекриван азбестним платном и остављен да се лагано хлади до температуре околине.

Испитивање санираних места према захтеву стандарда вршено је пре, у току и после санације. У току санације брушењем дефеката, слој по слој, до њиховог одстрањивања, била су следећа испитивања методама без разарања:

VT: Метода према SRPS EN 970, ниво прихватљивости B, сагласно SRPS ISO 5817;
MT: Метода према SRPS EN 1290, ниво прихватљивости 2x сагласно SRPS EN 1291;
PT: Метода према SRPS EN 571-1, ниво прихватљивости 2x сагласно SRPS EN 1289.

У току санације заваривањем жлебова насталих избрушивањем дефеката, након извршених заваривачких радова и након 48 сати од првих испитивања (поновљена испитивања), вршена су следећа испитивања методама без разарања:

VT: Метода према SRPS EN 970, ниво прихватљивости B, сагласно SRPS ISO 5817;
MT: Метода према SRPS EN 1290, ниво прихватљивости 2x сагласно SRPS EN 1291;
UT: Метода према SRPS EN 1714, ниво прихватљивости 2 сагласно SRPS EN 1712.

Програмом испитивања и санације сферног резервоара, предвиђена су допунска испитивања чији је циљ да се након санације, а у току пробе хладним воденим притиском погодним методама да егзактна оцена деформацијског и напонског стања у зони санације, као и на делу плашта сферног резервоара где нису извођени радови (сличне зоне на којима је рађена санација плашта сферног резервоара).

6.3. Допунска испитивања у току пробе хладним воденим притиском (ХВП)

Правилник о опреми под притиском ("Службени гласник РС", број 114 од 30. новембра 2021.) прописује да се редовно периодично испитивање притиском посуде у експлоатацији мора извршити најкасније до краја шесте године од последњег испитивања, ако прописима о техничким нормативима за неку врсту посуда под притиском није другачије одређено.

Водени притисак за испитивање рачуна се по обрасцу:

$$p_i = 1{,}3 \times p_r, \text{ bar}$$

где је
p_i - испитни притисак, и
p_r - прорачунски притисак.

Јасно је утврђено да се после хидротеста са овако прорачунатим притиском код сферних резервоара израђених од нисколегираних угљеничних челика, прслине појављују са унутрашње стране резервоара, на завареним спојевима.

Анализа реалних услова у експлоатацији показује да се у екстремним ситуацијама може постићи максимални радни притисак, али се то дешава врло ретко. Вентили сигирности, који се редовно баждаре на сет вредности +10% изнад максималног радног притиска, практично спречавају током експлоатације већи притисак од 1,1 x p_r. Према томе, за сферне резервоаре који су у експлоатацији, испитни притисак треба да се израчунава по обрасцу:

$$p_i = 1{,}1 \times p_r + p_g, \text{ bar}$$

где је:

p_g - апсолутна вредност грешке баждарења сигурносног вентила.

Допунска испитивања у току пробе хладним воденим притиском (ХВП) су извршена са спољне стране погодним методама, који неће угрозити структурни интегритет сферног резервоара. У том циљу, а имајући у виду радни флуид и радне услове у сферном резервоару, као и локацију и оријентацију места где су извођени радови и урађене санације, ова испитивања су извршена применом активних метода испитивања без разарања:

- тензометријске методе (мерне траке), и
- методе акустичне емисије.

Циљ тензометријских испитивања и испитивања акустичном емисијом је праћење и одређивање деформацијског и напонског стања при испитном притиску у току пробе хладним воденим притиском, односно провера да није дошло до појаве трајних пластичних деформација на испитиваним местима и/или појава нових прслина. Пре свега се то односи на санирана места, где је циљ био и детектовање евентуалних грешака типа прслине. Коначно, ова испитивања треба да помогну у доношењу одлуке да ли сферни резервоар задовољава потребне услове за наставак експлоатационог режима, и који је то период када испитивања требају да се понове. Треба да се да оцена да ли је нови експлоатациони циклус (за ову класу посуда под притиском то је 3 године) угрозио структурни интегритет сферног резервоара, или су резултати задовољавајући па резервоар може несметано да настави рад.

6.3.1. Одређивање напонског стања помоћу мерних трака

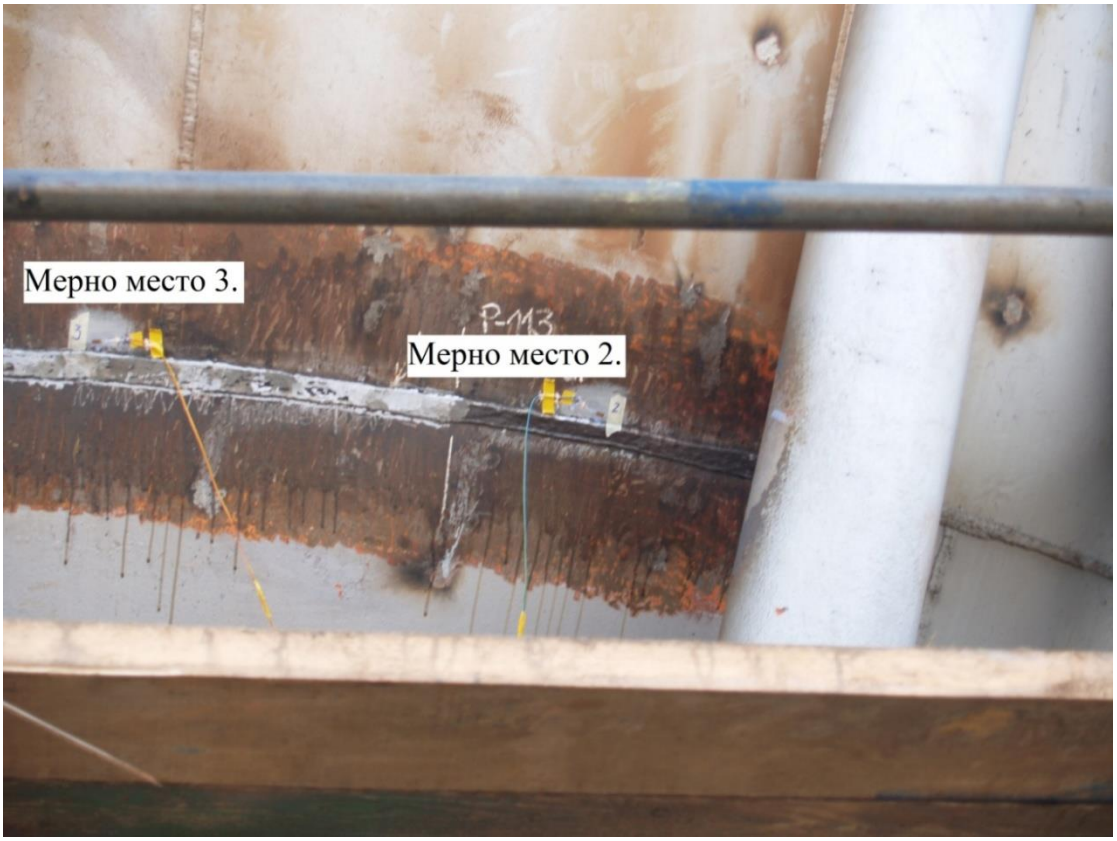
У циљу одређивања деформацијског, а самим тим и напонског стања у зонама плашта сферног резервоара за TNG ознаке R-113 где је вршена санација откривених грешака (Зона мерних места 2, 3 и 4), као и места на којима није било грешака (Зона мерних места 1 и 5), коришћене су појединачне мерне траке 10/120 LY 11. Опис мерних места је дат у таб. 6.5. Компензација температурских промена је извршена са 2 мерне траке 10/120 LY 11. Мерна места су тако изабрана да дају увид у расподелу напона на местима у зони санације, као и у зонама где нису откривене грешке типа прслине. Изглед постављених мерних трака у зони санације је дат на сл. 6.5 до 6.8.

Табела 6.5. Зона мерних места на сферном резервоару R-113

Мерно место 1	- Зона где нису констатоване грешке типа прслине уз вертикални сучеоно заварени спој ***V2-3: 5***.
Мерно место 2	- Санирана зона у металу шава II радијалног сучеоно завареног споја где је констатована прслина ознаке "**GREŠKA 1**".
Мерно место 3	- Санирана зона у металу шава II радијалног сучеоно завареног споја где је констатована прслина ознаке "**GREŠKA 2**".
Мерно место 4	- Санирана зона у металу шава II радијалног сучеоно завареног споја изнад вертикалног сучеоно завареног спој ***V2-3: 6*** где је констатована прслина ознаке "**GREŠKA 3**".
Мерно место 5	- Зона где нису констатоване грешке типа прслине уз метал шава II радијалног сучеоно завареног споја, 350mm лево од вертикалног сучеоно завареног споја ***B2-3: 4***

За напајање и кондиционирање мерних места коришћен је 40-то канални мерни појачивач UPM-40 произвођача HBM. Како су улази у мерни појачивач UPM-40 у конфигурацији полу Витстоновог моста, појединачним мерним тракама су додате мерне траке исте врсте које служе као компензационе мерне траке. Ове траке су залепљене на исти материјал који није оптерећен, и којом се врши допуна Витстоновог моста и температурна компензација сваког мерног места. Поред више-каналног мерног појачивача UPM 40, а за прикупљање и обраду података са појединачних мерних трака коришћени су припадајући конекторски каблови и конекторска кутија, као и персонални рачунар.

Слика 6.5. Место постављања мерне траке - Мерно место 1



Слика 6.6. Распоред постављених мерних трака - Мерно место 2 и 3

Слика 6.7. Место постављања мерне траке - Мерно место 4

Слика 6.8. Место постављања мерне траке - Мерно место 5

На основу измерених микродеформација на појединачним мерним тракама, израчунавају се **главни нормални напони** по формули:

$$\sigma_1 = E \cdot \varepsilon \qquad 6.1.$$

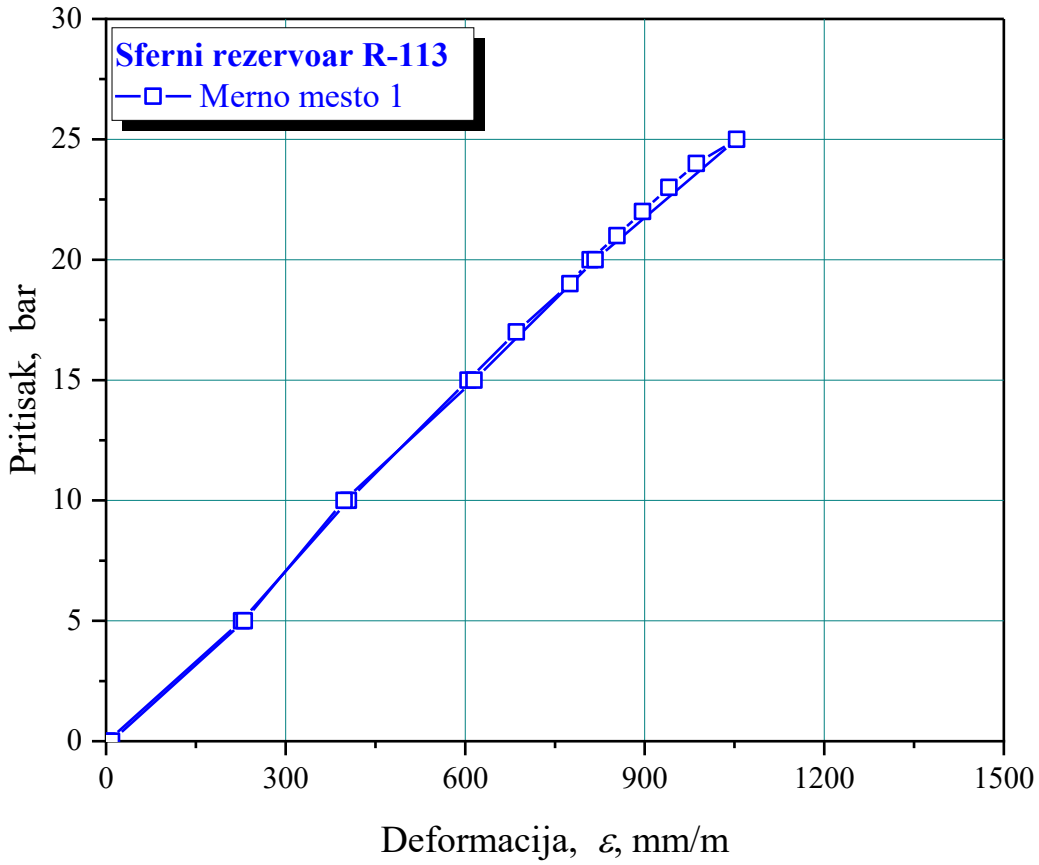
Мерење деформација је вршено степенасто током пробе хладним воденим притиском како је то приказано у таб. 6.6. Резултати испитивања су дати и дијаграмски као зависност:

- притисак – деформација, и
- напон – деформација.

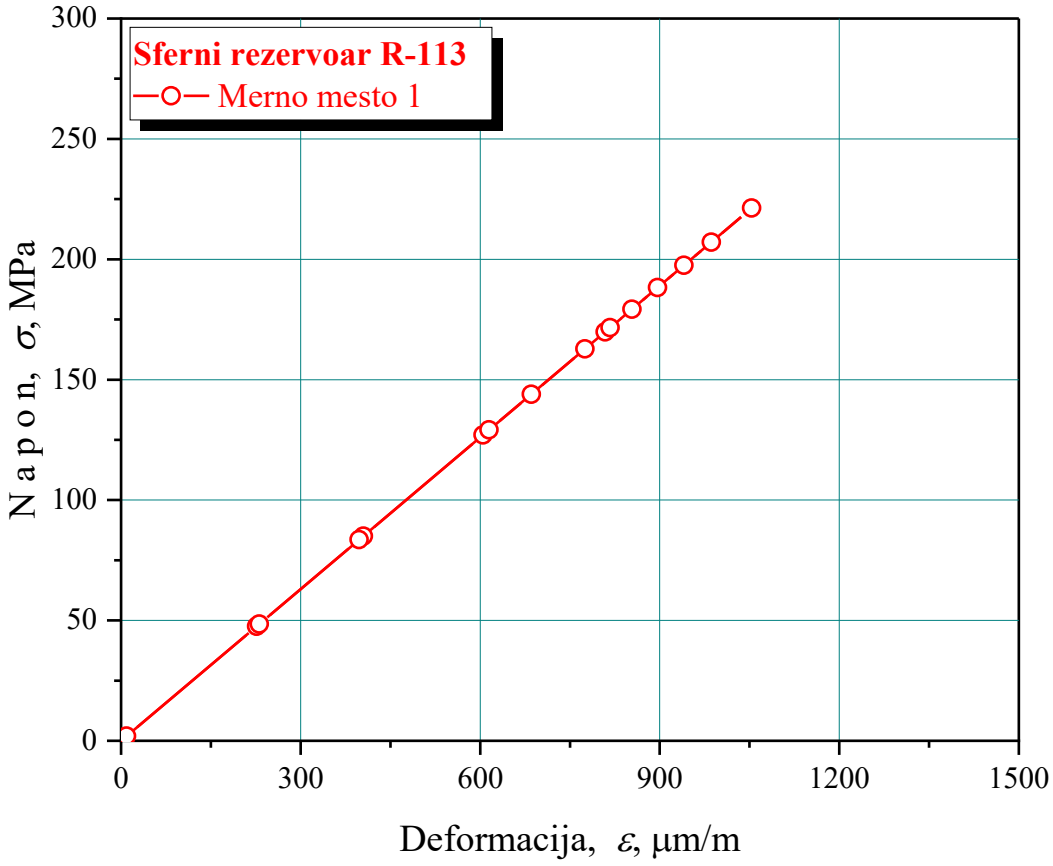
Дијаграмска зависност добијених резултата испитивања дата је на сл. 6.9 до 6.18.

Табела 6.6. Измерене микродеформације и израчунати напони на сферном резервоару R-113

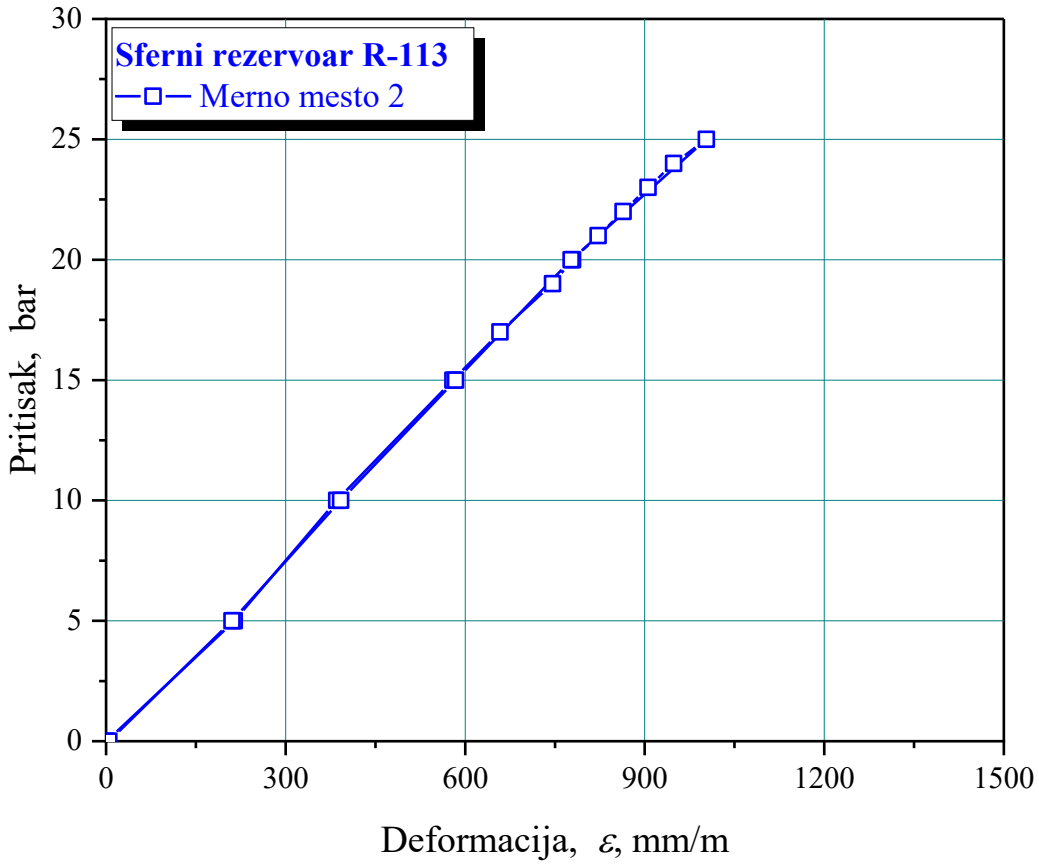
Притисак bar	Мерно место 1 μm/m	Напон σ, MPa	Мерно место 2 μm/m	Напон σ, MPa	Мерно место 3 μm/m	Напон σ, MPa	Мерно место 4 μm/m	Напон σ, MPa	Мерно место 5 μm/m	Напон σ, MPa
0	2	0.4	4	0.7	5	1.1	2	0.3	2	0.4
5	226	47.6	214	45.0	227	47.6	217	45.6	231	48.6
10	405	85.0	386	81.0	409	85.8	383	80.4	405	85.0
15	605	127.0	580	121.7	621	130.4	570	119.8	602	126.4
17	685	143.9	658	138.2	709	148.9	645	135.4	683	143.5
19	775	162.8	746	156.7	810	170.1	730	153.3	774	162.4
20	809	169.9	779	163.7	846	177.7	763	160.1	809	169.9
21	854	179.3	822	172.7	895	187.9	804	168.9	853	179.2
22	897	188.3	864	181.4	941	197.7	843	177.1	896	188.1
23	940	197.5	906	190.2	988	207.5	884	185.5	940	197.4
24	986	207.1	948	199.2	1037	217.7	924	194.0	983	206.3
25	**1054**	**221.3**	**1003**	**210.7**	**1087**	**228.3**	**967**	**203.1**	**1013**	**212.8**
20	826	173.5	777	163.2	817	171.6	741	155.6	789	165.6
15	623	130.9	580	121.7	590	124.0	544	114.3	575	120.7
10	398	83.5	363	76.2	349	73.3	327	68.7	376	78.9
5	237	49.7	211	44.2	185	38.9	177	37.1	207	43.6
0	9	1.9	5	1.0	11	2.3	-12	-2.6	-24	-5.0



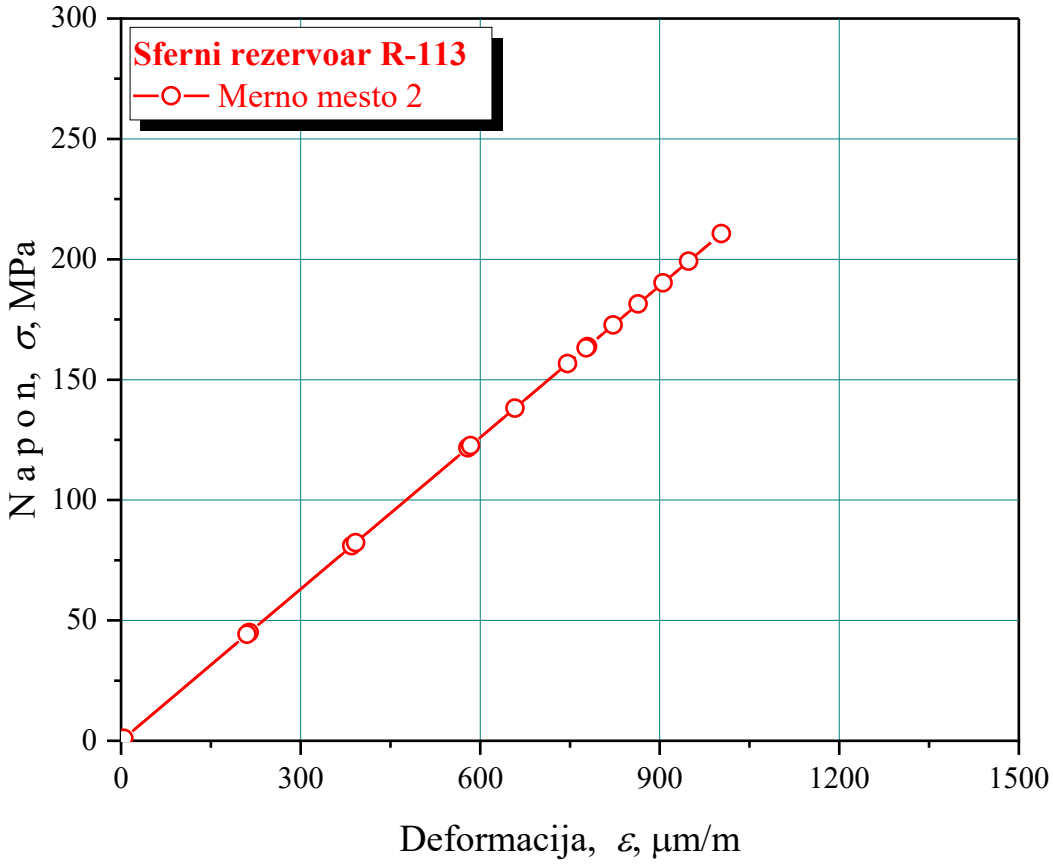
Слика 6.9. Дијаграм притисак - деформација на мерном месту 1



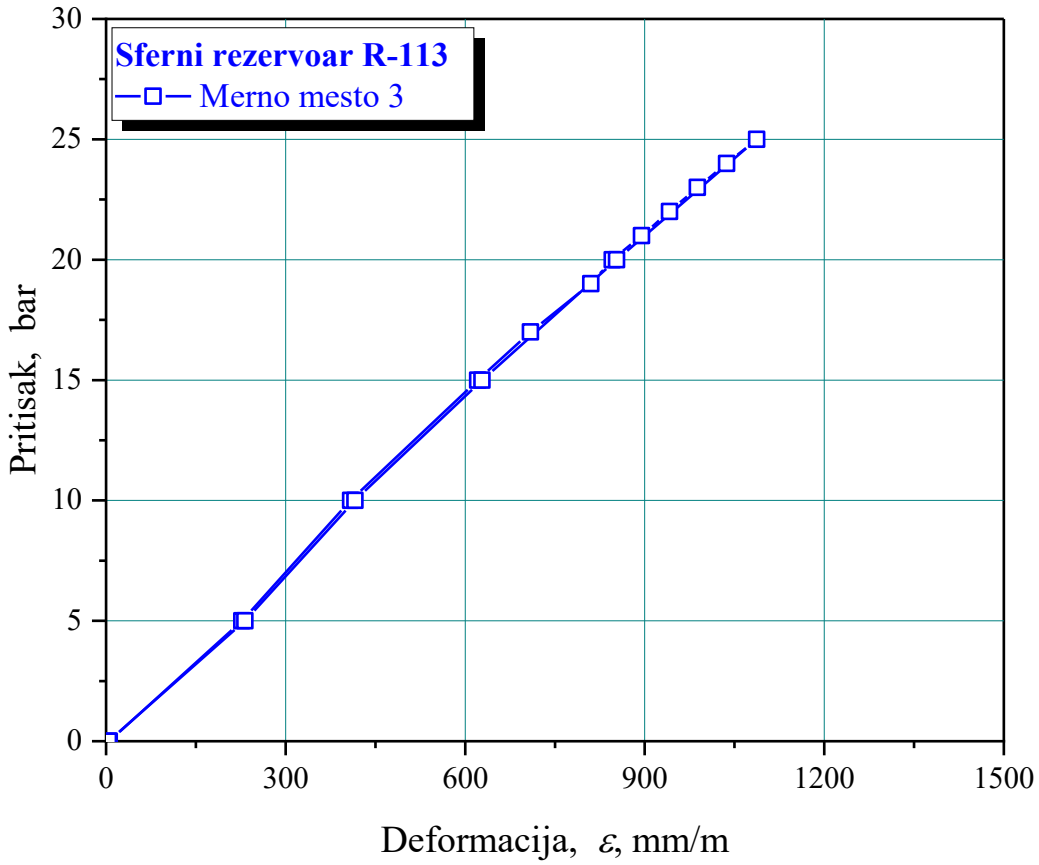
Слика 6.10. Дијаграм напон - деформација на мерном месту 1



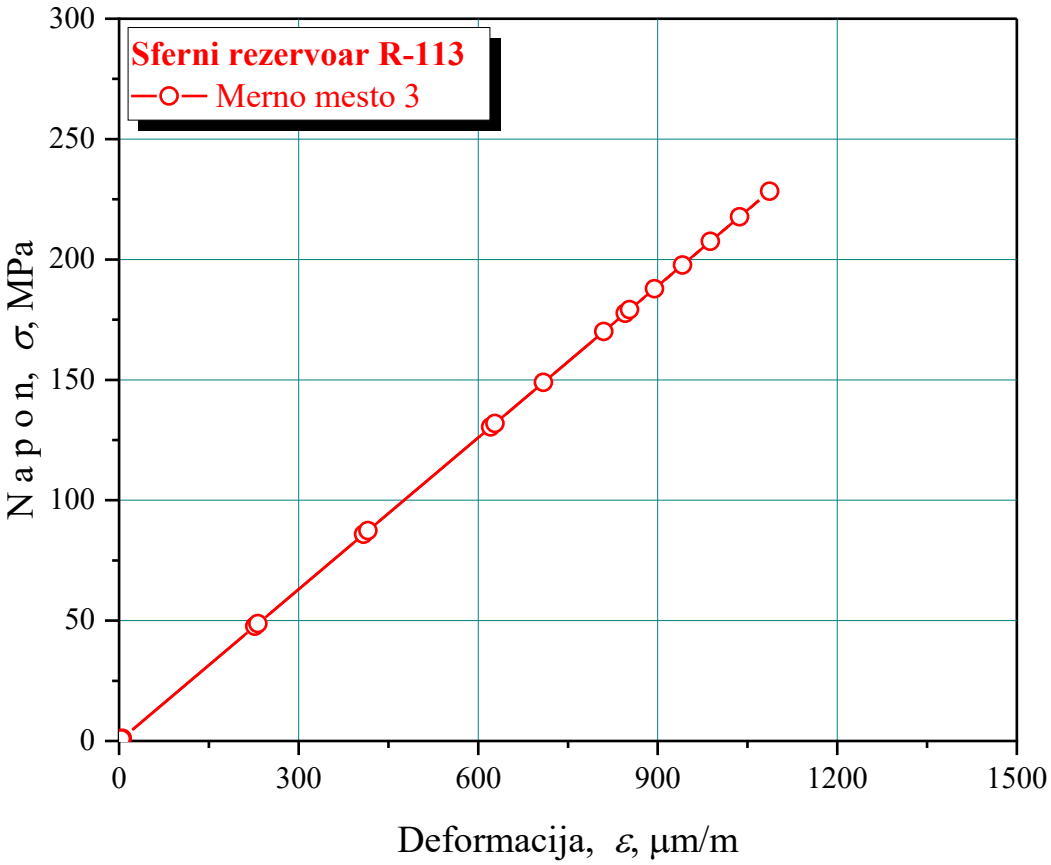
Слика 6.11. Дијаграм притисак - деформација на мерном месту 2



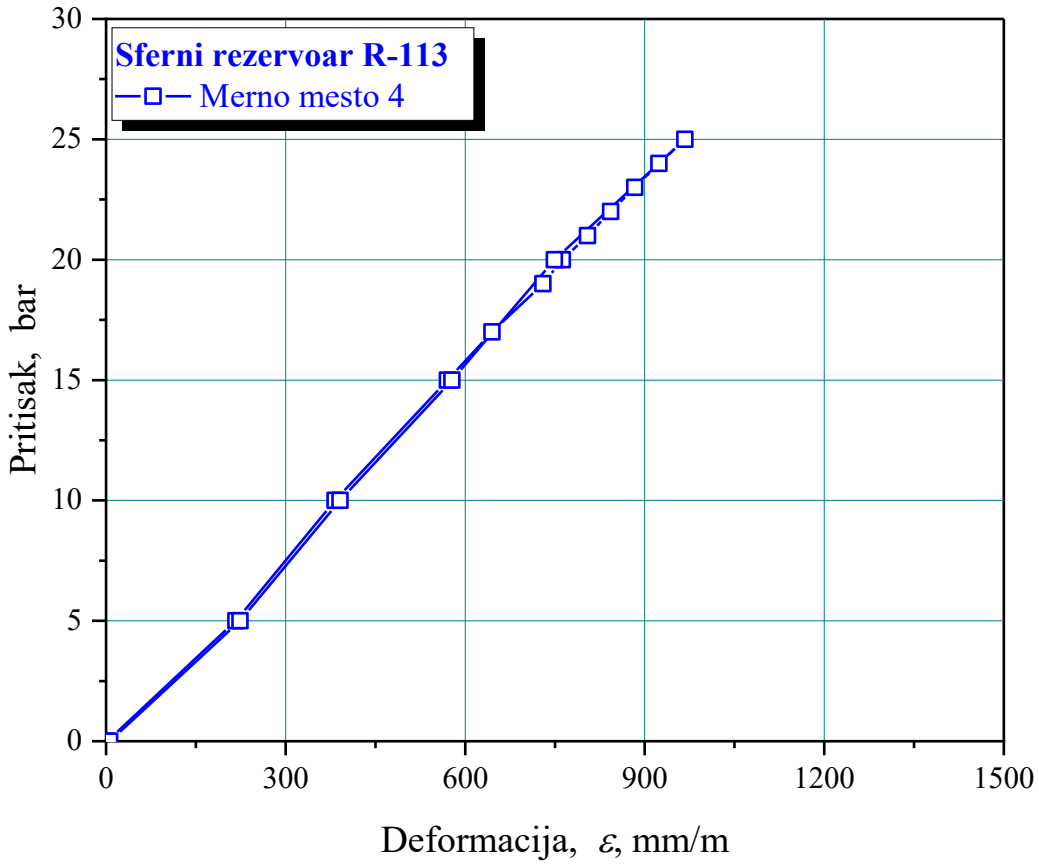
Слика 6.12. Дијаграм напон - деформација на мерном месту 2



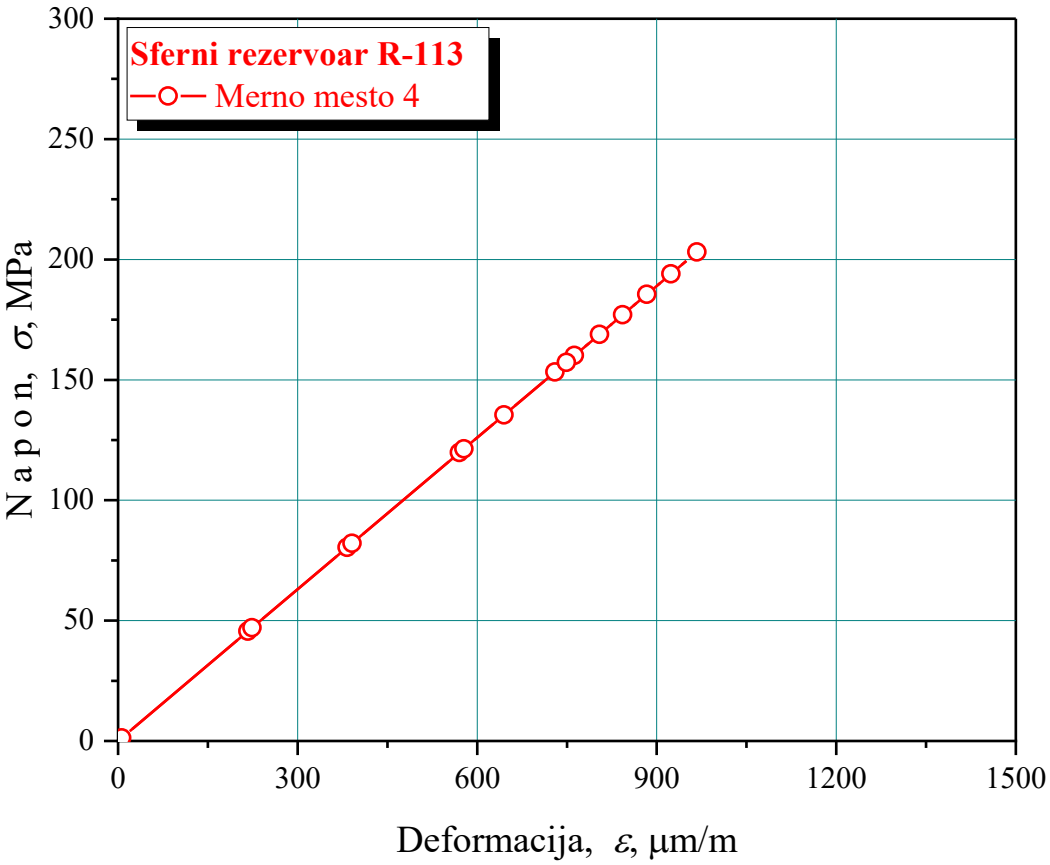
Слика 6.13. Дијаграм притисак - деформација на мерном месту 3



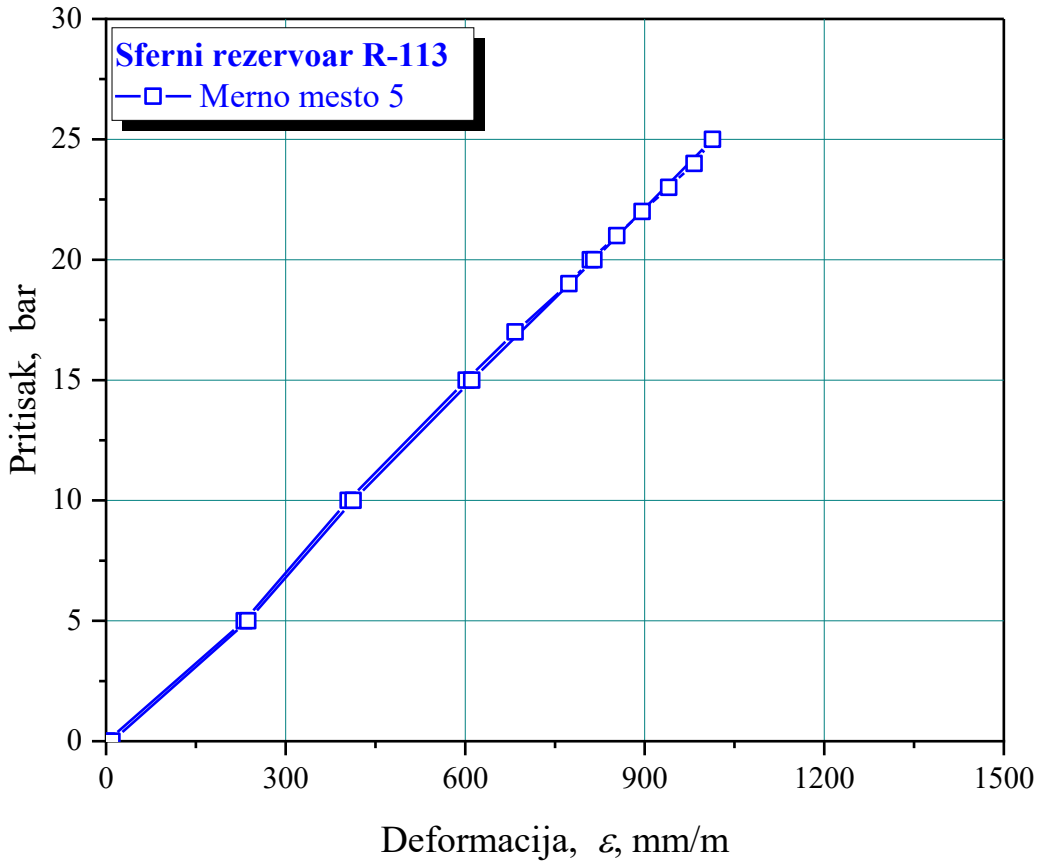
Слика 6.14. Дијаграм напон - деформација на мерном месту 3



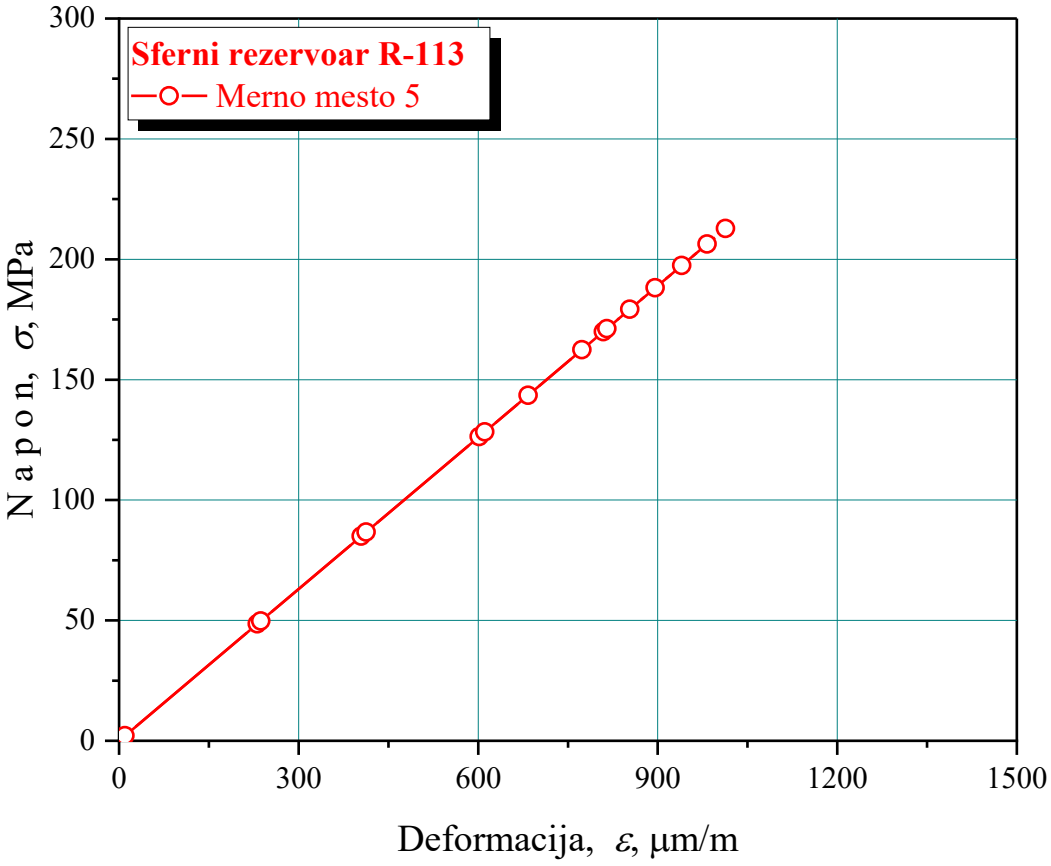
Слика 6.15. Дијаграм притисак - деформација на мерном месту 4



Слика 6.16. Дијаграм напон - деформација на мерном месту 4



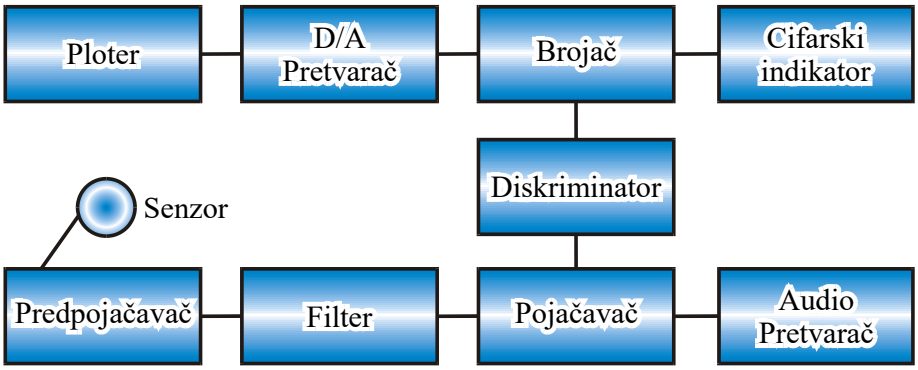
Слика 6.17. Дијаграм притисак - деформација на мерном месту 5



Слика 6.18. Дијаграм напон - деформација на мерном месту 5

6.3.2. Праћење деформацијског процеса методом акустичне емисије

За бележење и обраду сигнала акустичне емисије коришћен је детектор акустичне емисије чија је блок шема приказана на сл. 6.19. Начин обраде сигнала акустичне емисије заснива се на бројању осцилација забележених сензором (**ring down counting**). Избор ове методе условљен је постојећим искуствима и могућношћу обезбеђења одговарајуће опреме за детекцију и обраду сигнала акустичне емисије.



Слика 6.19. Блок шема система за детекцију и анализу сигнала акустичне емисије

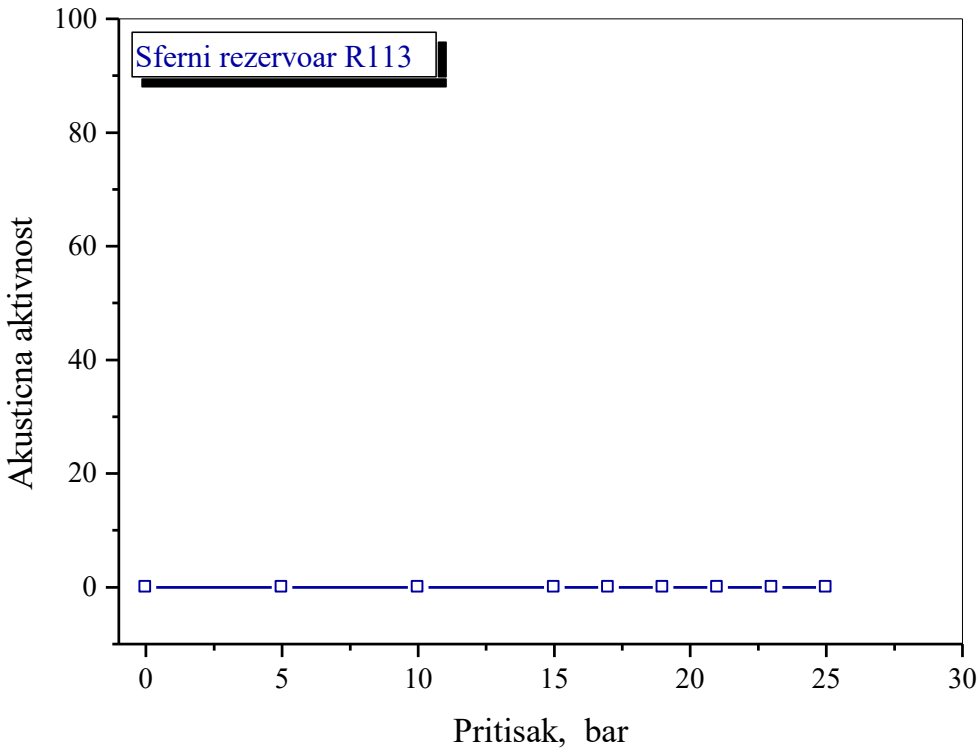
За обраду овако добијеног сигнала у коришћеној методи, сигнал се пропушта кроз дискриминатор на чијем се излазу налази бројач. Сваки пут када амплитуда сигнала премаши унапред задати ниво, стање на бројачу се повећа за један. Акустична активност је број импулса у једном одређеном временском интервалу, а укупна емисија је сумарни број импулса током експеримента. Ниво одлучивања је одређен експериментално. Он се одређује на основу калибрационе криве за дати материјал. Калибрациона крива се конструише на основу резултата испитивања епрувете за затезање. Циљ овог испитивања је дефинисање нивоа одлучивања за појаву пластичне деформисаности материјала. У конкретном случају испитивање затезањем епрувете израђене од материјала од кога је направљен сферни резервоар је рађено на собној температури.

Уколико је ниво одлучивања постављен сувише ниско, долази се у област у којој није могуће издвојити шум од корисног сигнала. Међутим, уколико је ниво одлучивања постављен сувише високо, постоји опасност да се током експеримента не ухвати никакав сигнал акустичне емисије. Због тога је за реализацију оваквог експеримента потребно искуство и познавање материјала од кога је направљен сферни резервоар.

Као сонда коришћена је пиезоелектрична керамичка плочица BMF 10P-5 резонантне учестаности 180kHz. Укупно појачање сигнала акустичне емисије било је исто од почетка испитивања и износило је 10 x 10000. Фреквентни одзив појачивачког степена од 100kHz до 3MHz снижен је употребом филтера који није имао утицаја на укупно појачање, тј. на резонантну област сензора. На тај начин су у доброј мери отклоњене сметње у систему проузроковане радом других уређаја.

Сонда детектора акустичне емисије је инсталирана у непосредној зони где су извођени радови, односно између првог и другог хоризонталног завареног споја, где је са унутрашње стране заварена цев мерача нивоа TNG. Сонда је коаксијалним каблом везана за детектор акустичне емисије. Излазни сигнал акустичне емисије се преко детектора акустичне емисије и бројача региструје као број осцилација забележених сензором.

Сонда детектора се код испитивања заварених конструкција увек поставља у близини завареног споја који је због своје хетерогености структуре потенцијално најлошије место у самој конструкцији. Наиме, хетерогеност структуре завареног споја и грешке у процесу заваривања су најважнији иницијатори појаве прслина као најопаснијих грешака код посуда под притиском. Појаве иницијалних прслина и њихов даљи раст до нивоа макропрслина могу у експлоатацији да доведу до хаварија и катастрофалних ломова. Управо акустична емисија, као једина активна метода, је у стању да на време детектује одређени деформацијски процес и појаву или раст прслине. Зависност акустичне активности од уведеног притиска је дата на сл. 6.20.



Слика 6.20. Зависност акустична активност - притисак на сферном резервоару *R-113*

Из дијаграма на сл. 6.20 је видљиво да при проби хладним воденим притиском није било никакве акустичне активности, односно није дошло до појаве пластичне деформисаности материјала, нити до иницијације и раста прслине.

Измерене микродеформације на мерним тракама и израчунати стварни главни напони указују на то да ни на једном мерном месту није прекорачен напон течења, односно напони су у линеарно еластичном подручју. Констатовано је да се напони у зони крећу од 142 MPa на мерном месту 5 до 222 MPa на мерном месту 4.

Акустична емисија је коришћена као метода чији је циљ био да се на време детектује евентуални деформацијски процес, односно иницијација и раст прслине превасходно у зони извођења радова. Број осцолација забележених сензором у зависности од повећања притиска на сферном резервоару није констатован, односно сензор није детектовао ниједну појаву која би била интересантна за анализу.

На основу добијених резултата мерења и урађене анализе, може се закључити следеће:

- Измерене микродеформације на мерним тракама и израчунати главни напони у зонама мерења на сферном резервоару за ***TNG*** ознаке ***R-113***, указују да приликом пробе хладним воденим притиском до испитног притиска од 25 бара, није дошло до појаве пластичне деформисаности, односно да су сви израчунати напони били у границама еластичности материјала.
- Детектор акустичне емисије као активне методе испитивања без разарања, приликом подизања притиска, није регистровао акустичну активност, односно није регистрована ниједна осцилација забележена сензором. Сигурно је да током пробе хладним воденим притиском сферног резервоара за смештај ***TNG*** ознаке ***R-113***, при повећању притиска до нивоа испитног од 25 бара, није дошло до одређеног деформацијског процеса, а самим тим ни до трајних пластичних деформација или иницирања и раста прслина.
- Измерене микродеформације и израчунати главни напони на мерним местима указују да период експлоатације од преко 35 година није имао значајнијег утицаја на слабљење механичких особина основног материјала, као и зона завареног споја плашта сферног резервоара.

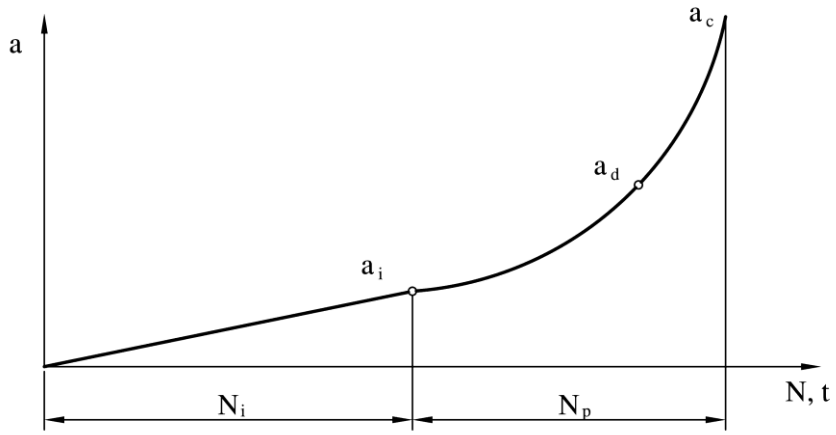
7. ПРОЦЕНА ПРЕОСТАЛОГ ВЕКА СФЕРНОГ РЕЗЕРВОАРА У ПРИСУСТВУ ГРЕШКЕ ТИПА ПРСЛИНЕ

Замор материјала који се јавља услед деловања експлоатационог радног оптерећења може да проузрокује појаву грешака типа прслине, односно да доведе до нежељених последица код свих заварених челичних конструкција. Процена преосталог радног века сферног резервоара изложеног деловању експлоатационог оптерећења је неопходна пре свега за дефинисање интервала контроле за откривање и отклањање евентуалних оштећења насталих у експлоатацији.

Процес замора и лома се може поделити у три временске фазе [165]:

1. Фазу стварања микропрслине a_s и њеног даљег раста до величине назване инжењерском прслином, a_0, односно прслином минималне дужине која се може открити адекватном методом испитивања без разарања (***IBR***), a_d.
2. Фазу стабилног раста макропрслине до појаве нестабилности при дужини a_c.
3. Фазу нестабилног раста и коначног квазистатичког лома.

Како се механизми иницирања и раста микропрслине (***фаза 1***) разликују од механизма раста макропрслине (***фаза 2***), то су потребна и два различита приступа за оцену удела тих фаза у укупном радном веку (сл. 7.1 [165]). Уобичајен приступ је да се за оцену броја циклуса N_i потребних за иницирање прслине користи концепт локалних деформација (проблематика везана за деловање нискоцикличног замора, детаљно описана у Поглављу 3 и 5), а за оцену удела фазе раста прслине N_p концепт механике лома.



Слика 7.1. Удео периода иницирања N_i и периода раста заморне прслине N_p у укупном веку замора N_f

Претпоставка типична за пројектовање конструкцијских елемената је да у елементима нема грешака, опредељује да је значајнија прва фаза, фаза иницирања прслине. Ово је типичан и логичан концепт за мале, пажљиво припремљене компоненте без оштрих зареза. Међутим, у великим конструкцијама, а посебно у завареним конструкцијама много је ближа претпоставка да иницијалне прслине већ постоје и да треба одредити како брзо се оне развијају. Радни век таквих конструкција као што су посуде под притиском, бродови, морске платформе за експлоатацију нафте и гаса, мостовне конструкције, углавном се састоји од развоја постојећих грешака.

За анализу случајева са растућим или опадајућим опсегом ***K***-фактора за које је градијент ***dK/da*** мали, погодно је користити моделе који су постављени за замор са $\Delta K = const.$ тј. $dK/da = 0$, као рецимо ***Парисов*** модел.

Иако су оптерећења са константном амплитудом у пракси ретка, највећи број експерименталних података у виду зависности $da/dN = f(\Delta K, R)$ је дат управо за овакве промене оптерећења. То значи да су промене ΔK за време раста прслине током теста инкременталне, како би се евентуални интеракцијски утицај оптерећења свео на минималну меру. Емпиријски модели са мањим или већим успехом описују раст прслине за такве услове, при чему се одговарајуће константе материјала C и m подешавају тако да задовоље експерименталне резултате. Због тога се ти идеализовани модели могу користити за предвиђање века замора компоненти које су изложене оптерећењима са приближно константним вредностима опсега ΔK и односа минималног и максималног оптерећења R. Под претпоставком да се зна промена [159,160]

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R) \text{ односно } dN = \frac{da}{f(\Delta K, R)} \tag{7.1.}$$

интеграцијом се добија век

$$\Delta N = \int_{a_0}^{a_d} \frac{da}{f(\Delta K, R)} \tag{7.2.}$$

Како је најчешће функција $f(\Delta K, R)$ сложена, решење овог интеграла се ретко може дати у затвореном облику, то се интеграција мора спровести нумерички. Најпростији је облик функције $f(\Delta K, R)$ у ***Парисовом*** моделу, па израз 7.2 добија облик [159,160]

$$\Delta N = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_d} \frac{da}{\left[Y\left(\frac{a}{W}\right) \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \right]^m} \tag{7.3.}$$

где је ΔN број циклуса неопходан за раст прслине од почетне a_0 до критичне a_c или дозвољене дужине прслине a_d. Корекциони фактор $Y = Y(a/W)$ за прслину у компоненти је најчешће у облику дугог полинома или је дат у табеларном облику па се, и под условом да је $\Delta\sigma = const.$ и да не зависи од a намеће решавање проблема нумеричком интеграцијом. Треба рећи да се током наведених поступака линеарне интеграције не узима у обзир, са становишта сигурности, позитивна појава ретардације, па се добијају конзервативни резултати, са већом сигурношћу.

Уколико се у првој апроксимацији усвоји да Y не зависи од дужине прслине a тада се израз 7.3 може написати у облику

$$\Delta N = \frac{1}{C\left[Y\Delta\sigma\sqrt{a}\right]^m} \int_{a_0}^{a_d} a^{-\frac{m}{2}} da \tag{7.4.}$$

па се након интеграције добија решење у затвореном облику

$$\Delta N = \frac{1}{C\left[Y\Delta\sigma\sqrt{a}\right]^m} \cdot \frac{a_0^{\left(1-\frac{m}{2}\right)} - a_d^{\left(1-\frac{m}{2}\right)}}{\frac{m}{2} - 1} \tag{7.5.}$$

Треба напоменути да ова апроксимација доводи до неконзервативног решења у односу на решења која узимају у обзир чињеницу да је $Y = Y(a)$ и која се морају одредити нумеричким методама [159,160].

7.1. Предвиђање преосталог радног века

Периодични преглед сферног резервоара је имао за циљ сагледавање стварног стања резервоара. Испитивања су рађена методама испитивања без разарања (***IBR***) са унутрашње и спољашње стране резервоара, испитивања заварених спојева, као и стање површина сегмената резервоара (испитивање ***OM***).

На основу анализе добијених резултата ***IBR*** заварених спојева резервоара, констатовано је постојање неприхватљивих грешака типа прслина које су откривене испитивањем магнетским честицама и ултразвуком. Откривене прслине су квалификоване као:

- ***Површинске***, чија је дужина, односно дубина била до 1.9mm. Сви дефекти откривени магнетским честицама на завареним спојевима, ако је њихова дубина мања од 1,9mm (с'тим да преостала дебљина буде најмање 24.03mm), уклањају се механичком обрадом, брушењем. Овај критеријум је било могуће применити, пошто је најмања прорачунска дебљина омотача резервоара, узимајући додатак за корозију и толеранције лима је 24.03mm, а без додатка за корозију је 22.43mm.
- ***Дубинске***, чија је дужина, односно дубина била већа од 1.9mm. Програмом испитивања је предвиђено да уколико се испитивањима методама без разарања констатују неприхватљиве грешке типа прслине веће од 1.9mm, обавезно иде у санацију места на којима су откривене грешке типа прслине. То се посебно односи на заварене спојеве.

На основу добијених резултата испитивања методама без разарања, највећа дубина грешке типа прслине била је до 13,8mm мерено са спољашње стране. Стога је била одлука да се санација свих прслина, уколико у току брушења не дође до "отварања" прслине испред брусног камена и глодала, врши са спољашње стране.

Програмом санације откривених прслина на сферном резервоару за ***TNG***, предвиђена су и допунска испитивања. Циљ ових испитивања је да се на основу експлоатационих мерења, одреди преостали век у условима деловања максималног радног и испитног притиска. Стварна оптерећења при максималном радном и испитном притиску смо добили егзактно, тензометријским мерењима. Добијени резултати испитивања и њихова анализа треба да дају практичан допринос оцени утицаја експлоатационих услова на понашање ОМ, компоненти завареног споја и саме посуде под притиском (сферног резервоара)

предвиђеног за рад у амбијентним температурама (собна температура од 20°C), а све у циљу процене интегритета и преосталог радног века сферног резервоара.

За потребе испитивања предвиђених квалификацијом технологије заваривања обезбеђен је челични лим квалитета A516 Gr. 60, који је по свом хемијском саставу и механичким особинама идентичан са основним материјалом сферног резервоара, а то је челични лим квалитета A516 Gr. 60. Допунска испитивања су укључила одређивање критичног фактора интензитета напона K_{Ic}, критичне дужине прслине a_c, и параметара раста заморне прслине (da/dN и ΔK_{th}) ***OM, MŠ*** и ***ZUT*** на собној температури. Резултати ових испитивања су дати у поглављу 5.

Предвиђање преосталог радног века сферног резервоара за оптерећења константне амплитуде, односно број циклуса неопходан за раст прслине од почетне a_0 до дозвољене a_d и на крају до критичне дужине прслине a_c се рачуна по формули (7.5.). Полазни параметри испитивања су следећи:

- Место евентуалне прслине, односно да ли се она јавља у ***OM, MŠ*** или ***ZUT***.
- Почетна прслина a_0 је прслина која се може детектовати испитивањима без разарања са спољне стране, а која за предметни сферни резервоар може да буде максималне дужине 1.9mm.
- Промена оптерећења (напона) у сферном резервоару, $\Delta\sigma$ је добијено од корисника опреме и представља разлику максималног и минималног оптерећења у току експлоатације, односно $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$. За конкретан сферни резервоар $\Delta\sigma$ износи приближно 95MPa.
- Промена дужине прслине је мењана од:
  - Дозвољене дужине полазне прслине која је добијена као разлика стварне дебљине уграђеног лима од 26mm и најмање прорачунске дебљине омотача резервоара, узимајући додатак за корозију и толеранције лима од 24.03mm која износи ***1.9mm***.
  - Измерене највеће дужине прслине a_{izm} током испитивања ***IBR*** методама од **13.8mm**.
  - Максимално дозвољене дужине прслине a_d, која у конкретном случају износи 2/3 дебљине плашта сферног резервоара, односно ***17.42mm***.
  - Критичне дужине прслине a_c добијене испитивањем параметара механике лома, за ***OM, MŠ***, и ***ZUT***. Пошто се ради о изразито дуктилном материјалу, где је предметним

испитивањима одређена критична дужина прслине већа од називне дебљине плашта сферног резервоара, искуствено смо узели да је критична дужина прслине a_c ***25mm***.

- ***C*** и ***m*** су константе Парисове једначине одређене у тесту испитивања параметара раста заморне прслине, такође, за ***OM, MŠ***, и ***ZUT***.
- Коефицијент ***Y*** је геометријски члан који зависи од односа дужине прслине и дебљине ***OM, MŠ*** и ***ZUT*** сферног резервоара. Формула за израчунавање геометријског члана ***Y*** дата је у литератури за случај површинске прслине и за различите односе ***a/W*** и он у конкретном случају износи ***2***.

Преостало време експлоатације, при промени дужине прслине од максималне дозвољене величине инжењерске прслине, a_0, која износи 1.9mm, детектоване дужине прслине a_s, која износи 13.8 mm, максималне дозвољене дужине прслине a_d, која износи 17.42mm, до критичне дужине прслине a_c која је конвенцијом усвојена и износи 25mm је рађено за евентуално присуство прслине у ***OM***, ***MŠ***, и ***ZUT*** и дато је у таб. 7.1. Овако велика критична дужина прслине a_c је усвојена, јер се овде ради о изузетно дуктилном материјалу, па је опасност од кртог лома скоро немогућа.

Утицај оптерећења за потенцијални раст прслине је такође анализиран за случај иницијације и раста прслине од дозвољене дужине прслине од 1.9mm до критичне дужине прслине a_c коју смо искуствено дефинисали и износи ***25mm*** и дат је у таб. 7.2. Нормално, овај случај критичне дужине прслине у пракси је немогућ, јер је обавеза власника сферног резервоара да сваку прслину откривену током испитивања ***IBR*** методама дужу од 1.8mm обавезно санира. Крађу од 3мм, брушењем, дужу, наваривањем.

Зависност места иницирања прслине од времена експлоатације је приказан графички на сл. 7.2 за случај прслине у ***OM, MŠ***, и у ***ZUT***.

Резултати приказани у таб 7.1 и графички на сл. 7.2 показују да преостали век сферног резервоара у експлоатацији до постизања критичне дужине прслине. a_c. зависи од:

- евентуалног присуства прслине дужине ***a***,
- опсега дозвољеног напрезања. $\Delta\sigma$, и
- места иницијације прслине.

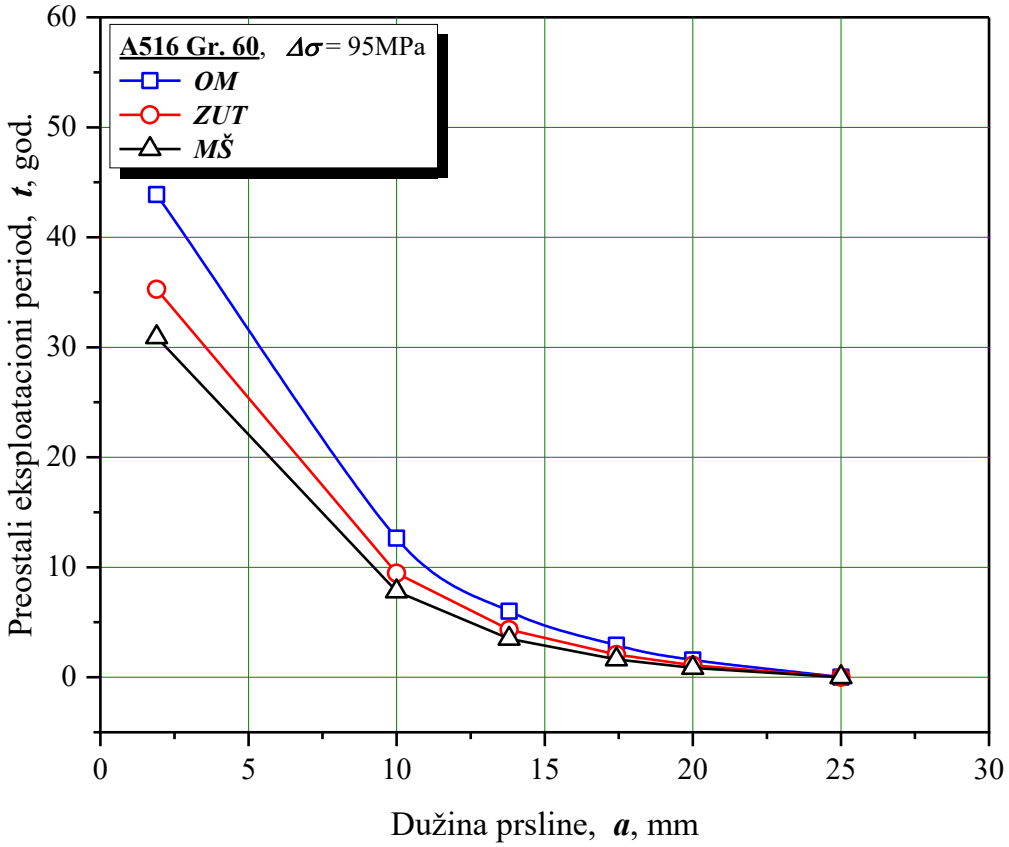
Табела 7.1. Преостали експлоатациони период сферног резервоара у експлоатацији

Место постављања зареза	Опсег напрезања, $\Delta\sigma$, MPa	Почетна дужина прслине a_0, m	Критична дужина прслине a_c, m	Преостали експлоатациони период, god.
OM	95	0.025	0.025	0.00000
		0.020	0.025	1.57217
		0.0174	0.025	2.90819
		0.0138	0.025	5.99402
		0.010	0.025	12.64610
		0.0019	0.025	43.87828
ZUT	95	0.025	0.025	0.00000
		0.020	0.025	1.09674
		0.0174	0.025	2.05620
		0.0138	0.025	4.33671
		0.010	0.025	9.45218
		0.0019	0.025	35.27223
MŠ	95	0.025	0.025	0.00000
		0.020	0.025	0.85821
		0.0174	0.025	1.62623
		0.0138	0.025	3.49319
		0.010	0.025	7.81378
		0.0019	0.025	30.91005

За случај прслине у ОМ: $C = 8.62 \cdot 10^{-9}$. $m = 2.92$

За случај прслине у ***ZUT*****:** $C = 7.88 \cdot 10^{-9}$, $m = 3.11$

За случај прслине у МШ: $C = 7.06 \cdot 10^{-9}$, $m = 3.26$



Слика 7.2. Утицај дужине прслине на преостали експлоатациони период

Како је најмања прорачунска дебљина омотача сферног резервоара, 24.03mm, а номинална дебљина лима је 26mm, то је максимална дозвољена дужина почетне прслине ***1.9mm***. За случај да иницијална прслина дужине ***1.9mm*** у ***OM*** при собној температури од 20°C и опсегу дозвољеног напрезања $\Delta\sigma$ 95MPa, достигне критичну дужину од 26mm, потребан је експлоатациони период од 43.88 година.

За случај да иницијална прслина дужине ***1.9mm*** у ***ZUT*** при собној температури од 20°C и опсегу дозвољеног напрезања $\Delta\sigma$ од 95MPa, достигне критичну дужину од 26mm, потребан је експлоатациони период од 35.27 година.

Најмањи преостали експлоатациони век имамо код случаја присуства прслине дужине ***1.9mm*** у ***MŠ***. Да би почетна дужина прслине a, пропагирала до величине критичне дужине прслине од 26mm, потребан је експлоатациони период од 30.91 година.

Овако добијене вредности преосталог експлоатационог века сферног резервоара се базирају на претпоставкама да имамо максимално дозвољену дужину почетне прслине од ***1.9mm***, и

да је опсег дозвољеног напрезања $\Delta\sigma$ једнак разлици вредности напрезања при максималном радном притиску од 16.7 бара (148MPa), и вредности напрезања при 50% напуњености сфере од 6.5 бара (53MPa), односно $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} = 148 - 53 = 95$MPa.

Приликом испитивања сферног резервоара откривене су прслине различитих дужина и фронтова. Највећа дужина прслине, детектована методама ***IBR*** је измерена на линији стапања према ***ZUT***. Њена дужина је била 13.8mm, сл. 6.3, а дужине фронта приближно 27mm. Ако уважимо констатацију испитивача, да је прслина пропагирала у ***ZUT***, преостали експлоатациони век сферног резервоара, односно време за које би ова прслина прво пропагирала до дозвољене прслине a_d је 1.86 година, а до критичне дужине прслине a_c 4.33 године. Међутим, ако претпоставимо да је закључак испитивача погрешан и да је прслина пропагирала у ***МШ***, преостали експлоатациони век сферног резервоара, односно време за које би ова прслина прво пропагирала до дозвољене прслине a_d је 1.58 година, а до критичне дужине прслине a_c 3.42 године. Значи, експлоатациони век би се смањио за приближно 15% до достизања дозвољене дужине прслине, око 21% до достизања критичне дужине прслине.

Такође је откривено неколико прслина у ***ОМ***. Највећа дужина детектоване прслине је била 8.2mm. Преостали експлоатациони век сферног резервоара, односно време за које би ова прслина прво пропагирала до дозвољене прслине a_d је 13.62 година, а до критичне дужине прслине a_c 18.68 година.

Када вршимо анализу евентуалног раста иницијалне прслине од максималне дозвољене дужине почетне прслине ***1.9mm***, таб. 7.2 и сл. 7.3 можемо констатовати следеће:

- За раст прслине до 10mm, потребно је у случају пропагације кроз ***ОМ***, 22.9 година, кроз ***ZUT*** 19.07 година, а кроз ***МШ*** 17.16 година.
- За раст прслине до највеће измерене дужине приликом ***IBR*** прегледа, a_{izm} од 13.8mm, потребно је у случају пропагације кроз ***ОМ***, 31.3 године, кроз ***ZUT*** 25.7 година, а кроз ***МШ*** 22.9 година.
- За раст прслине до дозвољене дужине a_d од 17.4mm, потребно је у случају пропагације кроз ***ОМ***, 36.6 година, кроз ***ZUT*** 29.8 година, а кроз ***МШ*** 26.39 година.
- За случај да иницијална прслина дужине ***1.9mm*** достигне критичну дужину a_c од 25mm, потребно је у случају пропагације кроз ***ОМ***, 43.88 година, кроз ***ZUT*** 35.27 година, а кроз ***МШ*** 30.91 година.

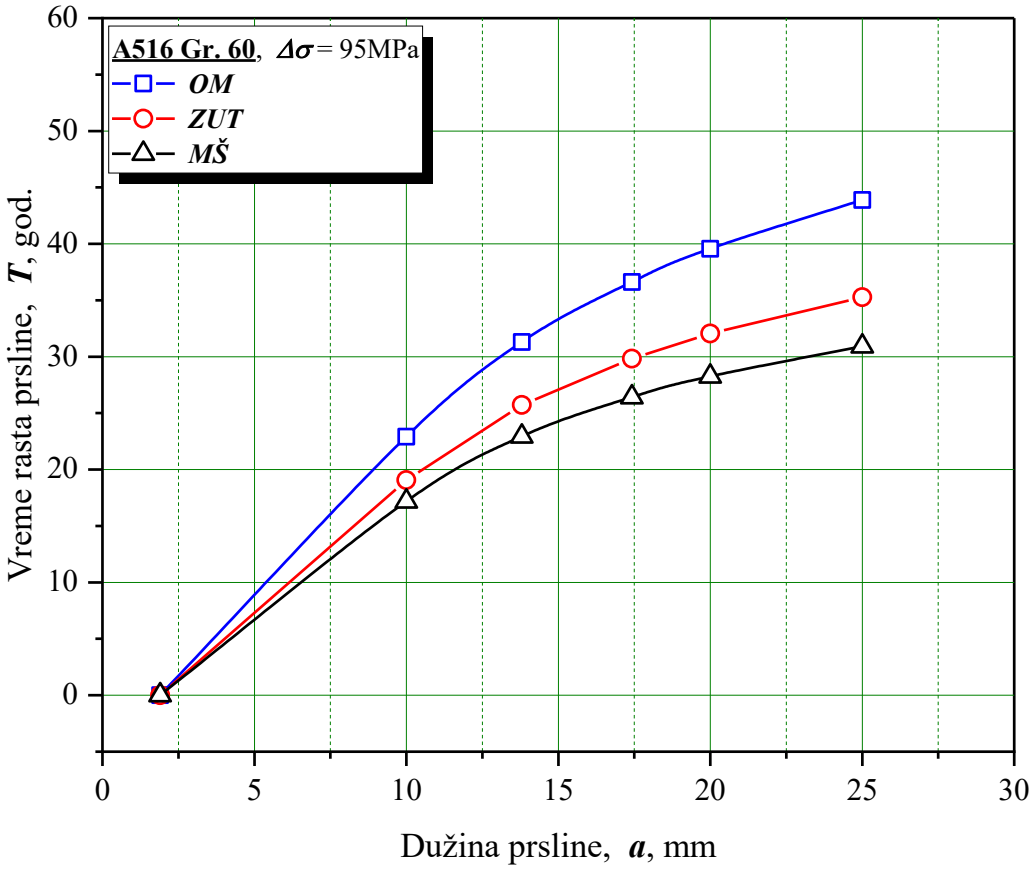
Табела 7.2. Преостали експлоатациони период сферног резервоара у експлоатацији

Место постављања зареза	Опсег напрезања, $\Delta\sigma$, MPa	Почетна дужина прслине a_0, m	Претопстављена дужина прслине a, m	Време раста прслине, god.
OM	95	0.0019	0.0019	0.00000
		0.0019	0.01	22.90297
		0.0019	0.0138	31.30114
		0.0019	0.0174	36.61995
		0.0019	0.02	39.55311
		0.0019	0.025	43.87828
ZUT	95	0.0019	0.0019	0.00000
		0.0019	0.01	19.06971
		0.0019	0.0138	25.72302
		0.0019	0.0174	29.82653
		0.0019	0.02	32.04964
		0.0019	0.025	35.27223
MŠ	95	0.0019	0.0019	0.00000
		0.0019	0.010	17.16328
		0.0019	0.0138	22.91975
		0.0019	0.0174	26.3965
		0.0019	0.020	28.25379
		0.0019	0.025	30.91005

За случај прслине у ОМ: $C = 8.62 \cdot 10^{-9}$. $m = 2.92$

За случај прслине у ***ZUT*****:** $C = 7.88 \cdot 10^{-9}$, $m = 3.11$

За случај прслине у МШ: $C = 7.06 \cdot 10^{-9}$, $m = 3.26$



Слика 7.2. Зависност времена раста прслине од претпостављене дужине прслине

Ови резултати потврђују констатацију да одличне дуктилне особине које су добијене у свим претходним испитивањима, представљају гаранцију да неће доћи до евентуалне појаве кртог лома у присуству грешке типа прслине. Овакав закључак подразумева перманентну контролу технолошког процеса рада сферног резервоара, обавезно спровођење редовних и по потреби периодичних прегледа, што укључује ***IBR*** контролу свих критичних места на сферном резервоару, и обавезну санацију откривених прслина недозвољене дужине.

Важан сегмент у фази контроле сферних резервоара је и хладна водена проба (***HVP***). У већини случајева, како је то и потврђено у пракси [132], ***HVP*** може да проузрокује иницирање прслина у критичним зонама, као што је ***MŠ*** и ***ZUT***, те је неопходно анализирати утицај висине испитног притиска на евентуалну појаву прслина.

Испитни притисак сферног резервоара за складиштење ***TNG***, који сада износи 25 бара, требало би усагласити са најновијим прописима садржаним у ASME коду "*Boiler and*

Pressure Vessel Code. Section VIII - Rules for Construction of Pressure Vessels - Division 1" [166].

Испитни притисак се израчунава према формули:

$$p_i = 1{,}3 \cdot p_r \left(\frac{\sigma_{max.20}}{\sigma_{max.pr}} \right) \tag{7.6.}$$

где је:

p_i – Испитни притисак, bar

p_r – Радни притисак, bar. На основу доступне документације за предметни сферни резервоар за складиштење ***TNG*** радни притисак је 16.7 бара.

$\sigma_{max.20}$ – Максимално дозвољени напон за челик ознаке A516 Gr. 60 на собној температури. Такође, на основу доступне документације за предметни сферни резервоар за складиштење ***TNG***, мах. дозвољени напон на собној температури је 148MPa.

$\sigma_{max.pr}$ – Максимално дозвољени напон за челик ознаке A516 Gr. 60 на прорачунској температури. На основу доступне документације за предметни сферни резервоар за складиштење ***TNG***, мах. дозвољени напон на прорачунској температури је исти као и на собној температури и износи 148MPa.

Користећи формулу 7.6. добијамо препоручену вредност испитног притиска од 21.7 бара.

Према томе. да би избегли нежељене последице, односно могућност иницирања прслина у току ***HVP***, неопходно је смањити испитни притисак и усагласити са најновијим ***ASME*** нормама.

8. ЗАКЉУЧАК

У овом истраживању анализиран је утицај експлоатационих услова на понашање основног материјала (***OM***), као и појединачних компоненти завареног споја – метала шава (***MŠ***) и зоне утицаја топлоте (***ZUT***), али и самог завареног споја (***ZS***) у целини. Истраживања су усмерена на челичне конструкције намењене раду у условима деловања статичког и промењивог оптерећења, са посебним нагласком на процесе иницирања и ширења прслине, као и на процену интегритета и преосталог века рада. Испитивања су спроведена на посудама под притиском израђеним од квалитетних нисколегираног угљеничног челика класе А516.

Резултати спроведених анализа и експерименталних испитивања указују на практичну применљивост добијених података. Они могу послужити као поуздана основа за пројектовање и дуготрајну експлоатацију посуда под притиском, при чему се обезбеђује поузданост у раду, али и рационално планирање животног века заварених конструкција.

- Микроструктура подручја ***ZUT***-а као најкритичнијег места завареног споја је симулирана на симулатору заваривања, а верификација процеса симулације ***ЗУТ***-а је извршена ударним испитивањима симулираних узорака. Добијени резултати испитивања показују да при истој температури загревања (1350°C), најбоље вредности укупне енергије удара имају узорци код којих је време хлађења најмање (5s) и износи у просеку 96.8J. а са повећањем времена хлађења укупна енергија удара опада. Најмања је при времену хлађења од (15s), и износи 31.3J. Компоненте укупне енергије удара, енергија стварања прслине ***Ws*** и енергија ширења прслине ***Wš*** показују исту тенденцију као и укупна енергија удара. Угиб, ***s*** има сличну тенденцију као и укупна енергије удара, ***Wt***. Највећи угиб, имају епрувете где је време хлађења било најкраће, и оно износи у просеку 8.6mm. Са повећањем времена хлађења $\Delta t_{8/5}$ угиб опада да би при времену хлађења од 15s вредност угиба била око 2.1mm.

- Испитивањем макро и микроструктуре ***OM*** и компоненти завареног споја ***MŠ*** и ***ZUT***-а металографским испитивањима добијене су важне информације о структури материјала. Основни метал (***OM***) нисколегираног угљеничног челика А 516 Gr.60 има равномерну феритно-перлитну структуру. Ферит је у облику полигоналних кристала,

док перлит изгледа као компактни тамни микроконституент. Метал шава (***МШ***) и зона утицаја топлоте (***ZUT***) такође имају изражену феритно-перлитну структуру.

- Резултати испитивања савијањем завареног споја, и то како око лица тако и око корена, показали су да је поступак заваривања изведен на високом нивоу, јер се при постизању угла савијања од 180° није јавила појава прслина. На основу добијених резултата и њихове анализе може се закључити да је примењена технологија заваривања адекватна, те да испитани узорци заварених лимова од квалитетног нисколегираног угљеничног челика A516 Gr.60 у потпуности задовољавају захтеване критеријуме.

- Мерењем тврдоће ***OM*** и компоненти завареног споја ***МШ*** и ***ZUT***-а јасно се види да су највеће измерене вредности тврдоће у ***МШ.*** Идући од ***МШ*** преко ***LS***, ***ZUT*** ка ***OM***, тврдоћа бележи постепени пад, при чему имамо доста уравнотежено стање са леве и десне стране завареног споја, односно врло мала је разлика у измереним вредностима тврдоће.

- Анализирајући добијене резултате испитивања затезањем на собној и ниским температурама узорака извађених из ***OM***, и узорака са завареним спојем ***ZS*** може се констатовати:

  Добијене вредности доњег и горњег напона течења основног метала (***OM***) на собној температури (***RT)*** сврставају овај челик у горњу квалитетну групу општих конструкционих челика. Са снижењем температуре вредности напона течења расту, при чему се на 0°C губи израженост доњег и горњег напона течења и већ имамо напон на граници течења $R_{p0,2}$, а са даљим снижењем температуре напон течења рапидно расте.

  Затезна чврстоћа показује тенденцију промене као и напон течења. Са снижењем температуре вредности затезне чврстоће расту.

  Највеће измерене вредности издужења, односно најбољу дуктилност имају узорци ***OM*** испитани на собној температури, што овај материјал сврстава у групу високо дуктилних материјала. Са снижењем температуре вредности издужења опадају.

Код завареног споја (***ZS***) имамо исту ситуацију, јер су сви испитивани узорци пукли у ***OM***, тако да слободно можемо констатовати да је изабрана технологија заваривања "*over matching*", добро дефинисана што овај заварени спој чини изузетно поузданим.

Све наведене констатације код испитивања ***OM***, важе и за испитивање узорака са завареним спојем попречно у односу на правац увођења оптерећења, јер из резултата испитивања видимо да су сву узорци ***ZS*** пукли у ***OM***, што нам сугерише да смо и код ових испитивања фактички добили карактеристике ***OM***.

- На основу резултата ударних испитивања епрувета са ***V***-2 зарезом у ***OM, ZUT*** и ***MŠ*** јасно се уочава да укупна енергија удара зависи од места урезивања ***V***-2 зареза и температуре испитивања.

  Највећу вредност укупне енергије удара имају епрувете са зарезом у ***OM***, нешто ниже вредности су добијене испитивањем епрувета са зарезом у ***ZUT***, а најниже вредности су добијене код испитивања епрувета са зарезом у ***MŠ***.

  Највећи утицај на добијене вредности укупне енергије удара, као и на компоненте, енергију стварања прслине W_s, и енергију ширења прслине $W_š$ има температура испитивања. Укупна енергија удара, W_t опада са снижењем температуре испитивања сукцесивно и највећа је код епрувета са зарезом у ***MŠ***, нешто мања код епрувета са зарезом у ***ZUT***, а најмања код епрувета са зарезом у ***OM***.

  Проценат дуктилног лома-***%DL***" ***OM*** и компоненти завареног споја ***ZUT*** и ***MŠ*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60, опада са снижењем температуре. Најбоље дуктилне особине имају узорци са зарезом у ***OM***, нешто ниже вредности су добијене за испитиване узорке са зарезом у ***ZUT***, а најлошије вредности су добијене код испитиваних узорака са зарезом у ***MŠ***.

  Анализирајући утицај температуре испитивања и места постављања ***V***-зареза код узорака ***OM*** и компоненти завареног споја ***ZUT*** и ***MŠ*** може се констатовати да са снижењем температуре услед хетерогеност структуре завареног споја вредност укупног угиба опада, тако да највећи угиб имају узорци са ***V***-зарезом у ***OM***, нешто мањи је код узорака са ***V***-зарезом у ***ZUT,*** а, најлошије вредности имају узорци са ***V***-зарезом у ***MŠ***.

- На основу резултата испитивања високоцикличног замора глатких епрувета видимо да при истим амплитудама оптерећења број циклуса до лома је већи код епрувета ***OM*** него код епрувета ***ZS***. Ови резултати показују да ***OM*** и ***ZS*** нисколегираног угљеничног челика A516 Gr. 60 има одличну отпорност на иницијацију, и пропагацију прслине у условима деловања високоцикличног заморног оптерећења.

  На основу резултата испитивања нискоцикличног замора одређене су циклична и монотоно напонско деформациона крива. Поређењем цикличне и монотоне криве испитани ***OM*** и ***ZS*** нисколегираног угљеничног челика ознаке A516 Gr. 60 слабе при нискоцикличном замарању.

  Број циклуса до иницирања прслине, већи је код епрувета основног метала ***OM*** него код епрувета које су у средини мерног дела имале заварени спој (***ZS***). При деловању нискоцикличног замора грешке типа прслине се готово увек јављају у зони завареног споја.

- Одређивањем критичног фактора интензитета напона, K_{Ic}, најбољу отпорност на присуство грешке типа прслине имају епрувете са прслином у основном металу (***OM***), нешто ниже вредности K_{Ic} имају епрувете са прслином у ***ZUT***, док најлошију отпорност на присуство грешке типа прслине имају епрувете са прслином у металу шава (**МШ**).

  Критична дужина прслине, a_c, је најмања код ***МШ***, нешто већа код ***ZUT*** док је код ***OM*** највећа. Добијене вредности критичне дужине прслине, a_c, су значајно веће од дебљине лима коришћеног за израду посуде под притиском за ***TNG***, чиме се може закључити да без обзира на дужину присутне прслине у ***OM*** и различитим зонама завареног споја (***ZS***), готово сигурно неће доћи до појаве кртог лома.

- Под утицајем промењљивих оптерећења која су мања од оптерећења квазистатичког лома временом долази до слабљења материјала, што неминовно доводи до појаве и раста прслине. Брзина раста заморне прслине, ***da/dN***, зависи од места постављања зареза и иницијације прслине, тј. да ли је врх заморне прслине и зона пропагације у ***OM, ZUT*** или ***МШ***.

Брзина раста заморне прслине је најмања за епрувете са зарезом у ***OM***, код епрувета са врхом заморне прслине у ***ZUT*** брзина раста заморне прслине је дупло већа у односу на брзину раста заморне прслине код ***OM***. Највећу брзину раста заморне прслине, односно најлошију отпорност на пропагацију прслине под дејством променљивог оптерећења имају епрувете са врхом заморне прслине у ***MŠ***.

- Испитивања у циљу процене интегритета и преосталог радног века посуде под притиском рађена су на сферном резервоару за смештај течног нафтног гаса (***TNG***) методама без разарања заварених спојева резервоара, при чему је констатовано постојање неприхватљивих грешака типа прслина што је условило обавезну санацију места на којима су грешке откривене. На основу микроструктурних испитивања одабран је додатни материјал за санацију заваривањем.

  Након санације извршена су контролна испитивања чиме је утврђено:

  - приликом пробе хладним воденим притиском није дошло до појаве пластичне деформисаности, тј. сви израчунати напони су били у границама еластичности материјала.
  - Детектор акустичне емисије као активне методе испитивања без разарања није регистровао акустичну активност, односно није регистрована ниједна осцилација забележена сензором.
  - Измерене микродеформације и израчунати главни напони на мерним местима указују да период експлоатације од преко 35 година није имао значајнијег утицаја на слабљење механичких особина ***OM***, као и компоненти ***ZS.***

- Након спроведених испитивања на сферном резервоару за смештај течног нафтног гаса (***TNG***), константовано је да је прслина пропагирала у ***ZUT***. На основу тога може се закључити да је преостали експлоатациони век сферног резервоара, односно време за које би ова прслина прво пропагирала до дозвољене прслине a_d је 1.86 година, а до критичне дужине прслине a_c 4.33 године.

  Међутим, уколико претпоставимо да је прслина пропагирала у ***MŠ***, време за које би ова прслина прво пропагирала до дозвољене прслине a_d је 1.58 година, а до критичне

дужине прслине a_c 3.42 године. То значи да би се експлоатациони век смањио за приближно 15% до достизања дозвољене дужине прслине, односно око 21% до достизања критичне дужине прслине.

Добијени резултати спроведених истраживања представљају основу која има практичну примену у области пројектовања и употребе посуда под притиском. Посебан значај ових резултата огледа се у чињеници да могу послужити као поуздана полазна тачка за израду и експлоатацију конструкција намењених раду у условима снижених температура, где је захтев за безбедношћу и поузданошћу посебно изражен. Дефинисањем критичних места на компонентама посуде под притиском користећи резултате механичко експлоатацијских и структурних испитивања, дефинисана је методологија процене интегритета и преосталог радног века посуде под притиском. Такође, важан допринос је и увођење новог приступа пројектовања и избора адекватне технологије заваривања, применом симулације зоне утицаја топлоте.

Правац даљих истраживања се огледа у допуни процедуре оцене интегритета и преосталог века посуда под притиском коришћењем нумеричких метода прорачуна. Значајан фактор за постизање овог циља представља примена софтвера који користе методу коначних елемената (***МКЕ***) чиме је могуће извршити прорачун статичког и динамичког оптерећења посуде под притиском и на тај начин дефинисати критична места у експлоатацији.

9. ЛИТЕРАТУРА

[1] И. Чамагић, З. Бурзић, "*Експериментално истраживање раста заморне прслине у завареном споју*", Монографија, Друштво за интегритет и век конструкција Проф. Др. Стојан Седмак, Београд, 2017.

[2] И. Чамагић, "*Примена концепта механике лома на процену интегритета заварених спојева нисколегираних челика у присуству прслина*", Монографија, Факултет техничких наука, Универзитет у Приштини, Косовска Митровица, 2023.

[3] А. Седмак, "*Примена механике лома на интегритет конструкције*", Монографија, Машински факултет, Београд, 2003.

[4] М. Јовановић, И Чамагић, А. Седмак, З Бурзић С.А. Седмак, П. Живковић "*Analysis of SA 387 Gr. 91 welded joints crack resistance under static and impact load*", 4th International Conference on Structural Integrity and Durability, ICSID 2020, Procedia Structural Integrity 31 p. 38–44, 2021.

[5] ASTM A516/A516M-10, "*Standard Specification for Pressure Vessel Plates, Carbon Steel, for Moderate- and Lower-Temperature Service*", 2015.

[6] ASME SA516/SA516M, "*Specification for Pressure Vessel Plates, Carbon Seel, for Moderate- and Lower-Temperature Service*", 2006.

[7] ASTM A516 Gr. 60 Plate, https://www.hicplates.com/astm-a516-gr-60-carbon-steel-plates-supplier-stockist.html, G.I.D.C. Ind. Estate, B/h, Gayatri Ice Factory, Makarpura, Vadodara – 390 010. Gujarat, 2021.

[8] https://www.steelemporium.co.in/blog/astm-a516-asme-sa516-boiler-plate.html.

[9] https://www.appliedalloys.com.au/a516_60_65_70/

[10] https://www.octalmetals.com/astm-a516-gr-70-plate/

[11] https://www.casider.com/en/asa-516-gr60n-p-19-en

[12] https://www.rextonsteel.com/sa-516-gr-60-nace-hic-plate-supplier-stockist.html

[13] https://www.priminox.com/astm-a516-gr-60-65-70-boiler-quality-plate-manufacturers-suppliers/

[14] https://worldwidescience.org/topicpages/s/steel-astm-a516.html.

[15] https://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=A516+Gr+60&src=ics.

[16] A. Sedmak, S. Sedmak, Lj. Milovic, "*Pressure Equipment Integrity Assessment by Elastic-Plastic Fracture Mechanics Methods*", Monograph, Society for Structural Integrity and Life, 2011.

[17] С. Седмак, , "*Истраживање утицаја количине заваривањем унете топлоте на промене у ЗУТ комплексно легираних челика високе чврстоће*", Научноистраживачки пројект Фабрике вагона Краљево и Основне заједнице наука региона Краљево-Чачак, ТМФ, Београд, 1980-1981.

[18] M.Jovanović, I.Čamagić, S.A.Sedmak, P.Živković, A.Sedmak,"*Crack initiation and propagation resistance of HSLA steel welded joint constituents*", Structural integrity and life, Vol. 20, No 1, pp. 11–14, 2020.

[19] С. Седмак, З. Бурзић, "*Материјали и њихово понашање при заваривању - Поглавље 2.8*", Материјал за специјалистичке студије за школовање IWE и IWT, 2004.

[20] Д. М. Јанковић, "*Експериментално одређивање токова замарања материјала при циклично променљивим еласто-пластичним деформацијама*", Докторска дисертација, Универзитет у Београду, Машински факултет, Београд 1988.

[21] Д. М. Јанковић, "*Малоциклусни замор*", Универзитет у београду, Машински факултет, Београд, 2001.

[22] З. Бурзић, "*Испитивање променљивим оптерећењем глатких и зарезаних епрувета*", 7. Тематски зборник радова "Експерименталне и нумеричке методе у оцени интегритета конструкције", В. Плана, стр. 75-92, 1997.

[23] З. Бурзић, "*Теоријске и Есперименталне основе Механике лома*", радни материјал – предавања, Технички факултет Бихаћ, 2014.

[24] P.C. Paris, F. Erdogan, "*A Critical Analysis of Crack Propagation Laws*", Trans. ASME, Journal Basic Eng., Vol. 85, No. 4, p. 528, 1961.

[25] З. Бурзић, Б. Алексић, В. Бађура, "Елаборат о извршеним испитивањима сферног резервоара након санације", ЦертЛаб.Цо, 2009.

[26] Д. Митић, Б. Алексић, В. Бађура, "*Искуства у санацији сферног резервоара за складиштење ТНГ*", Научно-стручни скуп ПРОЦЕСИНГ 2010, Година 23,Тара, 2010.

[27] С. Седмак, "*Материјали и њихово понашање при заваривању, Тема 2.8 Обични угљенични и угљенично-манган ски челици*", *Специјалистички курс за IIW инжењере заваривања Модул 2*, Институт ГОША, 2003.

[28] "*The Iron-Carbon Phase Diagram*", Iron, Steel and Swords script, https://www.tf.uni-kiel.de/matwis/amat/iss/kap_6/illustr/s6_1_2.html, 2021.

[29] K. Graham, S. Kerkyras, K. Tzaferis, V. L. Jantara Junior, M. Papaelias, *''Inspection and evaluation of hydrogen-induced defects in SA516 Grade 60 steel plate"*, 1st International

Conference on Welding & NDT, of HSNT and WGI, Athens, Eugenides Foundation, 22-23 October 2018.

[30] М. Смиљанић, "*Материјали и њихово понашање при заваривању, Тема 2.8 Нелегирани конструкциони C-Mn челици*" *Специјалистички курс за IIW инжењере заваривања, Модул 2*", Завод за заваривање, 2003.

[31] L. Engel, and H. Klingele, "*An Atlas of Metal Damage*", Prentice-Hall, Inc, Englewood Cliffs, New Jersey, 1981.

[32] А. Радовић, "*Металуршки и технолошки проблеми заварљивости*", Међународно саветовање "Заварљивост материјала и методе испитивања", Врање, 1985.

[33] I. Hrivnjak, "*Zavaritelnost oceli*", Alfa Vydav., Techn. Ekonom. Liter., Bratislava, 1979.

[34] F. Brohl, H. Mesch, "*Welding of Alloyed Ferritic and Martensitic Steels in Piping Systems for High-temperature Service*", Mannesmann, Düsseldorf, 1986.

[35] L.S. Livšic, A.N. Hakimov, "*Metallovedenie svarki i termičeskaja obrabotka svarnih soedinenii*", Mašinostroenie, Moskva, 1979.

[36] М. Мањго, "*Критеријуми прихватљивости прслина у завареном споју посуда под притиском од микролегираних челика*", Докторска дисертација, Машински факултет, Београд, 2008.

[37] Александар Седмак, Вера Шијачки-Жеравчић, Витомир Ђорђевић, Анђелка Милосављевић, Миомир Вукићевић, Машински материјали, други део, Машински факултет, Београд, 2000.

[38] SRPS EN 1011-2:2007**, "***Заваривање - Препоруке за заваривање металних материјала - Део 2: Електролучно заваривање феритних челика***",** (Welding - Recommendations for welding of metallic materials - Part 2: Arc welding of ferritic steels**)** Институт за стандардизацију Србије, 2007.

[39] DIN 18800:2008 "Челичне конструкције - Део 1: Пројектовање и израда", (Steel structures - Part 1: Design and construction), 2008.

[40] SRPS EN 10025-1:2011, "*Toplovaljani proizvodi od konstrukcionih čelika - Opšti tehnički zahtevi za isporuku (Hot rolled products of structural steels - Part 1: General technical delivery conditions)*", 2011.

[41] DIN 18809:2008 "*Челични друмски и пешачки мостови; Пројектовање и израда*", (Steel Road Bridges and Foot Bridges; Design and Construction), 2008.

[42] SRPS EN 1993-1-11/NA:2013 "*Еврокод 3 — Пројектовање челичних конструкција — Део 1-11: Пројектовање конструкција са затегнутим компонентама —*

Национални прилог" (Eurocode 3 - Design of steel structures – Part 1-11: Design of structures with tension components – National Annex), 2013.

[43] SRPS EN 10020:2003 "*Definicija i klasifikacija vrsta čelika*", (Definition and classification of grades of steel), Институт за стандардизацију Србије, 2003.

[44] М. Смиљанић, "*Уведен је Европски систем означавања*", Заваривање и заварене конструкције, (4/2003), стр. 221-225, 2003.

[45] SRPS EN 10027-1:2017, "*Системи означавања челика – Део 1: Основне ознаке челика*" *(*Designation systems for steels - Part 1: Steel names*)*", Институт за стандардизацију Србије, 2017.

[46] SRPS EN 10027-2:2015**,** "*Систем за означавање челика — Део 2: Бројчани систем*", *(*Designation systems for steels - Part 2: Numerical system*)*, Институт за стандардизацију Србије, 2015.

[47] SRPS CR 10260:2012, "*Систем за означавање челика - Додатне ознаке*" (Designation systems for steel - Additional symbols), Институт за стандардизацију Србије, 2012.

[48] SRPS EN 10025-2:2020, "*Топловаљани производи од конструкционих челика – Део 2: Технички захтеви за испоруку нелегираних конструкционих челика*" *(*Hot rolled products of structural steels - Part 2: Technical delivery conditions for non-alloy structural steels*)*, Институт за стандардизацију Србије, 2020.

[49] М. Смиљанић, "*Способност за заваривање челика према JUS EN 10025:2003*", Заваривање и заварене конструкције, (1/2004), стр. 43-46, 2004.

[50] SRPS EN 10204:2018, "*Метални производи – Типови докумената о контролисању*" (Metallic products – Types of inspection documents), Институт за стандардизацију Србије,2018.

[51] ASTM A20/A20M-19, "*Standard Specification For General Requirements For Steel Plates For Pressure Vessels*", 2019.

[52] SA-20/SA-20M-19 "*Specification For General Requirements For Steel Plates For Pressure Vessels*", 2019.

[53] SRPS EN 10155:2014, "*Конструкциони челик са повећаном отпорношћу према атмосферској корозији-Технички захтеви за испоруку*" (Structural steels with improved atmospheric corrosion resistance - Technical delivery conditions), Институт за стандардизацију Србије, 2014.

[54] SRPS EN 10210-1:2008, "*Шупљи профили од нелегираног финозрног конструкционог челика израђени у топлом стању - Диo 1: Технички захтеви за испоруку*" (Hot finished

structural hollow sections of non-alloy and fine grain steels - Part 1: Technical delivery conditions), Институт за стандардизацију Србије, 2008.

[55] З. Бурзић, "*Савремене методе провере механичко-технолошких особина заварених спојева – Део 1*", Заваривање и заварене конструкције, Вол. 47, Но. 2, стр. 67-74, 2002.

[56] EN ISO 148-1:2017 "*Метални материјали - Испитивање ударом Шарпијевим клатном - Дио 1: Метода испитивања (Metallic materials - Charpy pendulum impact test - Part 1: Test method - ISO 148-1:2016)*", Институт за стандардизацију Србије, 2019.

[57] EN ISO 14556:2023"*Metalni materijali – Ispitivanje epruveta sa V-zarezom udarom Šarpijevim klatnom - Instrumentalna metoda ispitivanja (Metallic materials - Charpy V-notch pendulum impact test - Instrumented test method)*", Институт за стандардизацију Србије, 2023.

[58] J.W.Sheckherd, M.Kangilaski, and A.A.Bauer, "*Impact Properties of Shock-Strengthened Type 316 Stainless Steel*", Instrumented Impact Testing, ASTM STP 563 - Special Technical Publication, pp. 118-132, 1974.

[59] D. R. Ireland, "*Procedures and Problems Associated with Reliable Control of the Instrumented Impact Test*" Instrumented Impact Testing, ASTM STP 563- Special Technical Publication, pp. 3-30, 1974.

[60] A. Ewlng and L. Raymond, "*Instrumented Impact Testing of Titanium Alloys*", Instrumented Impact Testing, ASTM STP 563 - Special Technical Publication, pp. 180-202, 1974.

[61] E. Van Walle, *Evaluating material properties by dynamic testing*, ESIS Publication 20, (European Structural Integrity Society), Mechanical Engineering Publications Limited, Northgate Avenue, Bury St. Edmunds, Suffolk, IP32 6BW UK, 1996.

[62] *D. H. Herring, "Impact Testing (part 2)", Industrial Heating*, 2015.

[63] R. K., Nanstad, R. L. Swain, and R. G. Berggren, "*Influence of Thermal Conditioning Media on Charpy Specimen Test Temperature, Charpy Impact Test: Factors and Variable*", ASTM STP 1072, ASTM, p. 195, 1990.

[64] П. Терзић, "*Испитивање метала*", Институт за испитивање материјала СР Србије, 1977.

[65] С. Седмак, А. Радовић, В. Грабулов, "*Анализа односа енергије настанка и раста прслине у челику на различитим температурама*" *(The analysis of crack initiation /*

propagation energy ratio in steel at different temperatures), ИВК, Вол. 2; Но 1-2 пп. 5-10, 2002.

[66] В. Грабулов, "*Прилог дефинисању утицаја хемијског састава и дебљине лима на појаву прскотина у завареним спојевима челика NIONIKRAL-70*" *(A contribution to determine the effect of chemical composition and plate thickness on crack occurrence in welded joints of NIONIKRAL-70 steel)*, Master thesis, Faculty of Technology and Metallurgy, University of Belgrade (1986).

[67] SRPS EN ISO 9016:2022. "*Испитивање са разарањем заварених спојева металних материјала - Испитивање ударом - Постављање епрувета, оријентација зареза и испитивање*", Институт за стандардизацију Србије, 2022.

[68] K. T. Venkateswara Rao, W. Yu, R. O. Ritchie, Metall. Trans. 20A, p. 485, 1989.

[69] R. Haghani, M. Al-Emrani and M. Heshmati, *"Fatigue-Prone Details in Steel Bridges"*, Buildings 2012, 2(4), 456-476, 2012.

[70] ASTM E466-82, "*Standard Practice for Conducting Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials*", Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, p. 571, 1986.

[71] ASTM E467-21, "*Standard Practice for Verification of Constant Amplitude Dynamic Loads in an Axial Load Fatigue Testing Machine*", Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, 2021.

[72] С. И. Посављак, "*Истраживање заморног века ротационих дискова авионских мотора*", Докторска дисертација, Машински факултет у Београду, 2008.

[73] М.А. Ахмед, "*Примена параметара механике лома за оцену понашања завареног споја при заморном оптерећењу*", Докторска дисертација, Технолошко-металуршки факултет Универзитета у Београду, 1987.

[74] Ј. Легат, "*Прилог проучавању развоја прслине при заморном оптерећењу заварених спојева конструкцијских челика*", Докторска дисертација, Технолошко-металуршки факултет Универзитета у Београду, 1988.

[75] A. Nishimura, C. Nogami., E. Wakai, "*Cyclic stress-strain curve for low cycle fatigue design and development of small specimen technology*", 24rd IAEA fusion energy conference, San Diego, USA, п. 1-8, 2012.

[76] Д. Boronski, "*The effect of the method of determination of Young's modulus on the estimation of fatigue life of structural elements*", Journal of Theoretical and Applied Mechanics 42, п. 269-283, 2004.

[77] J.F. Martin, "*Cyclic Stress-Strain Behaviour and Fatigue Resistance of Two Structural Steels*", College of Engineering, University of Illinois, Illinois, 1973.

[78] N. Singh, Gouthama, V. Singh "*Low cycle fatigue behaviour of Ti alloy IMI 834 at room temperature*", Materials Science and Engineering; 3 p. 324-332, 2002.

[79] B. Atzori, G. Meneghetti, M. Ricotta, S. Masaggia, "*A compatible method to summarise the low and high cycle fatigue test results of ductile irons and structural steels*". Fracture and Structural Integrity, Vol. 20: 153-166, 2012.

[80] M. L. Roessle, A. Fatemi, "*Strain-contolled fatigue properties of steels and some simple approximations*", International Journal of Fatigue, Vol. 22, p. 495-511, 2000.

[81] С. Булатовић,"*Еласто-пластично понашање завареног споја од нисколегираног челика повишене чврстоће у условима нискоцикличног замора*", Докторска дисертација, Машински факултет, Београд, 2014.

[82] W. Ramberg, W. R. Osgood "*Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters*", Technical Report No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, 1943.

[83] J. Morrow, "*Fatigue Design Handbook*", Advances in Engineering, Vol. 4, Society of Automotive Engineers, Warrendale, Pa., 1968, Sec. 3.2, pp. 21-29.

[84] S. S. Manson, G. R. Halford, "*Practical Implementation of the Double Linear Damage Rule and Damage Curve approach for Treating Cumulative Fatigue Damage*", International Journal of Fracture, Vol. 17, No. 2, pp. 169-172, R35-R42, 1981.

[85] K. N. Smith, P. Watson, T. H. Topper, "*A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals*", Journal of Materials, JMLSA, Vol. 5, No. 4, Dec. pp. 767-778, 1970.

[86] C. M. Sonsino, "*Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilife örtlicher Beanspruchungen*", Konstruktion 45, pp. 25-33, 1993.

[87] C. M. Sonsino, "*Concepts and Required Materials Data for Fatigue Design of PM Components*", (http://www.pmdatabase.com/global/download/PMFatigueDesign.pdf).

[88] S. Ilic, "*Methodology of Evoluation of In-Service Loads Applied to The Output Shafts of Automatic Transmissions*", The University of New South Wales, School of Mechanical Engineering, PhD Thesis, 2006.

[89] Р. В. Херцберг, "*Деформация и механика разрушения конструкционных материалов*", "Металургия", Москва 1989.

[90] H. Remes, "*Strain-Based Approach to Fatigue Strength Assessment of Laser-Welded Joints*", TKK Dissertation 102, Espoo 2008, Helsinki University of Technology, Faculty of Engineering and Architecture, Department of Applied Mechanics, 2008.

[91] Walmsley S. W., *Fatigue Potential of Tool Scratches on Clad 2024-T351 Aluminium Alloy*, MSc Thesis, Cranfield University, School of Engineering, September 2007.

[92] Lu W., Mäkeläinen P., *Advanced Steel Structures*, Helsinki University of Technology, 2003 (http://www.tkk.fi/Units/Civil/Steel/publication/TKK_TER_series/TKK-TER-29.pdf)

[93] З. Бурзић, *Mikromehanički aspekti iniciranja i rasta prsline kod legura na bazi Al-Li sistema*, Doktorska disertacija, Univerzitet u Beogradu, Tehnološko – Metalurški fakultet, Beograd 1995.

[94] C. C. Cunha, C. A. N. Dias, "*Manufacturing Emainng Stresses in Truck Frame Rail's Fatigue Life Prediction*", ABACUS User's Conference, 2002.

[95] Willmerding G., Häck J., Schnödewind K., *Fatigue Calculation Using Winlife*, NAFEMS Seminar: Fatigue Analysis, November 8 – 9, 2000, Wiesbaden, Germany.

[96] P. Ramamurty Raju, B. Satyanarayana, K. Suresh Babu, "*Fatigue Life Assessment of Aluminum Alloy Wheels under bending Loads*", International Journal of Material Science, Volume 3, Number 2, pp. 211-222, Research India Publications (http://www.ripublication.com/ijoms.htm), 2008.

[97] G.R. Irwin, "*Fracture*", Handbuch der Physic VI, Springerverlag, 1958.

[98] S. Sedmak, З. Burzić, "*Konstruisanje i projektovanje - Analiza loma naftne platforme Aleksander Kielland*", Materijal za specijalističke studije za školovanje IWE i IWT, Poglavlje 3.12, 2004.

[99] https://uk.images.search.yahoo.com/yhs/search;_ylt=AwrIQddEGd9fkBIAch33Bwx.;_ylu=Y29sbwMEcG9zAzMEdnRp3AMEc2VjA3Nj?p=Deepwater+Horizon&fr=yhs-Lkry-newtab&hspart=Lkry&hsimp=yhs-newtab.

[100] J.A. Harris Jr, "*Engine component retirement for cause, Vol. 1, Executive Summary*", AFWAL-TR-87-4609, Wright-Patterson Air Force Base, Ohio, 1987.

[101] В.Б. Ђулафић, "*Увод у механику лома*", Машински факултет Подгорица, 1999.

[102] T.L. Anderson, "*Fracture Mechanics-Fundamentals and applications*", CRC Press, USA, 1994.

[103] З. Бурзић, "*Теоријске и Есперименталне основе Механике лома*", радни материјал – предавања, Технички факултет Бихаћ, 2014.

[104] G.R. Irwin, "*Plastic zone near a crack and fracture toughness*", Proc. 7th Sagamore Research Conference on Mechanics & Metals Behavior of Sheet Material. Vol. 4, 1960, pp. 463-478.

[105] A.A. Wells, "*Application of fracture mechanics at and beyond general yielding*". British Welding Journal 11, 1963, pp. 563-570.

[106] J.R. Kraft, "*A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks*", Yournal of Applied Mechanics, Vol. 35, 1968, pp. 379-386.

[107] С. Седмак, "*Утицај зареза и прслина на појаву лома при еластичној и пластичној деформацији*", Докторска дисертација, Машински факултет, Београд, 1976.

[108] A.A. Griffith, "The Phenomena of Rapture and Flow in Solids", Trans R. Soc, London, Vol. A221, pp. 163, 1920.

[109] H.M. Westergard, "*Bearing Pressures and Crack*", Yournal of Applied Mechanics, Vol. 6, pp. 49-53, 1939.

[110] З. Бурзић, С. Седмак, М. Мањго, *"Експерментално одређивање параметара механике лома заварених спојева"*, Интегритет и Век Конструкција, Но. 2, стр. 97-105, 2001.

[111] ASTM E399-87, *"Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials"*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01. p. 522. 1986.

[112] ASTM E399-20, "*Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*", www.ASTM.org, ASTM International, West Conshohocken, PA, ASTM Book of Standards Volume 03.01, 2020.

[113] ASTM E1820-20b, "*Standard Test Method for Measurement Fracture Toughness*", www.astm.org, ASTM International, West Conshohocken, PA, ASTM Book of Standards Volume 03.01, 2020.

[114] J.R. Rice,"*A Path independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*", Journal of Applied Mechanics, vol.35, 1968.

[115] EN ISO 12135:2016: *"*Metallic Materials. Unified Method of test for the determination of quasistatic Fracture Toughness*" (Метални материјали – Обједињена метода испитивања при одређивању квазистатичке жилавости лома)*, Subcommittee SC 4, Toughness testing — Fracture (F), Pendulum (P), Tear (T), 2016.

[116] EN ISO 15653:2018: "Metallic Materials. Method of test for the determination of quasistatic Fracture Toughness of weld*" (Метални материјали – Метода испитивања при одређивању квазистатичке жилавости лома заварених спојева)* Technical Committee ISO/TC 164/SC 4, Fatigue, fracture and toughness testing, 2018.

[117] А. Радовић, "*Могућности коришћења критеријума механике лома у оцени сигурности заварених спојева*", Летња школа механике лома - Механика лома заварених спојева, Аранђеловац, стр. 15-43, 1984.

[118] М. Јовановић, "*Истраживање утицаја променљивог оптерећења и грешке типа прслине на процену интегритета заварених компонената процесне опреме за повишене температуре*", Докторска дисертација, Универзитет у Приштини, Факултет техничких наука Косовска Митровица, 2013.

[119] А. Седмак, З. Бурзић, "*Извештај о квалификацији технологије репаратурног заваривања реактора ДЦ-301*", Машински факултет Београд, 1999.

[120] С. Седмак, "*Истраживање утицаја количине заваривањем унете топлоте на промене у ЗУТ комплексно легираних челика високе чврстоће*", Научноистраживачки пројект Фабрике вагона Краљево и Основне заједнице наука региона Краљево-Чачак, ТМФ, Београд, 1980-1981.

[121] W. F. Brown, J. E. Srawley, "*Plane Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials*", Special Technical Publication STP 410, Philadelphia, 1969.

[122] З. Бурзић, "*Савремене методе провере механичко-технолошких особина заварених спојева–Део 2*", Заваривање и заварене конструкције, Вол. 47, Но. 3, стр. 151-158, 2002.

[123] K. J. Miller, W. J. O′donnell, "*The fatigue limit and its elimination*", Fatigue Fracture Engineering Materials Structures, Vol. 22, p. 545-557, 1999.

[124] P. C. Paris, F. Erdogan, "*A Critical Analysis of Crack Propagation Laws*", Trans. ASME, Journal Basic Eng., Vol. 85, No. 4, p. 528.

[125] P. C. Paris, G. C. Sih, "*Stress Analysis of Cracks, Fracture Toughness Testing and Application*", STP 381, p. 30-83.

[126] Z. Burzić, "*Ispitivanje promenljivim opterećenjem glatkih i zarezanih epruveta*", 7. Tematski zbornik radova "Eksperimentalne i numeričke metode u oceni integriteta konstrukcije", V. Plana, str. 75-92, 1997.

[127] J. C. Radon, "*Determination of Threshold Stress Intensties, Fatigue of Low Alloy Steel BS4360-50D*", Int. J. Fatigue, p. 225, 1982.

[128] E. K. Walker, "*An Effective Strain Concept for Crack Propagation and Fatigue With Specific Application to Biaxial Stress Fatigue*", AFFDL-TR-70-144, p. 225-233, 1970.

[129] R. G. Forman, V. E. Kearney, R. M. Engle, "*Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures*", Trans. ASME, Journal Basic Eng., Vol.89, No.3, p. 459, 1997.

[130] M.Klesnil, P. Lukas, "*Influence of Strength and Stress History on Growth and Stabilization of Fatigue Cracks*", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 4, p. 77-92, 1972.

[131] A. A. Wells, "*Application of fracture mechanics at and beyond general yielding*". British Welding Journal 11, p. 563-570, 1963.

[132] F.M. Burdekin, M. G. Dawes, "*Practical Use of Linear Elastic and Yielding Fracture Mechanics with Particular Reference in Pressure Vessels*", Proc. of the Institute of Mechanical Engineering Conference, London, 1971, p. 28-37.

[133] H. H. Bednar, "*Pressure Vessel Design Handbook*", Van Nostrand Reinhold Comp., New York, 1986.

[134] "*Welding Handbook*", 9th Edition, Vol. 1, AWS, 2001.

[135] И. Чамагић, " *Истраживање утицаја експлоатационих услова на процену интегритета и преосталог века посуда под притиском намењених за рад на повишеним температурама*", Докторска дисертација, Универзитет у Приштини, Факултет техничких наука Косовска Митровица, 2013.

[136] https://sij.acroni.si/assets/Uploads/SIQUAL-catalogue.pdf

[137] М. Мањго, "*Критеријуми прихватљивости прслина у завареним спојевима посуда под притиском од микролегираних челика*", Докторска дисертација, Универзитет у Београду, Машински факултет, 2006.

[138] "*Dodatni materijali za zavarivanje - Niklom legirana bazična elektroda EVB Ni*", Elektrode Jesenice, 2014.

[139] SRPS EN ISO 2560:2021, "*Потрошни материјали за заваривање — Обложене електроде за ручно електролучно заваривање нелегираних и финозрних челика — Класификација*", (Welding consumables - Covered electrodes for manual metal arc welding of non-alloy and fine grain steels - Classification - ISO 2560:2020) Институт за стандардизацију Србије, 2021.

[140] А. Фертилио, М. Кирић, "*Специјалистички курс за IIW инжењере заваривања, Модул 4, Израда, инжењерска примена, Тема 4.7 Испитивање без разарања*", Институт ГОША, 2003.

[141] SRPS EN ISO 6520-1:2013, "*Zavarivanje i srodni postupci - Klasifikacija geometrijskih nepravilnosti u metalnim materijalima - Deo 1: Zavarivanje topljenjem*", (Welding and allied processes - Classification of geometric imperfections in metallic materials - Part 1: Fusion welding ISO 6520-1:2007), Институт за стандардизацију Србије, 2013.

[142] SRPS EN ISO 5817:2023, "*Заваривање – Спојеви заварени топљењем на челику, никлу, титану и њиховим легурама (искључујући заваривање снопом) – Нивои квалитета неправилности*" (Welding - Fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys (beam welding excluded) - Quality levels for imperfections - ISO 5817:2023), Институт за стандардизацију Србије, 2023.

[143] SRPS EN ISO 4063:2023, "*Zavarivanje i srodni postupci — Lista postupaka i njihovo označavanje*", (Welding and allied processes - Nomenclature of processes and reference numbers ISO 4063:2023), Институт за стандардизацију Србије, 2023.

[144] SRPS EN ISO 17637:2017, "*Ispitivanje zavarenih spojeva metodama bez razaranja - Vizuelno ispitivanje zavarenih spojeva topljenjem*" (Non-destructive testing of welds - Visual testing of fusion-welded joints ISO 17637:2016), Институт за стандардизацију Србије, 2017.

[145] SRPS EN ISO 3452-1:2021, "*Испитивање без разарања – Пенетрантско испитивање – Део 1: Општи принципи*", (Non-destructive testing - Penetrant testing - Part 1: General principles ISO 3452-1:2021), Институт за стандардизацију Србије, 2021.

[146] "*Подаци о опреми и параметри радиографске контроле*" Извештај 318/23 Завод за заваривање, 2023.

[147] SRPS EN ISO 17639:2022, "*Ispitivanje sa razaranjem zavarenih spojeva metalnih materijala – Makroskopsko i mikroskopsko ispitivanje zavarenih spojeva*", (Destructive tests on welds in metallic materials - Macroscopic and microscopic examination of welds - ISO 17639:2022), Институт за стандардизацију Србије, 2022.

[148] SRPS EN ISO 5173:2023 "*Испитивање са разарањем заварених спојева металних материјала – Испитивање савијањем*" (Destructive tests on welds in metallic materials - Bend tests ISO 5173:2023), Институт за стандардизацију Србије, 2023.

[149] SRPS EN ISO 9015-1:2013 "*Ispitivanje sa razaranjem zavarenih spojeva metalnih materijala - Ispitivanje tvrdoće - Dio 1: Ispitivanje tvrdoće elektrolučno zavarenih spojeva*" **(**Destructive tests on welds in metallic materials - Hardness testing - Part 1: Hardness test on arc welded joints ISO 9015-1:2001), Институт за стандардизацију Србије, 2013.

[150] SRPS EN ISO 6507-1:2023, "*Метални материјали – Испитивање тврдоће по Викерсу – Део 1: Метода испитивања*", (Metallic materials - Vickers hardness test - Part 1: Test method ISO 6507-1:2023), Институт за стандардизацију Србије, 2023.

[151] SRPS EN ISO 6892-1:2020 *"Метални материјали – Испитивање затезањем – Део 1: Метода испитивања на собној температури"* (Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature-ISO 6892-1:2019), Институт за стандардизацију Србије, 2020.

[152] SRPS EN ISO 4136:2022 "*Испитивања са разарањем заварених спојева металних материјала – Испитивање попречним затезањем*" (Destructive tests on welds in

metallic materials - Transverse tensile test - ISO 4136:2022), Институт за стандардизацију Србије, 2022.

[153] ASTM E8/E8M-22 "*Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*", Book of Standards Volume 03.01, 2022.

[154] ISO 1099:2017, "*Metallic materials — Fatigue testing — Axial force-controlled method*", 2017.

[155] SRPS EN 6072:2013, "*Ваздухопловство — Метални материјали — Методе испитивања — Испитивање замора при константној амплитуди*", (Aerospace series - Metallic materials - Test methods - Constant amplitude fatigue testing), Институт за стандардизацију Србије, 2013.

[156] ASTM E468-18: "*Standard Practice for Presentation of Constant Amplitude Fatigue Test Results for Metallic Materials*", Book of Standards Volume 03.01, 2022.

[157] ISO 12106-17: "*Metallic materials – Fatigue testing – Axial-strain-controlled method*", 2017.

[158] ASTM E606-18: "Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing", 2018.

[159] P. C. Paris, and F. Erdogan, "*A Critical Analysis of Crack Propagation Laws*", Trans. ASME, Journal Basic Eng., Vol. 85, No. 4, p. 528.

[160] P. C. Paris, G. C. Sih, "*Stress Analysis of Cracks, Fracture Toughness Testing and Application*", STP 381, p. 30-83.

[161] ASTM E647-15e1, "*Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*", ASTM International, West Conshohocken, PA, Book of Standards Volume 03.01, 2015, www.astm.org.

[162] C. P. Paris, and B. R. Hayden, "*A New System for Fatigue Crack Growth Measurement and Control*", ASTM Symposium on Fatigue Crack Growth, Pittsburg, 1989.

[163] SRPS EN ISO 15614-1:2017/AMD1:2019: "*Specifikacija i kvalifikacija tehnologije zavarivanja metalnih materijala - Kvalifikacija tehnologije zavarivanja - Dio 1: Elektrolučno i gasno zavarivanje čelika*", (Specification and qualification of welding procedures for metallic materials - Welding procedure test - Part 1: Arc and gas welding of steels - Amendment 1)", Институт за стандардизацију Србије, 2019.

[164] SRPS EN 287-1:2012, "*Ispit za kvalifikaciju zavarivača - Zavarivanje topljenjem - Deo 1: Čelici*", (Qualification test of welders - Fusion welding - Part 1: Steels), Институт за стандардизацију Србије, 2012.

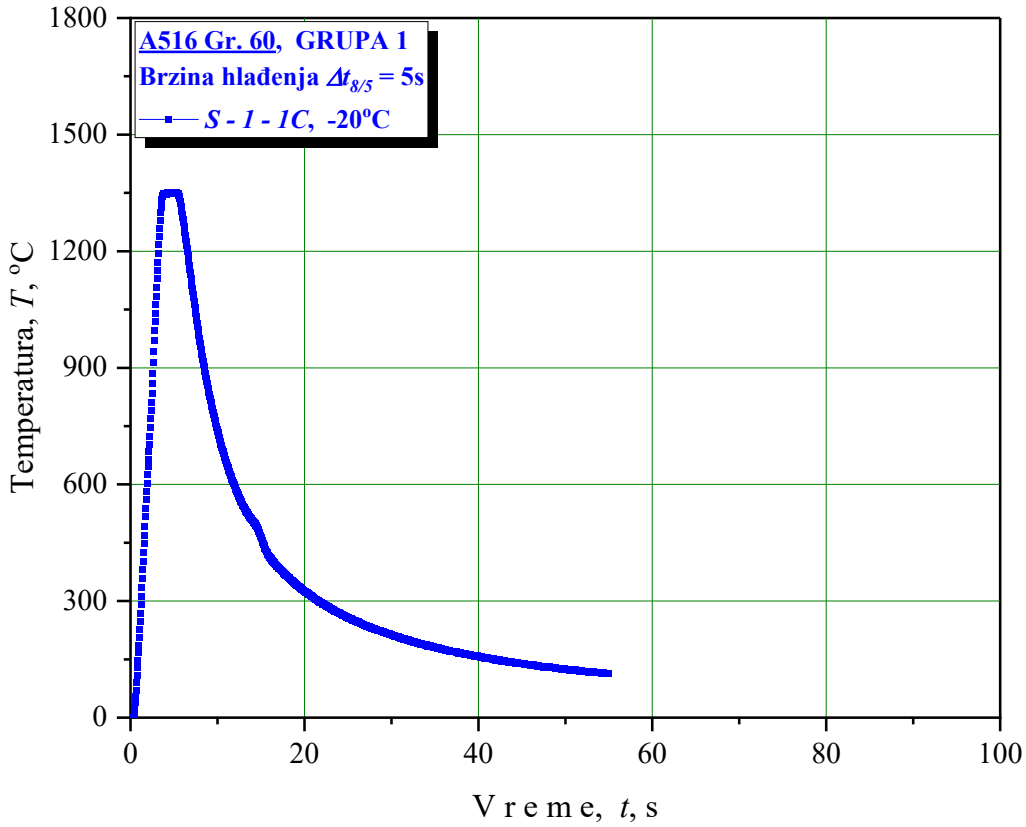
[165] Z. Perović, "*Zamor mašinskih djelova i konstrukcija*", Univerzitet Crne Gore, Podgorica, 2006.

[166] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII "*Rules for Construction of Pressure Vessels - Division 1*", 2005.

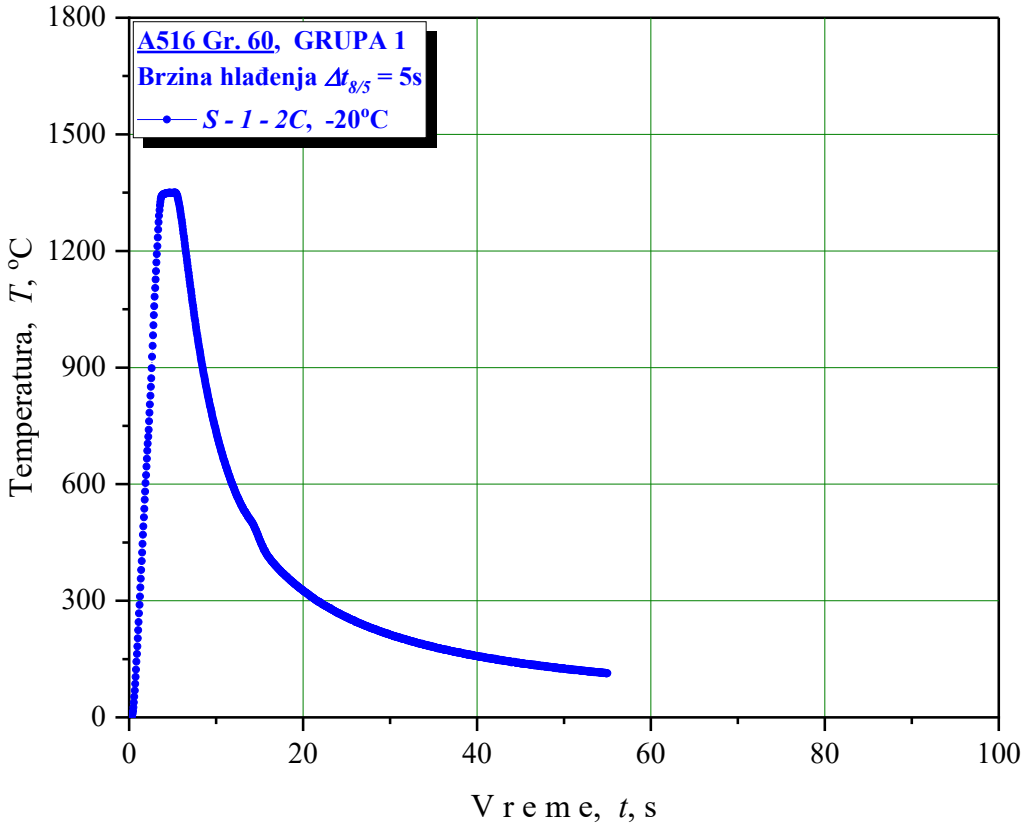
П Р И Л О Г 1

ДИЈАГРАМИ
А: Термичког циклуса једнопролазног *ЗУТ*-а (симулирани *ЗУТ*)
Б: Ударних испитивања епрувета симулираног *ЗУТ*-а

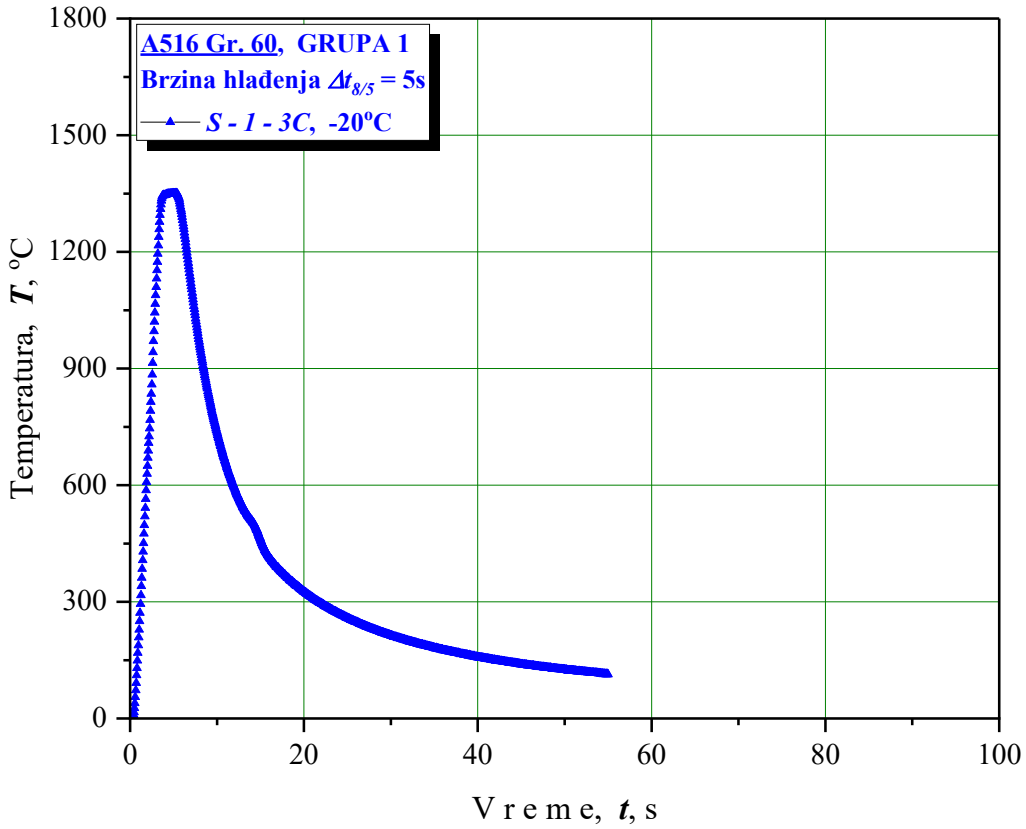
А: Дијагрми термичког циклуса једнопролазног *ЗУТ*-а (симулирани *ЗУТ*)



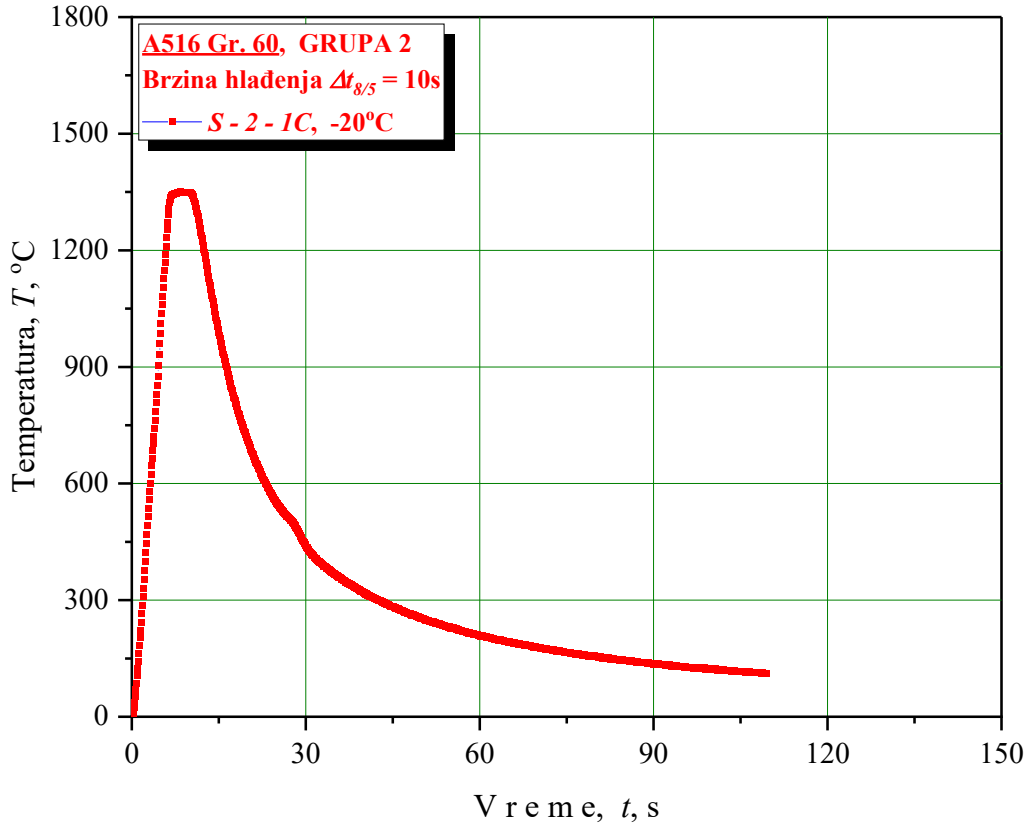
Слика 1.1. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-1-1C*



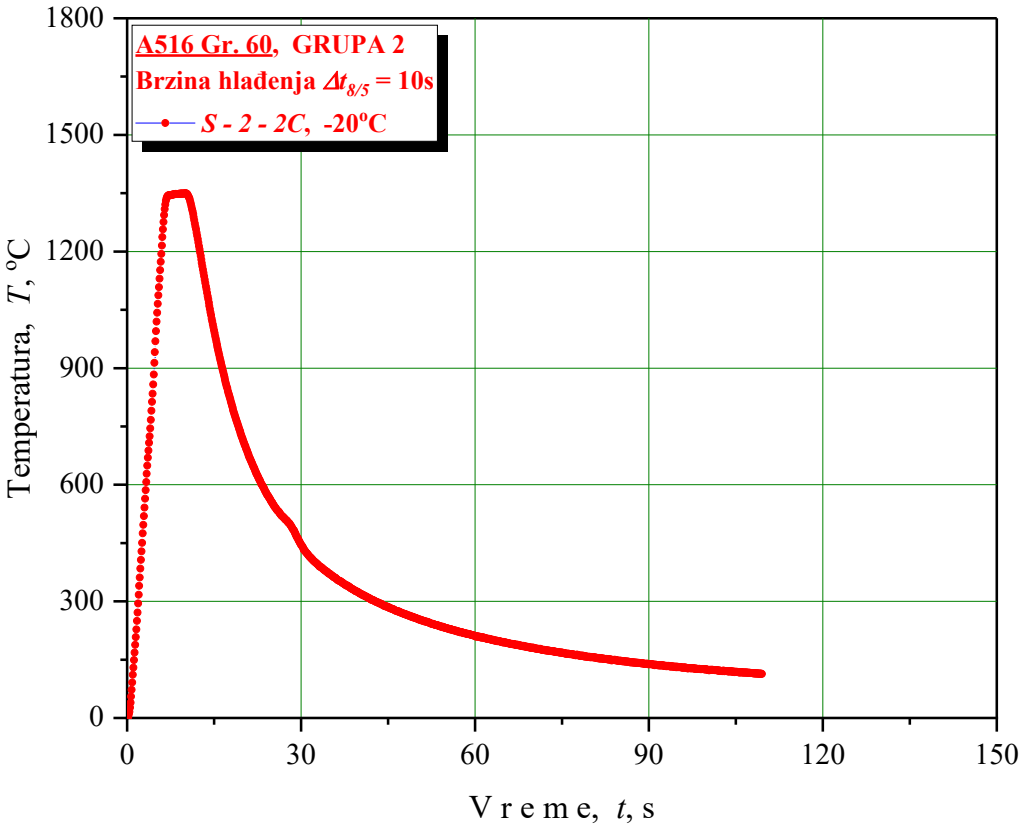
Слика 1.2. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-1-2C*



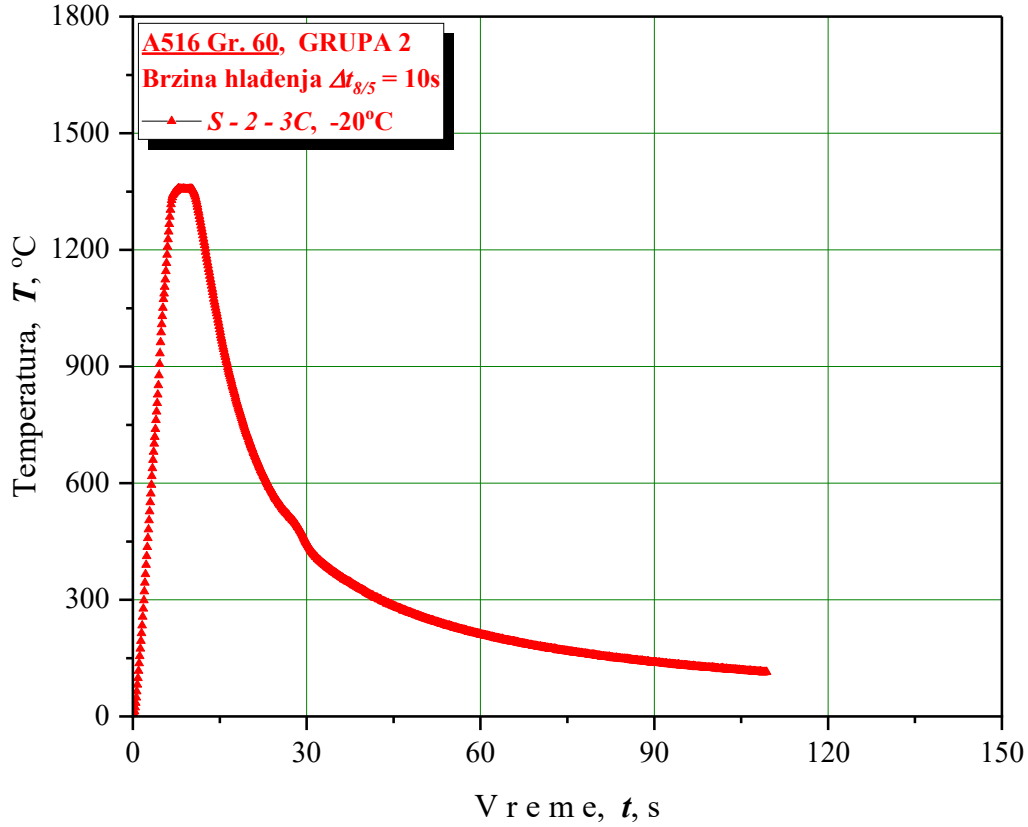
Слика 1.3. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-1-3C*



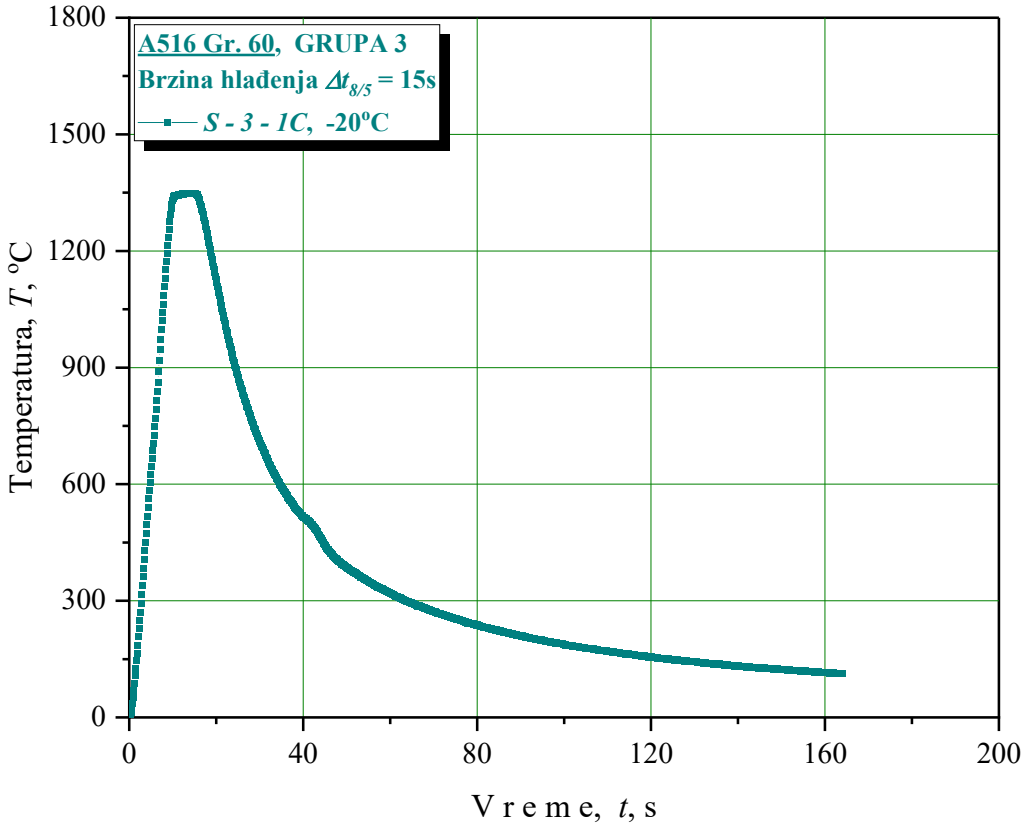
Слика 2.1. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-2-1C*



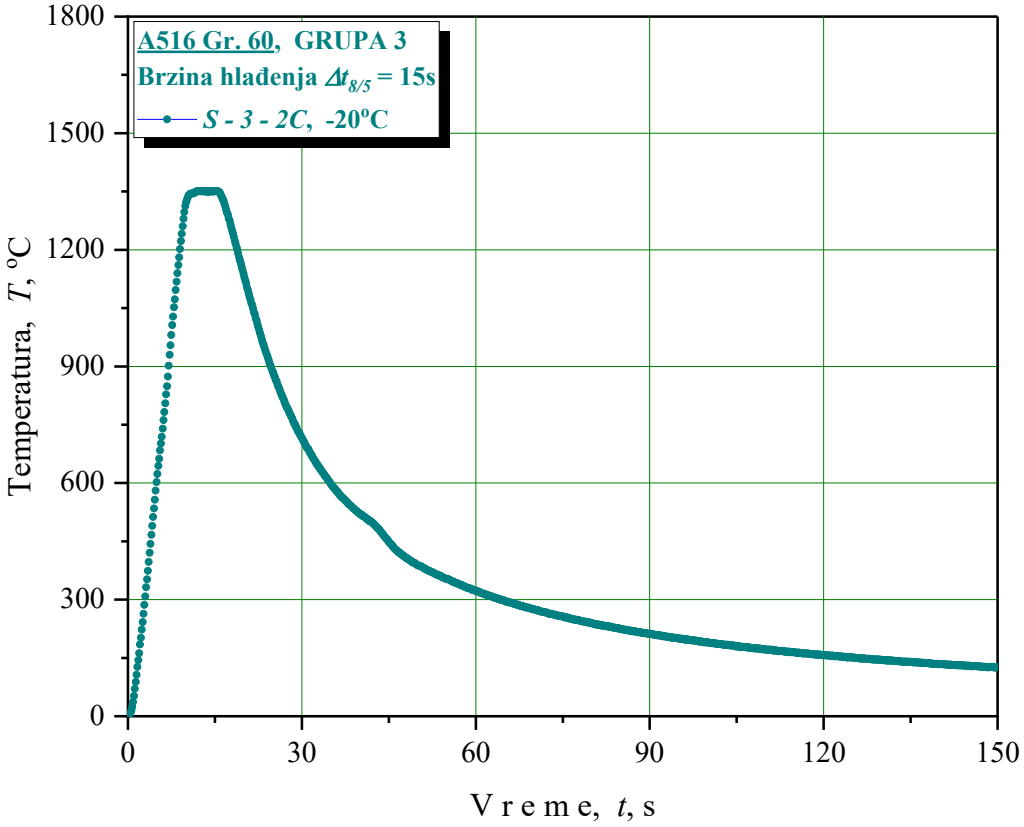
Слика 2.2. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-2-2C*



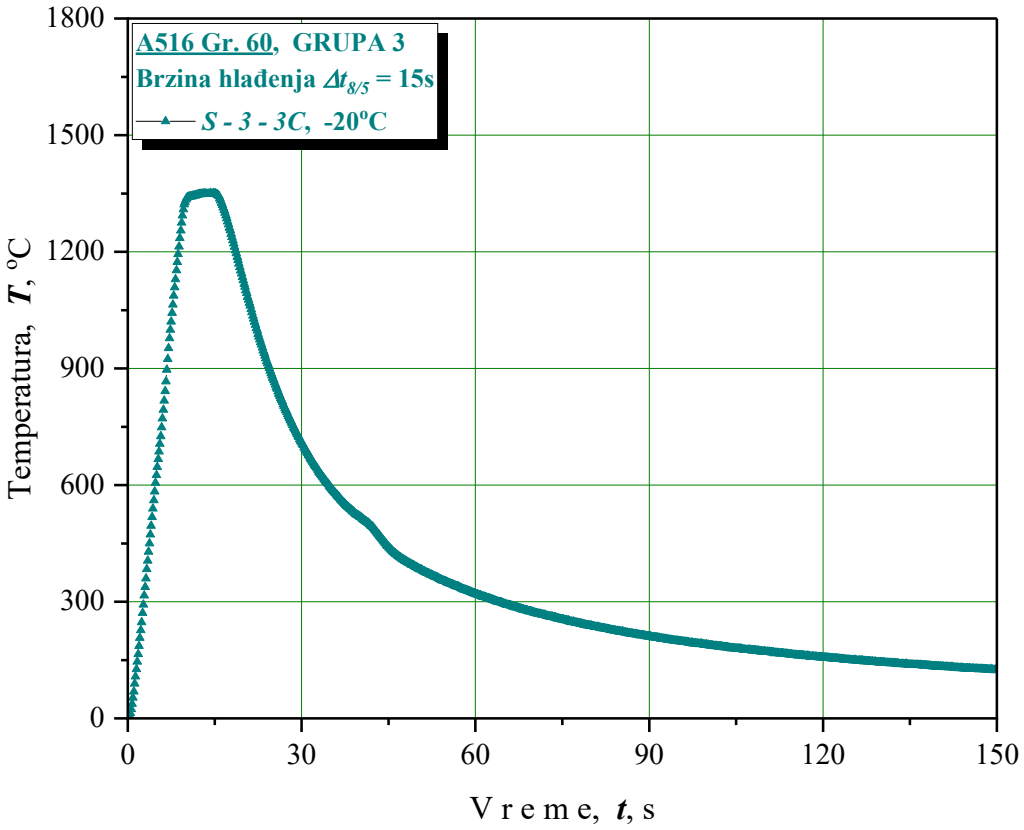
Слика 2.3. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-2-3C*



Слика 3.1. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-3-1C*



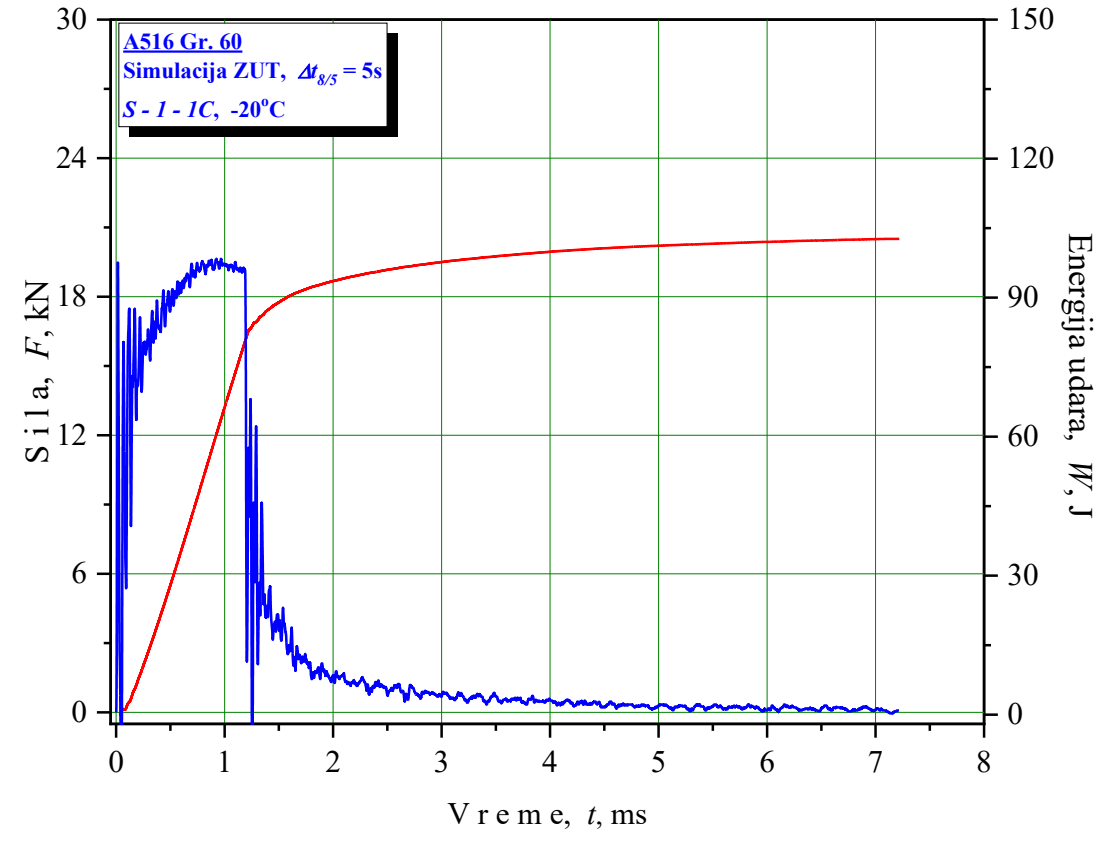
Слика 3.2. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-3-2C*



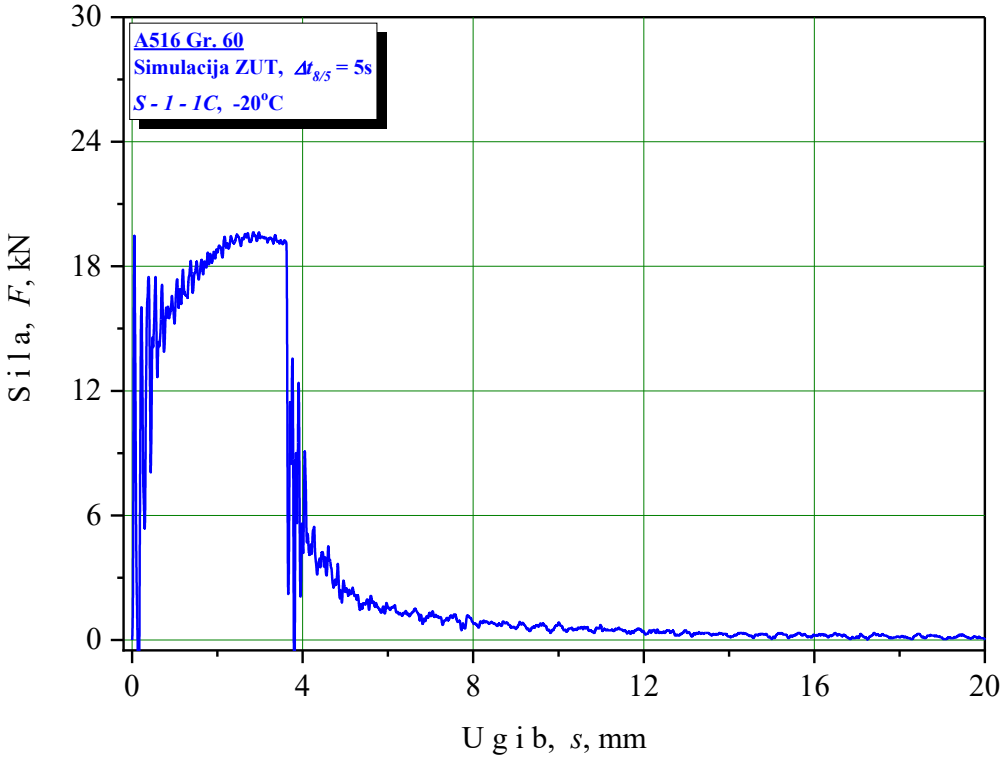
Слика 3.3. Термички циклус једнопролазног *ЗУТ*-а за епрувету ознаке *S-3-3C*

Б: Дијаграми ударних испитивања епрувета симулираног ЗУТ-а

Б1: Брзина хлађења $\Delta t_{8/5} = 5s$

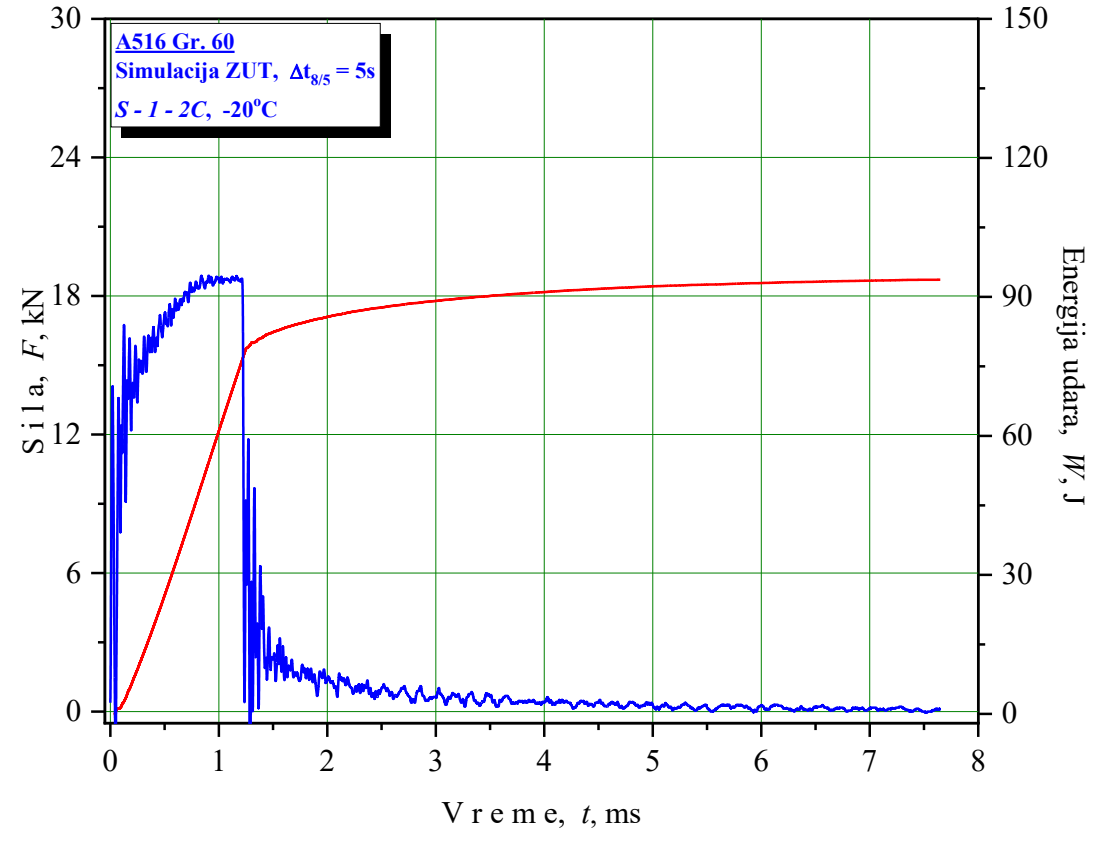


а)

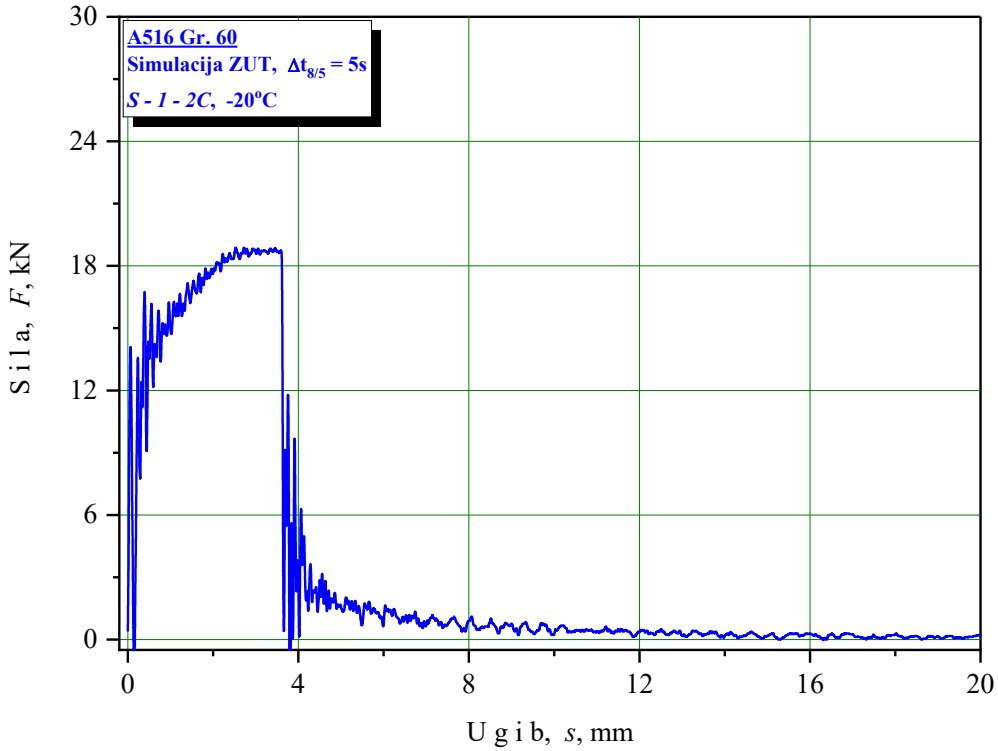


б)

Слика 4.1. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-1-1C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

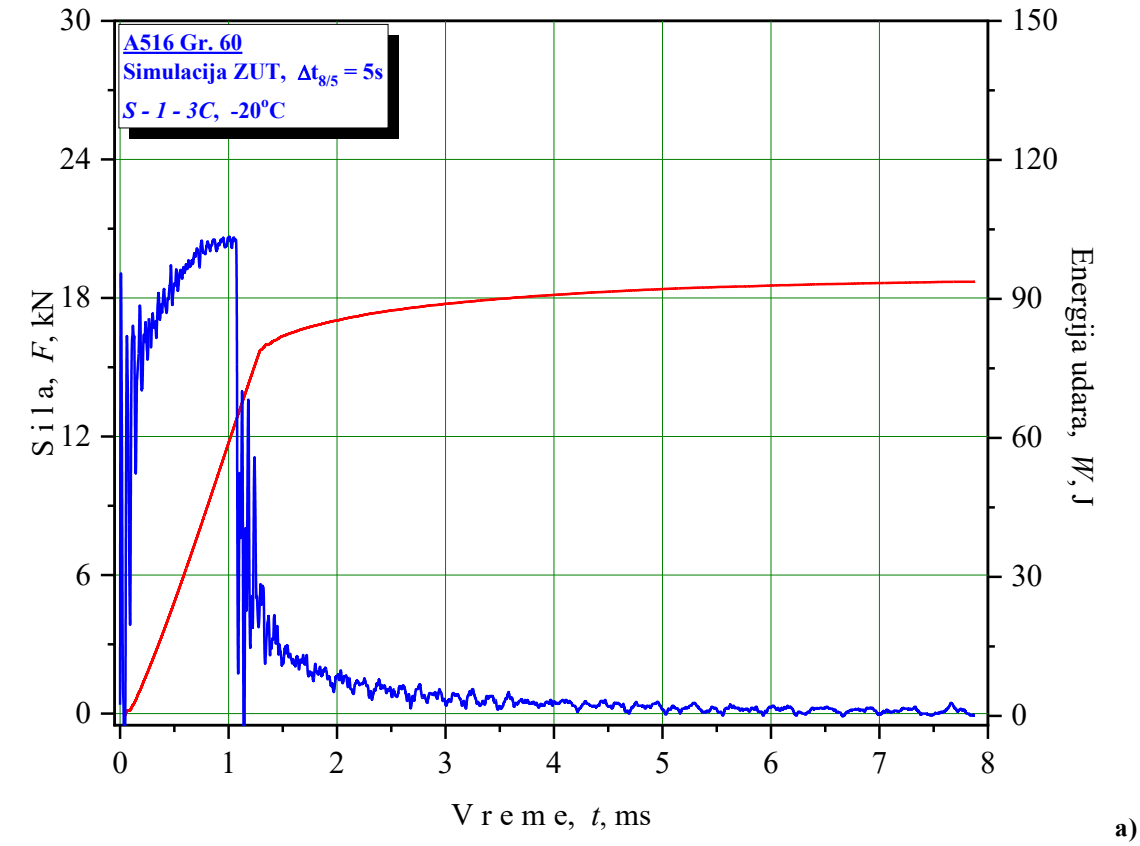


а)

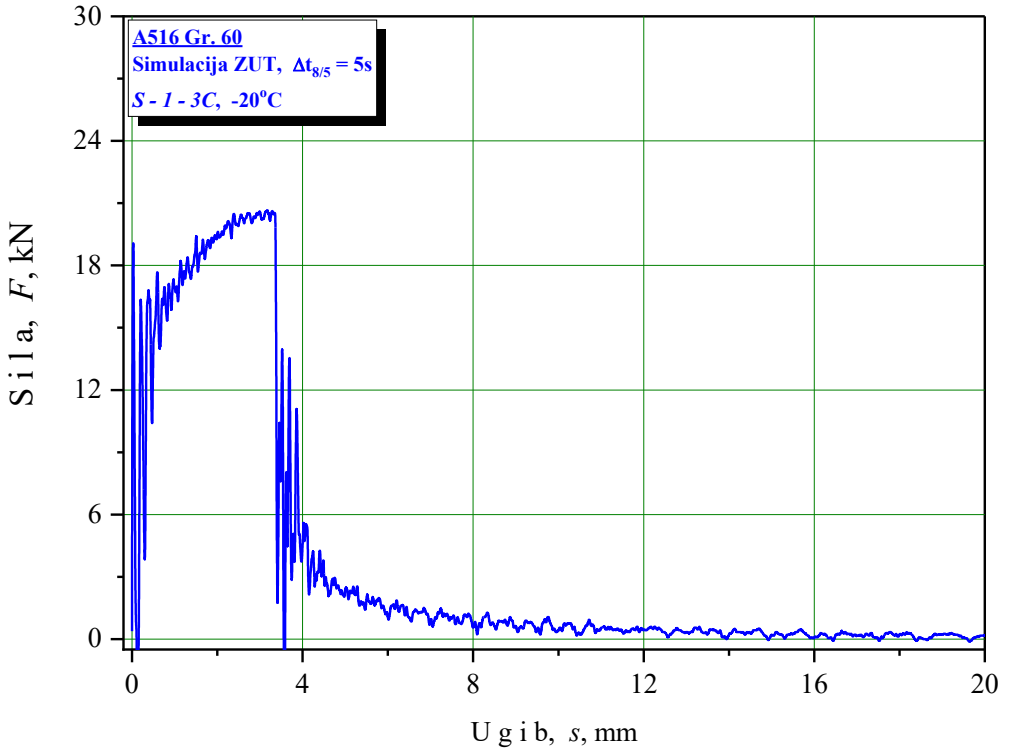


б)

Слика 4.2. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-1-2C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



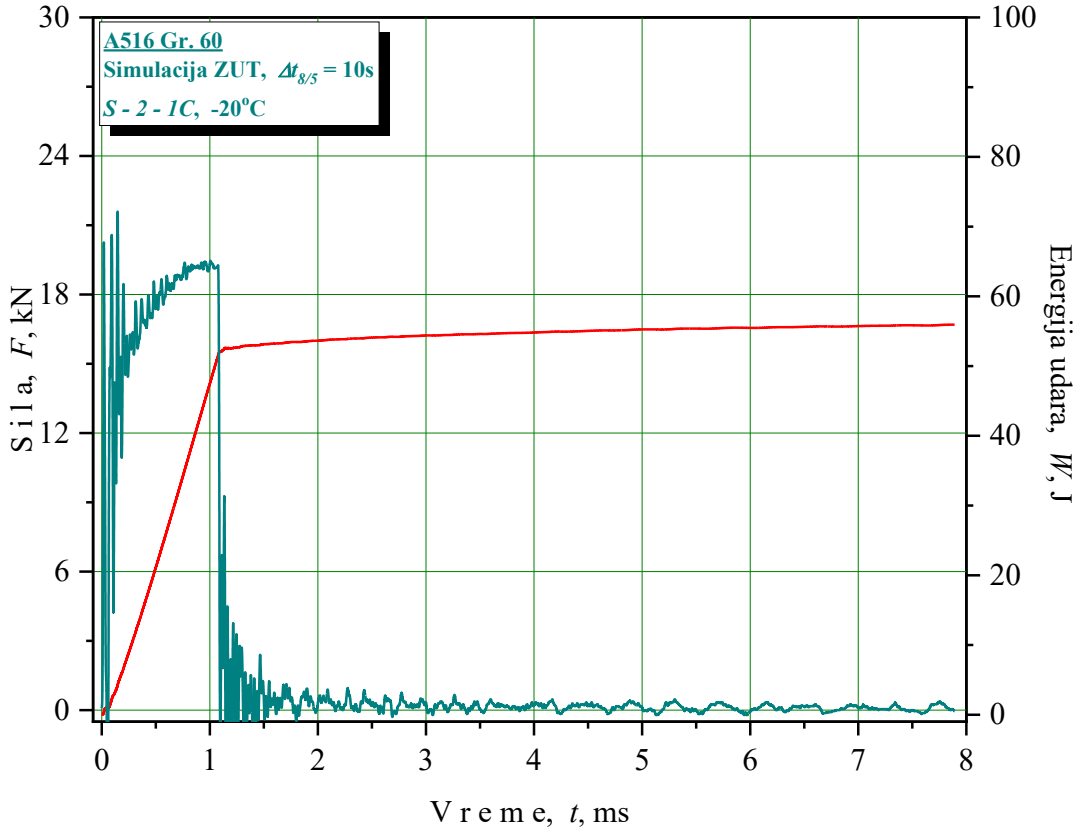
а)



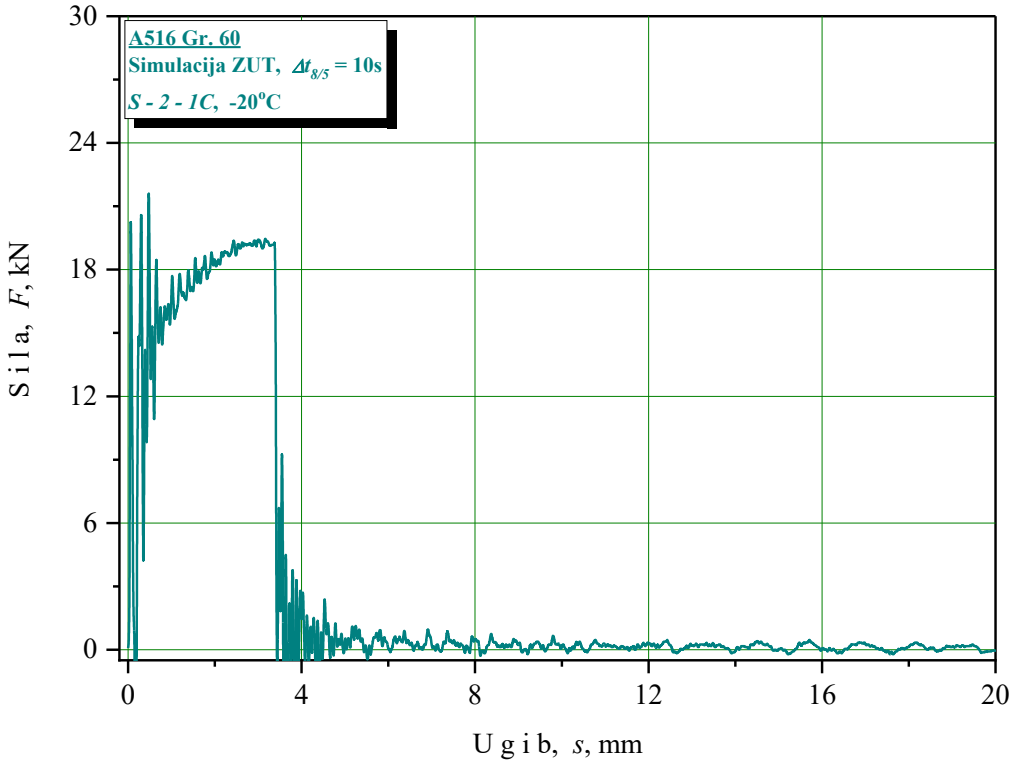
б)

Слика 4.3. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-1-3C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

Б2: Брзина хлађења $\Delta t_{8/5} = 10s$

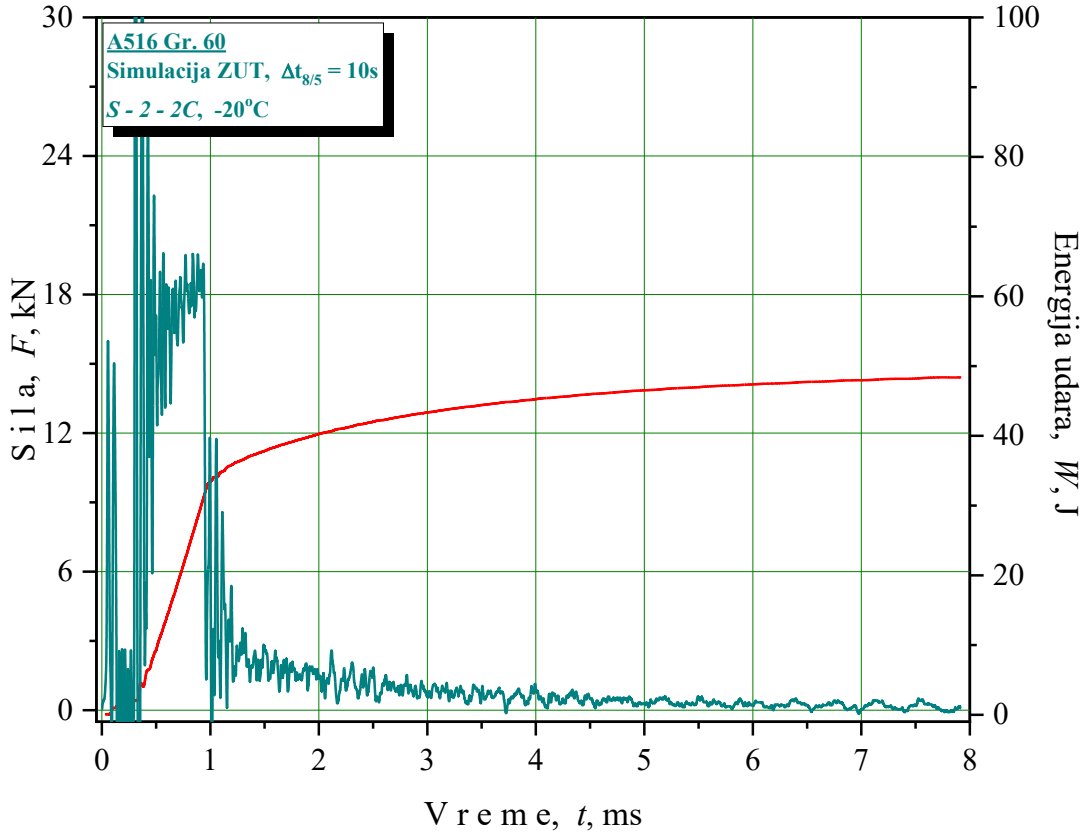


а)

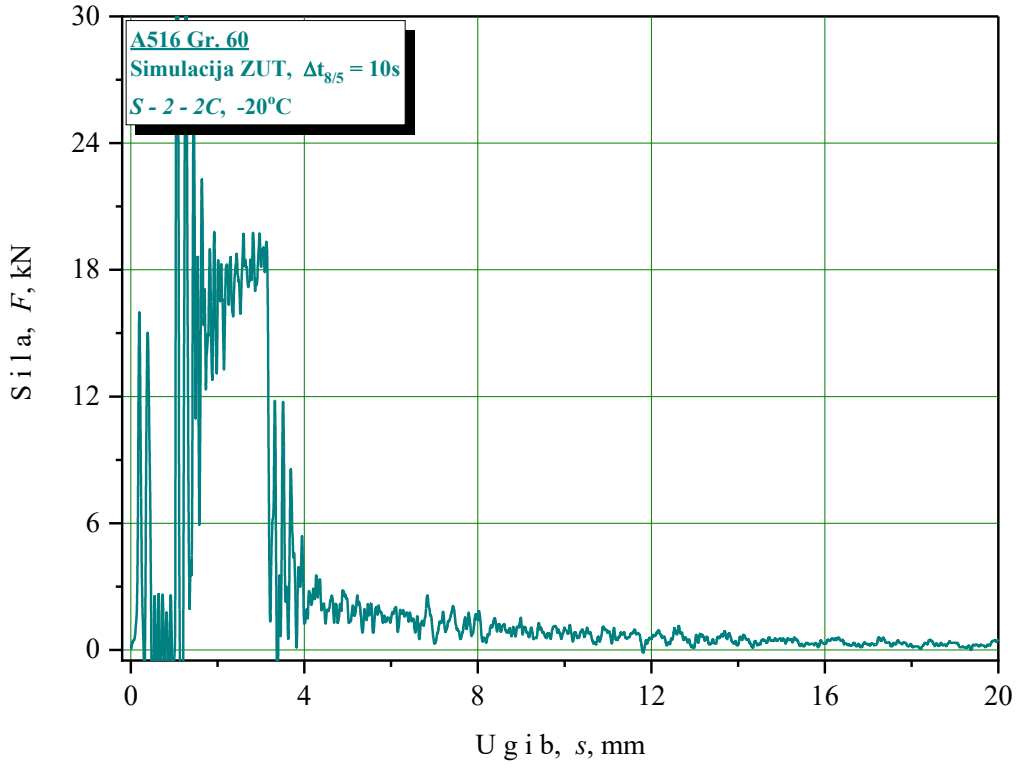


б)

Слика 5.1. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-2-1C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

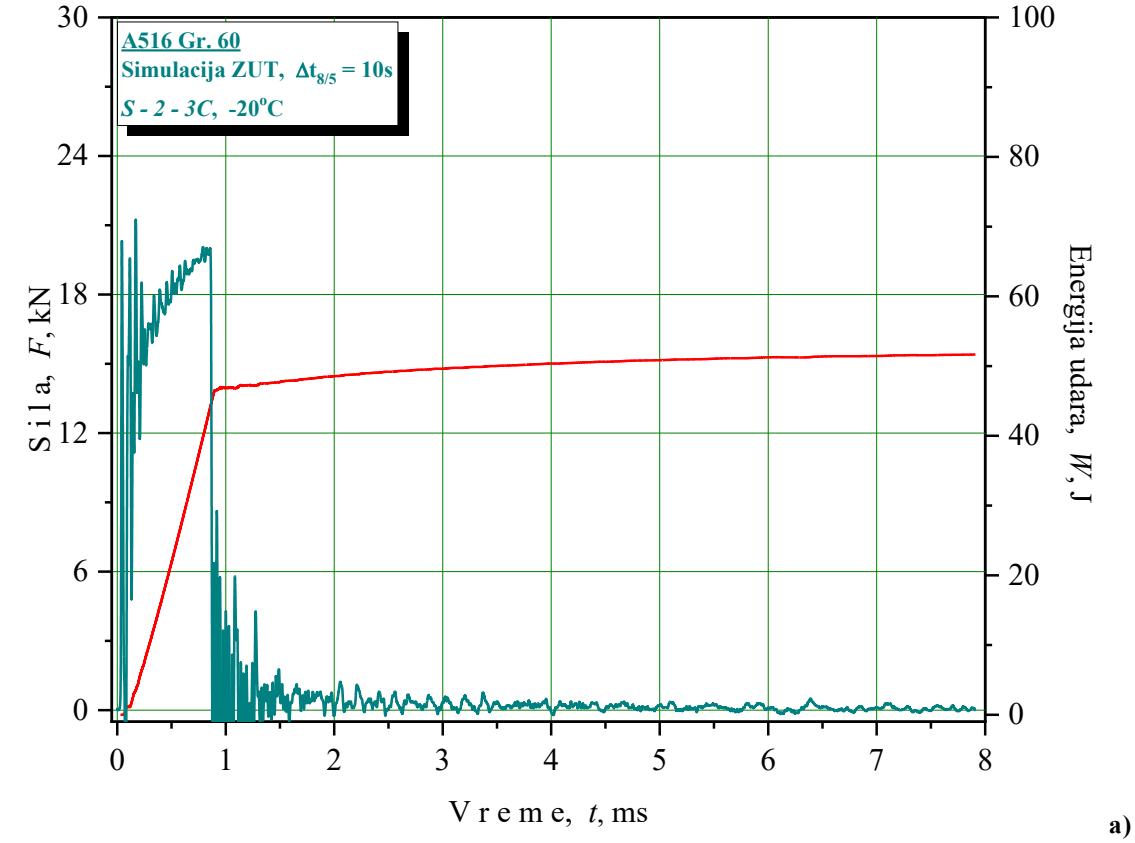


а)

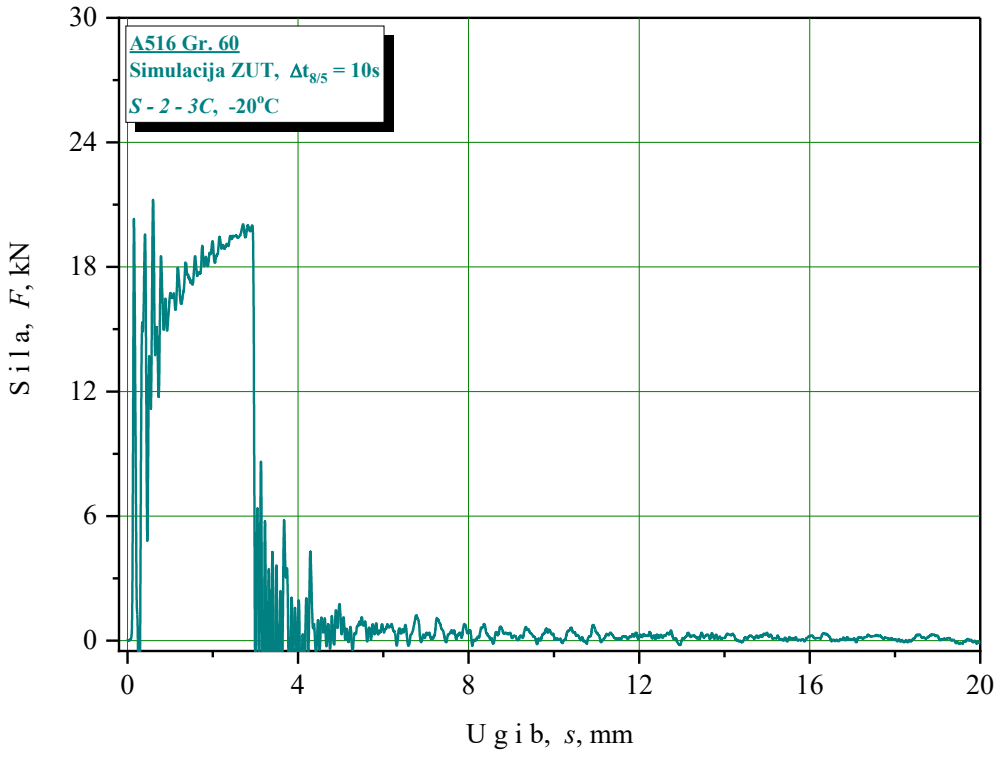


б)

Слика 5.2. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-2-2C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



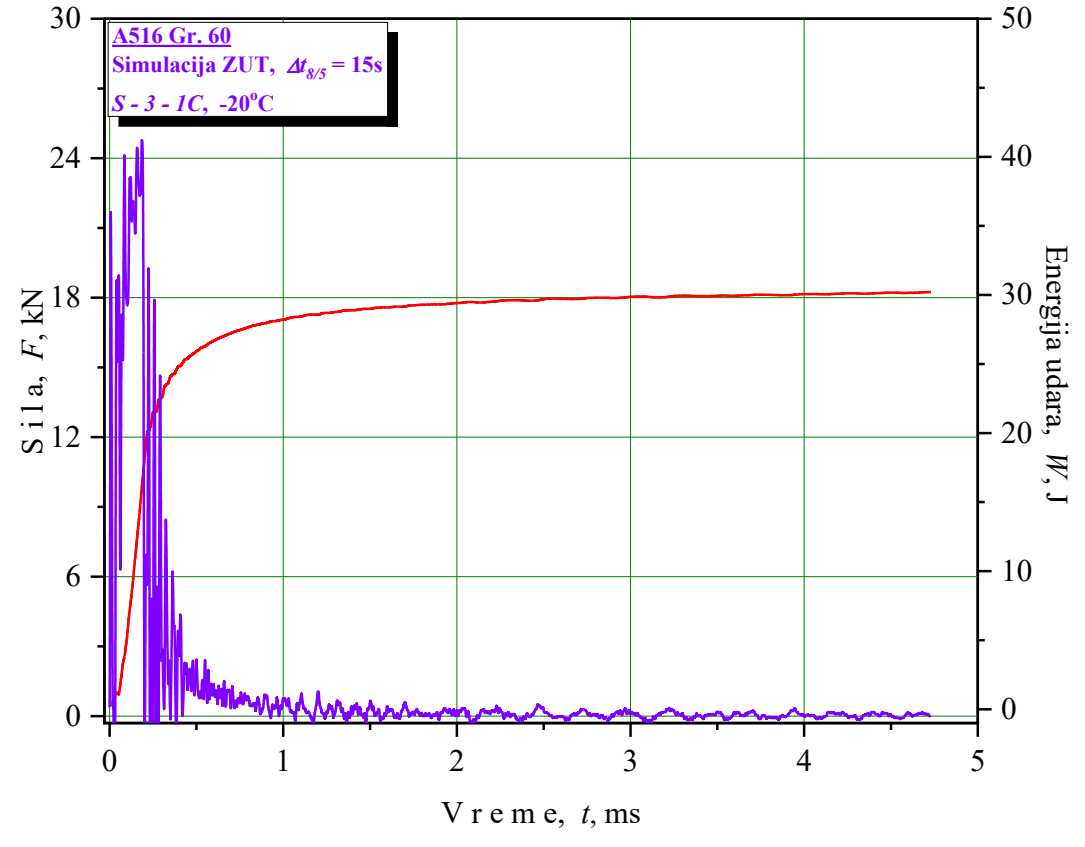
а)



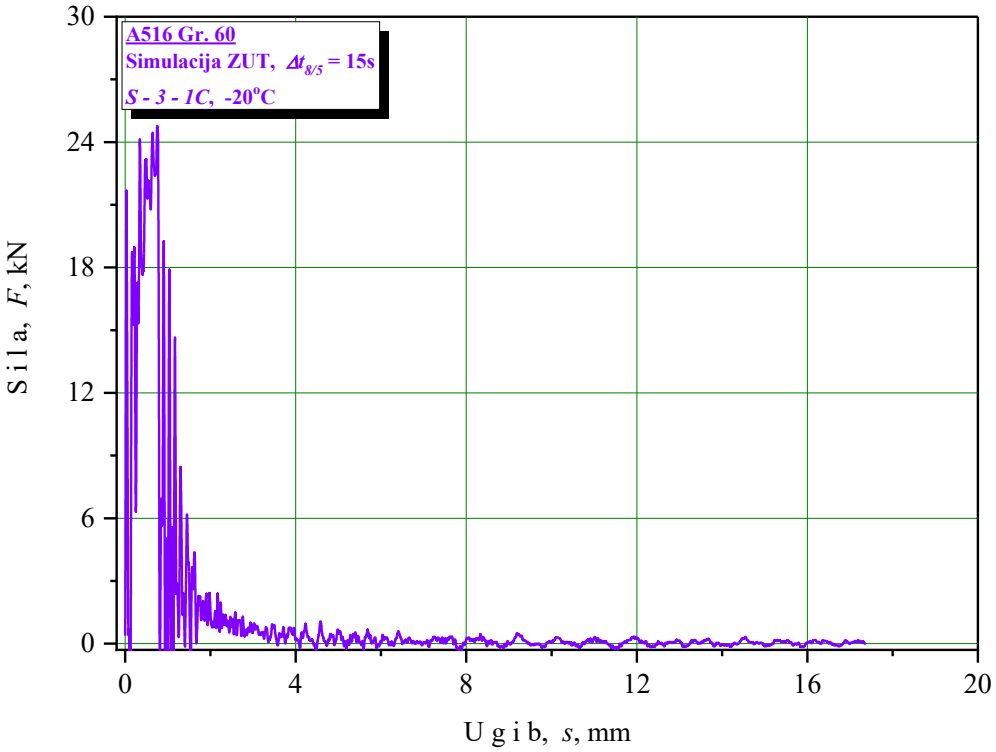
б)

Слика 5.3. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-2-3C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

Б3: Брзина хлађења $\Delta t_{8/5} = 15s$

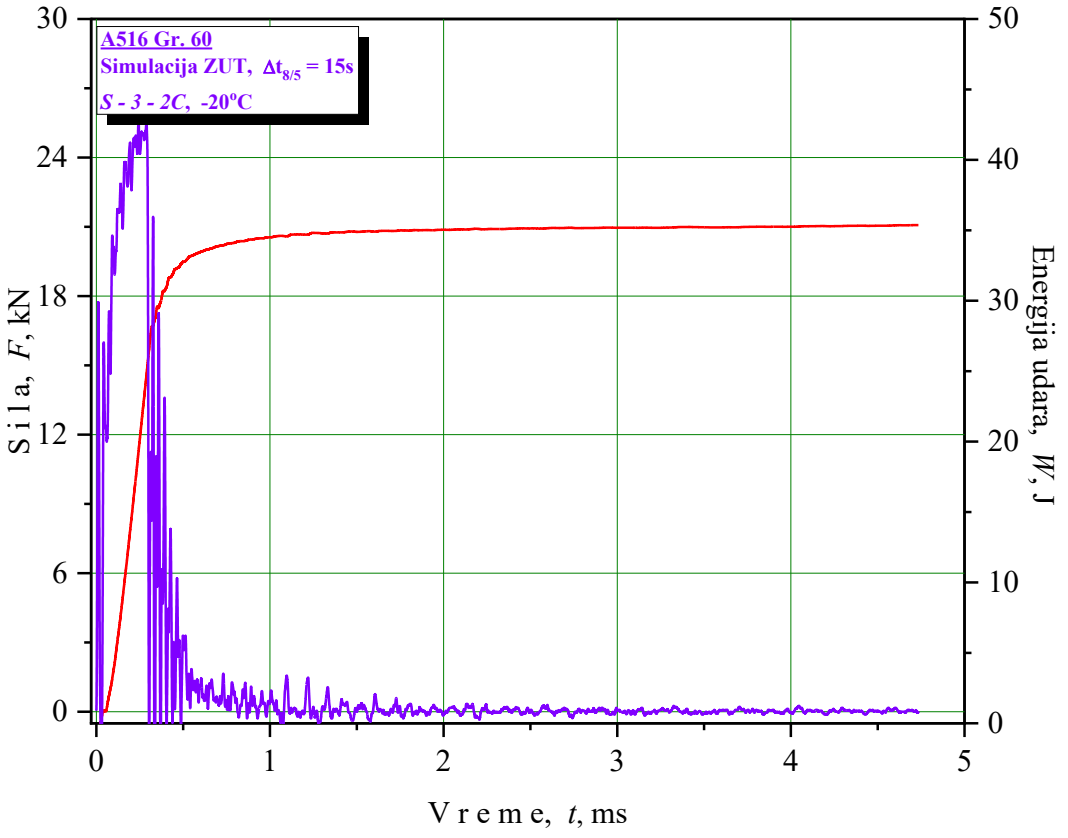


а)

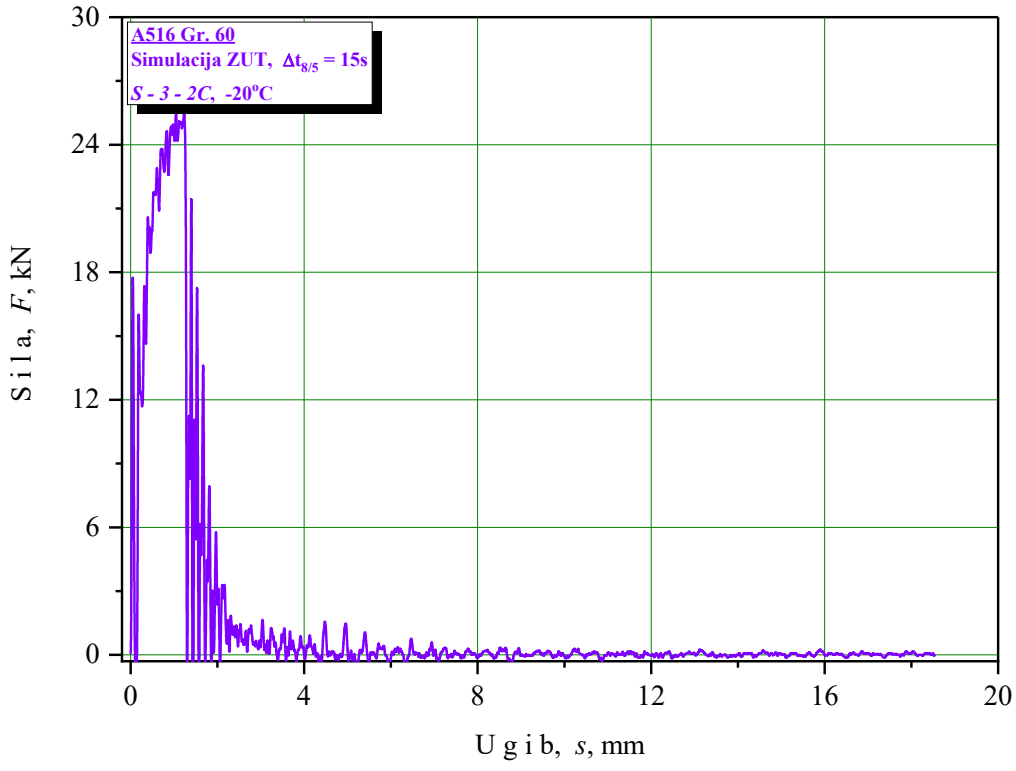


б)

Слика 6.1. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-3-1C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

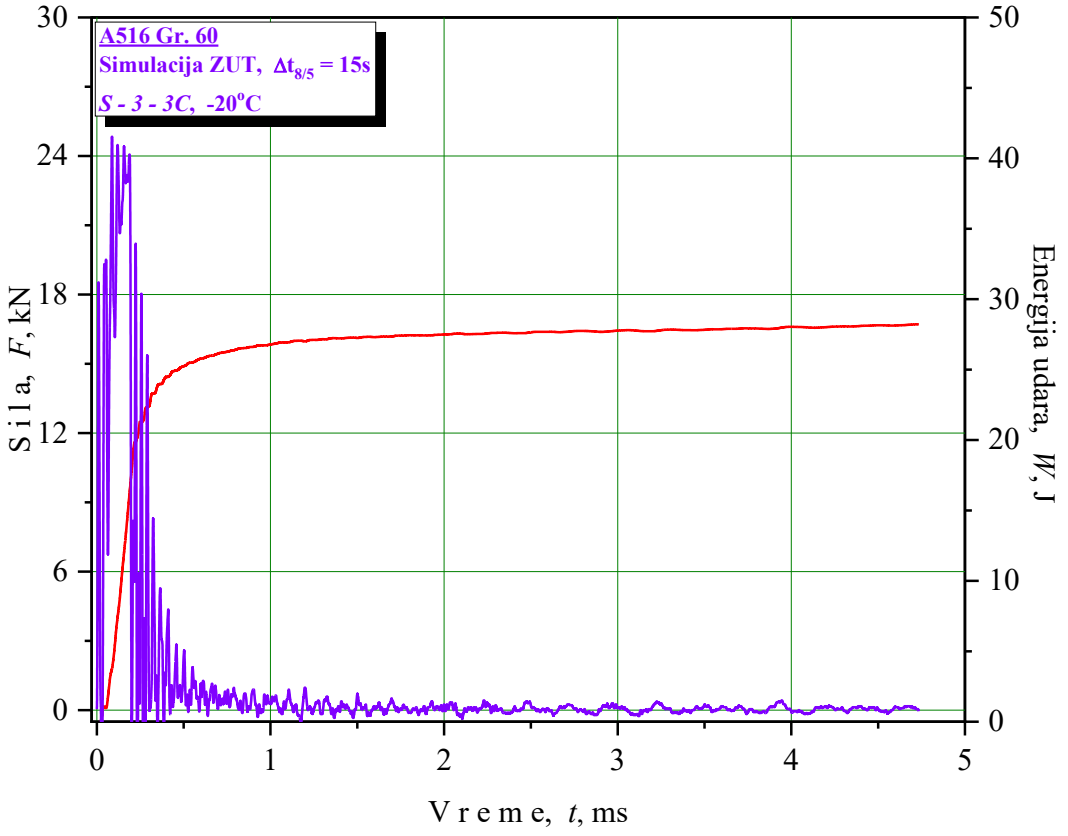


а)

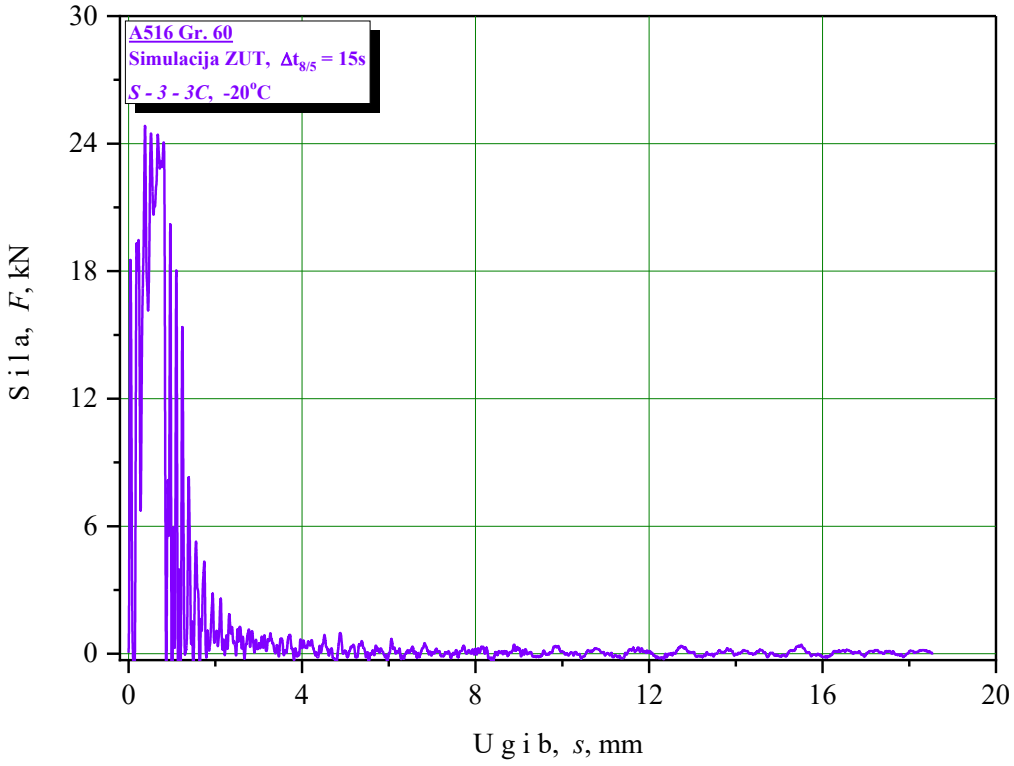


б)

Слика 6.2. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-3-2C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб



а)



б)

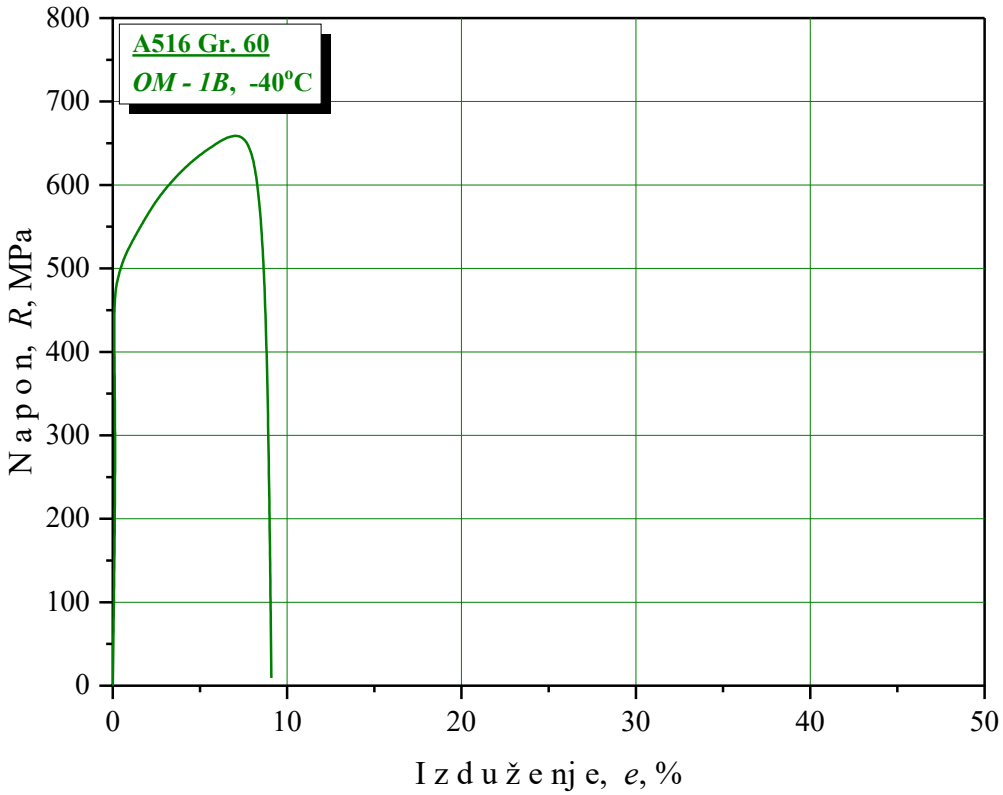
Слика 6.3. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *S-3-3C*
а) сила - време; енергија - време, б) сила - угиб

П Р И Л О Г 2

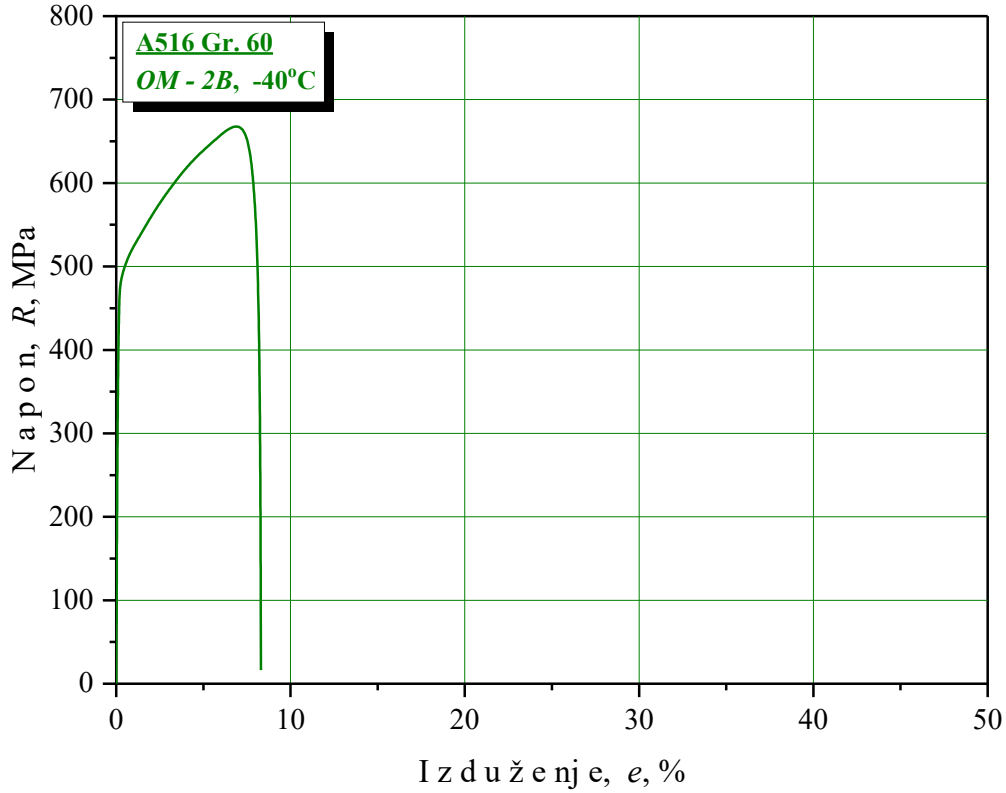
ДИЈАГРАМИ
А: Затезних испитивања епрувета основног метала (*ОМ*)
Б: Затезних испитивања епрувета завареног споја (*ZS*)

А: Дијаграми затезних испитивања епрувета основног метала (*ОМ*)

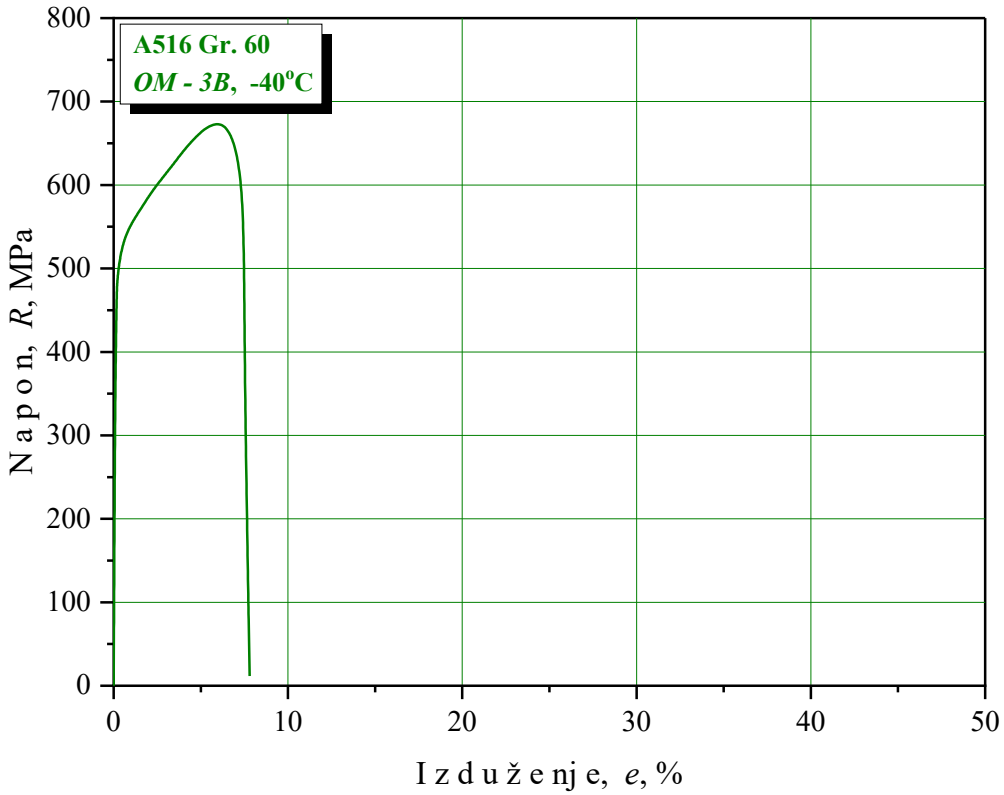
А1: Дијаграми затезних испитивања епрувета *ОМ* на -40°С



Слика 1.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 1B*

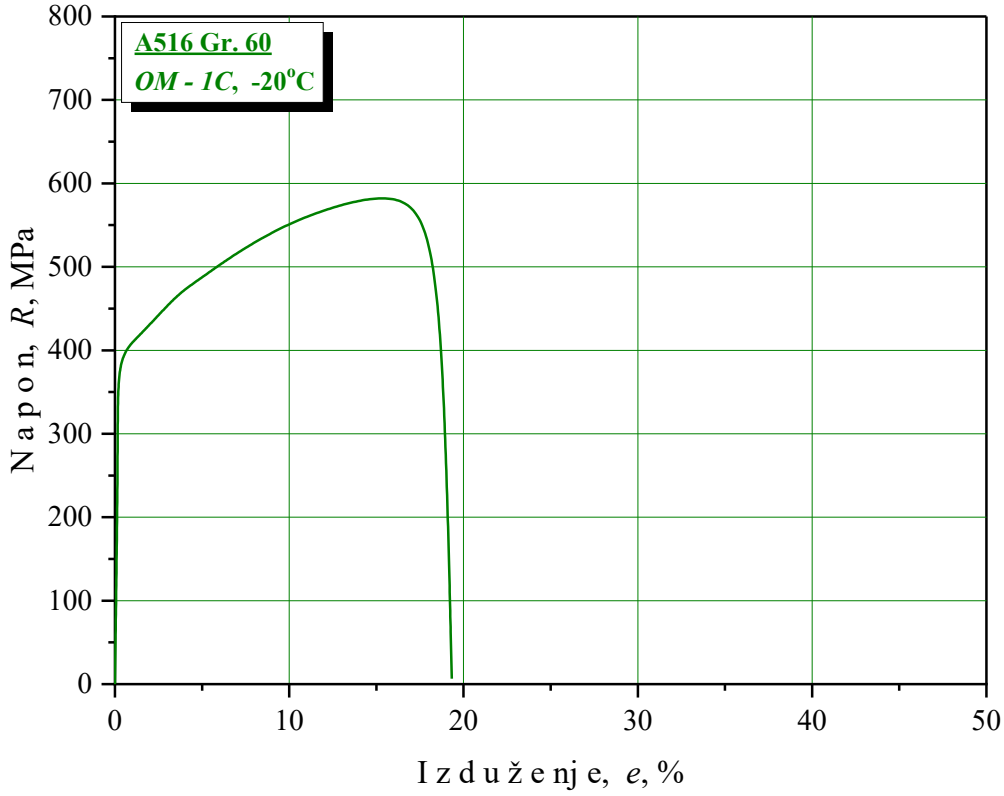


Слика 1.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 2B*

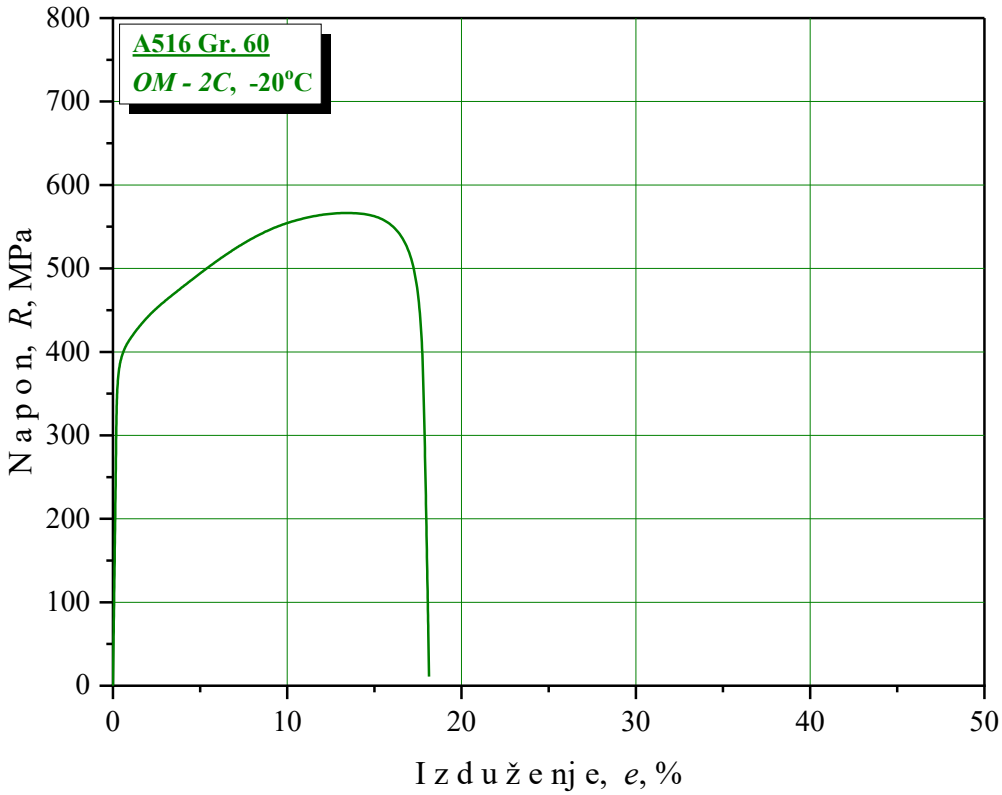


Слика 1.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 3B*

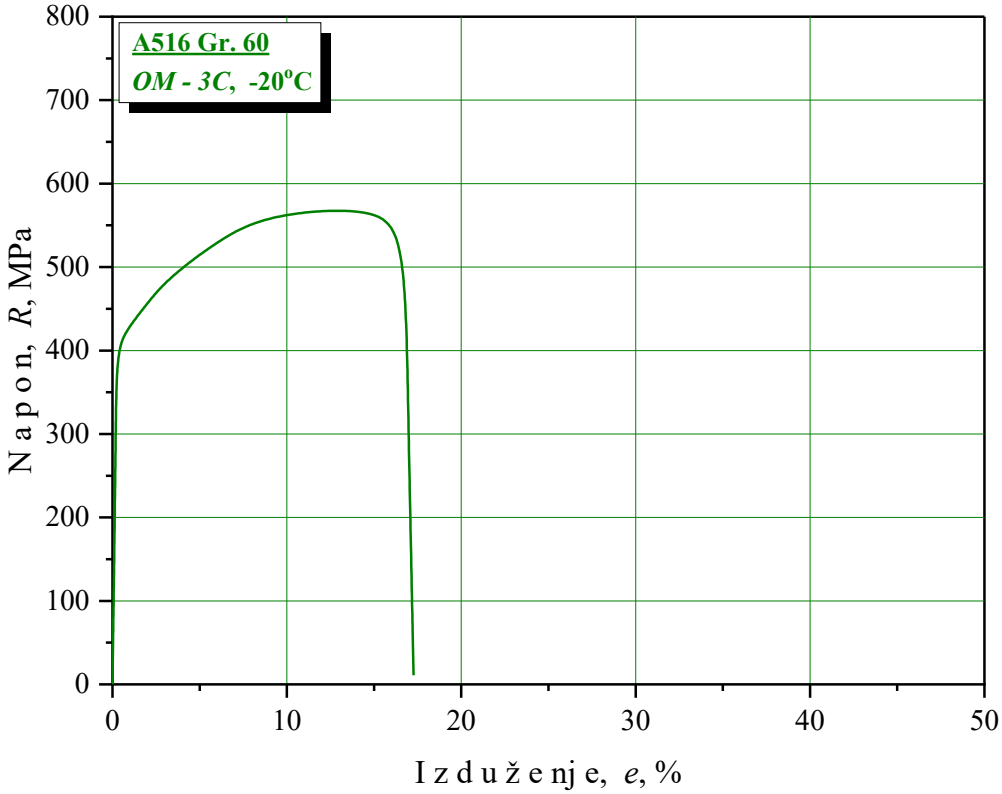
А2: Дијаграми затезних испитивања епрувета *OM* на -20°C



Слика 2.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 1C*

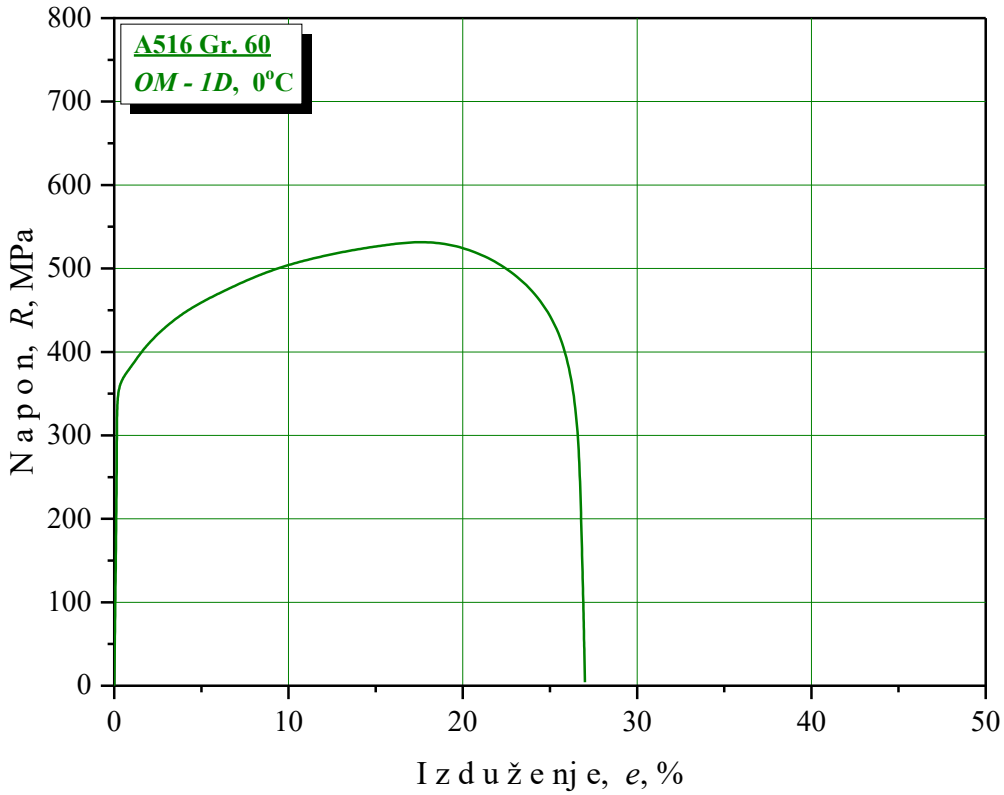


Слика 2.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 2C*

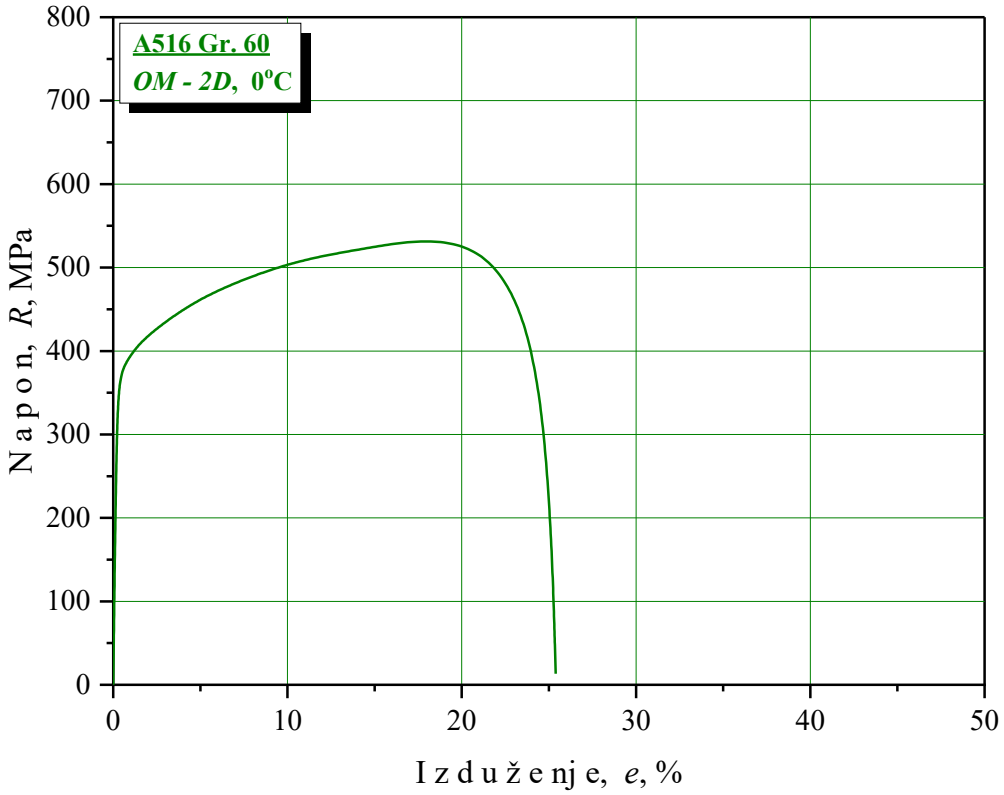


Слика 2.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 3C*

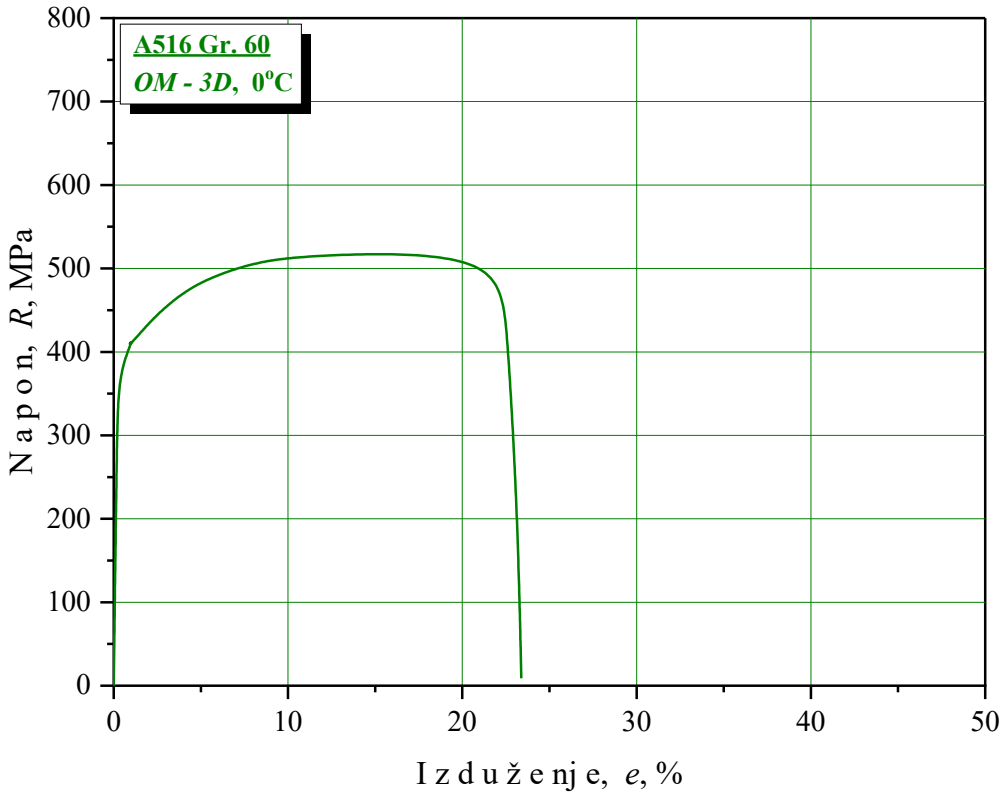
А3: Дијаграми затезних испитивања епрувета *OM* на 0°C



Слика 3.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 1D*

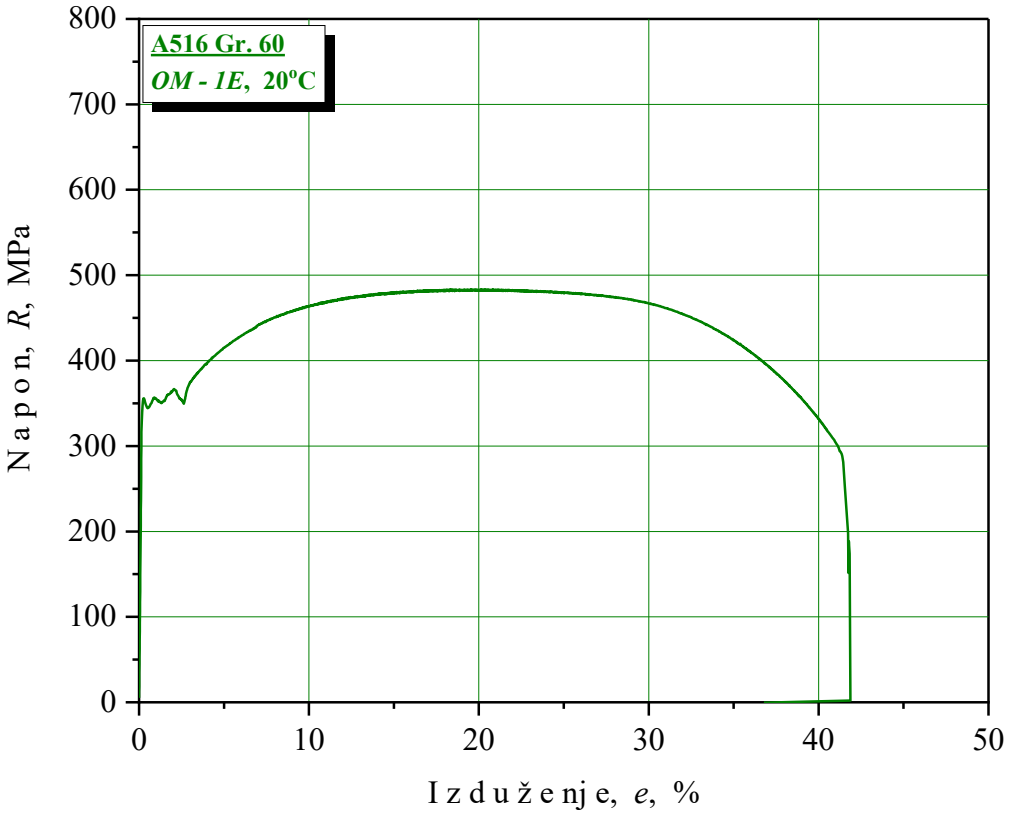


Слика 3.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 2D*

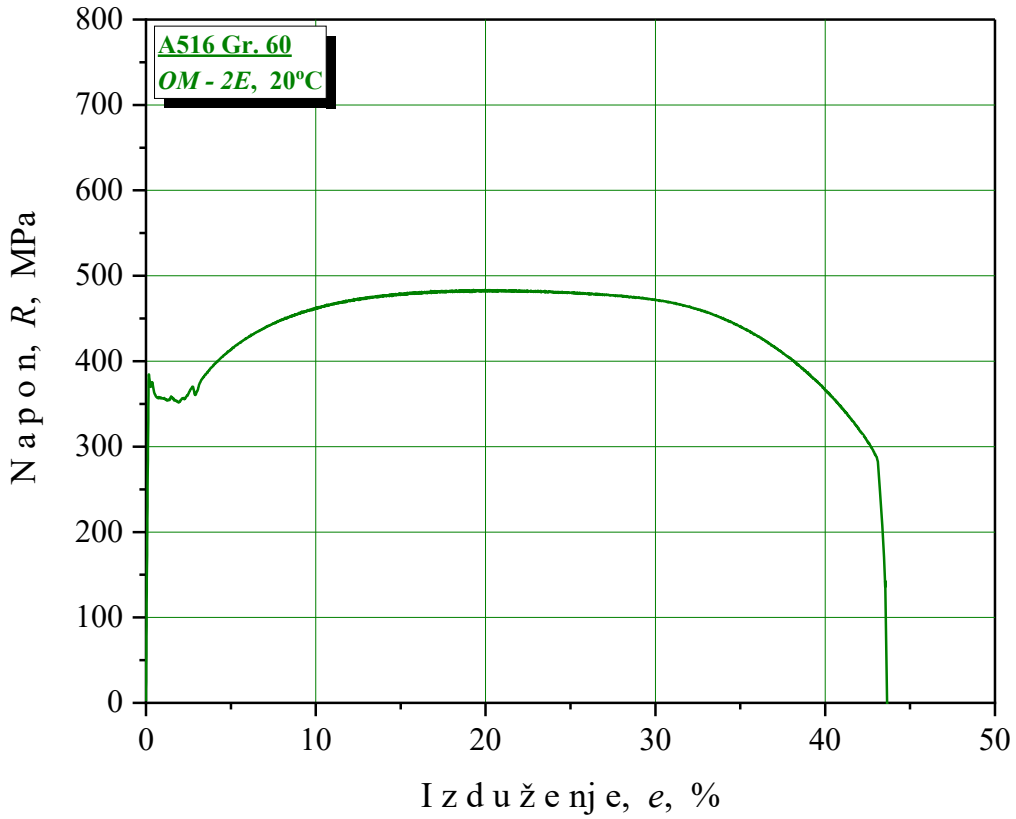


Слика 3.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 3D*

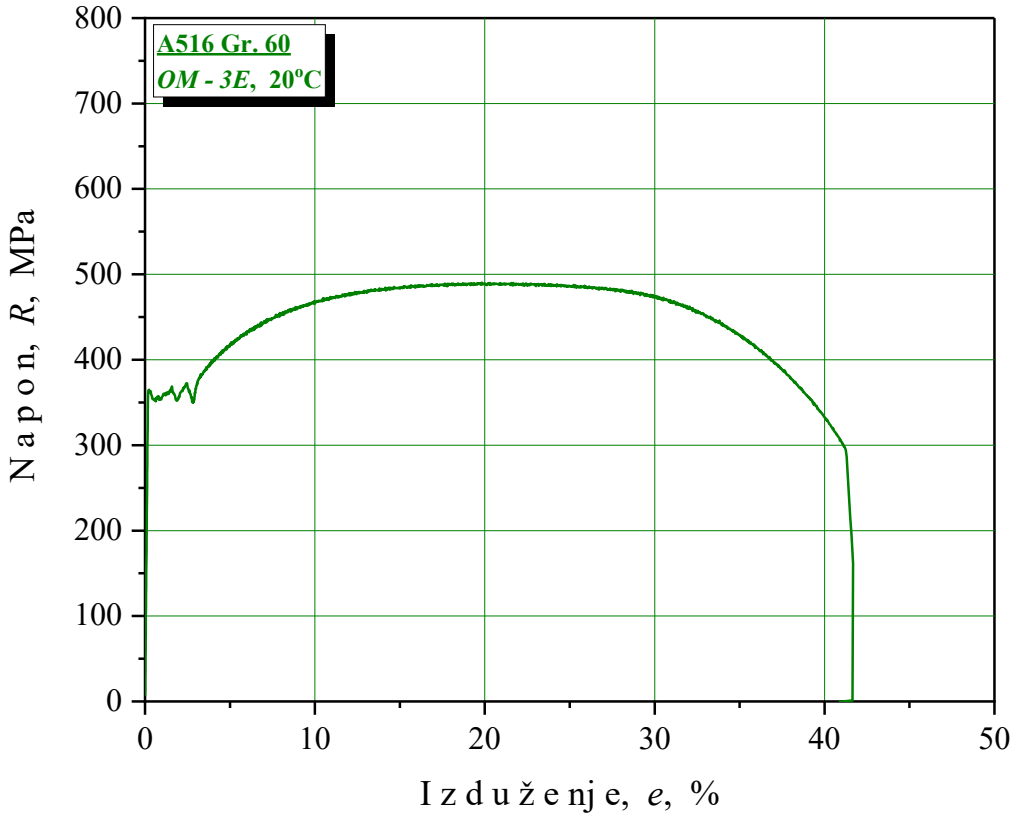
А4: Дијаграми затезних испитивања епрувета ОМ на 20°С



Слика 4.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 1E*



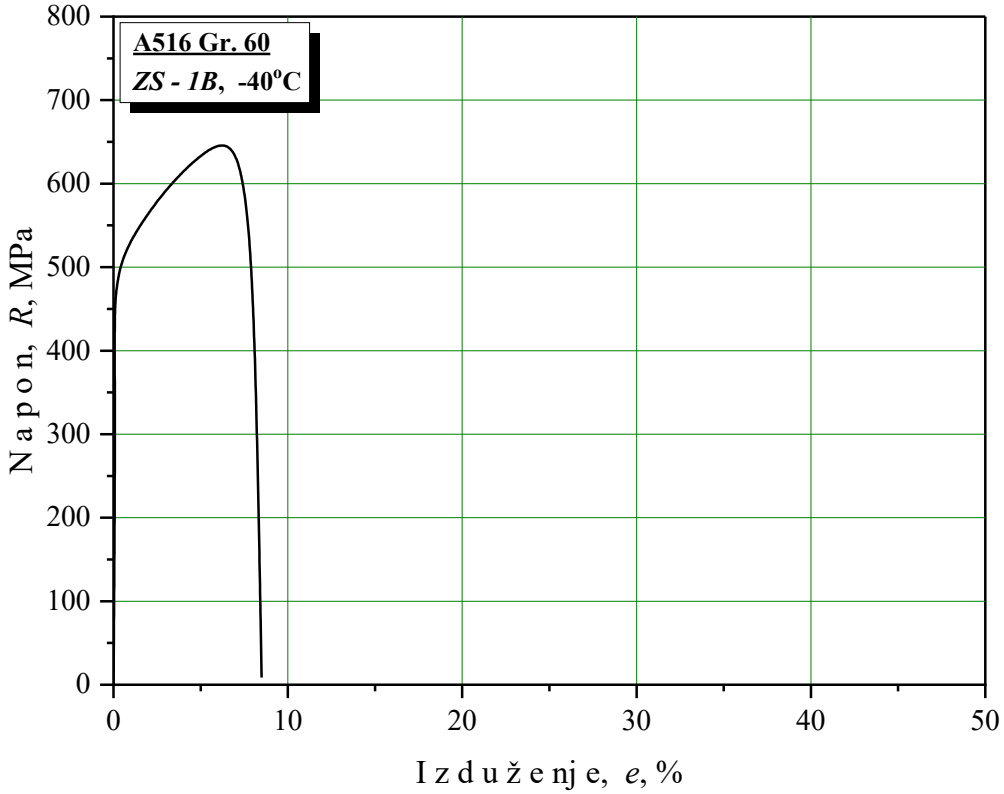
Слика 4.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 2E*



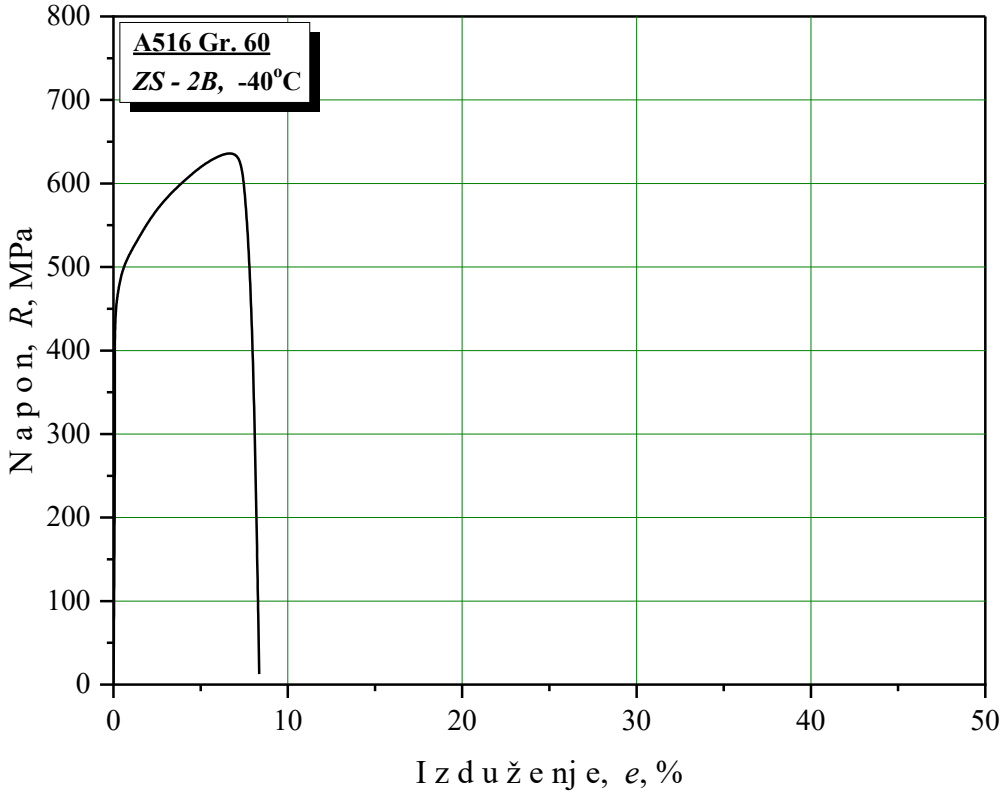
Слика 4.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *OM - 3E*

Б: Дијаграми затезних испитивања епрувета завареног споја (*ZS*)

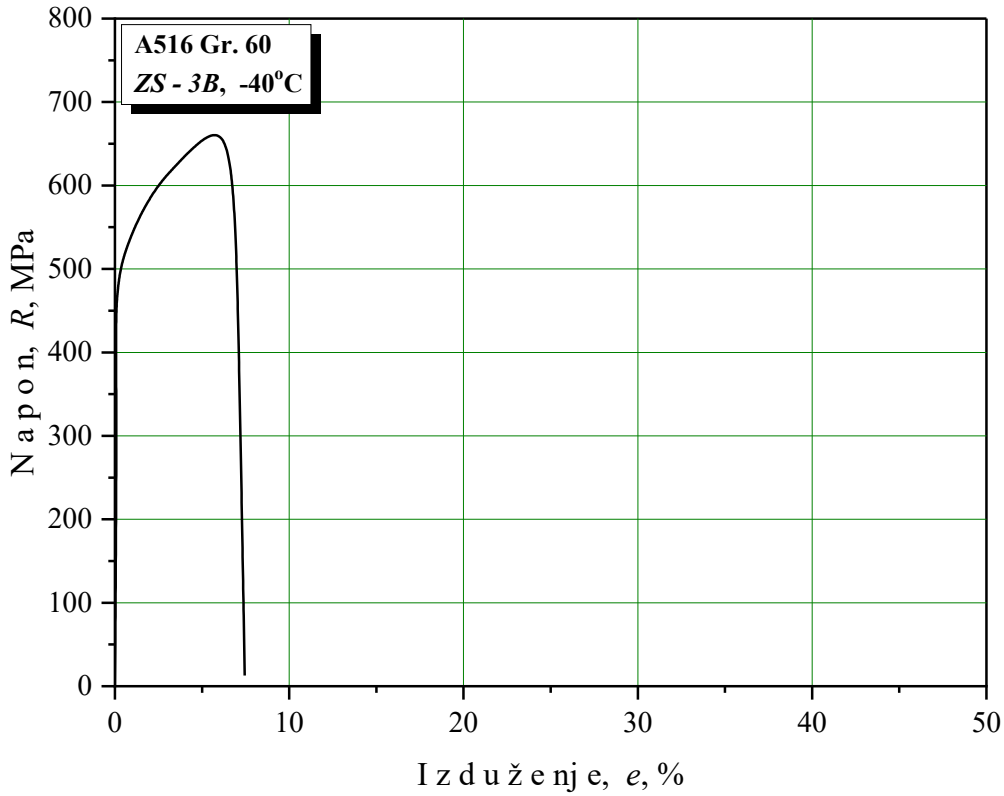
Б1: Дијаграми затезних испитивања епрувета *ZS* на -40°C



Слика 5.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1B*

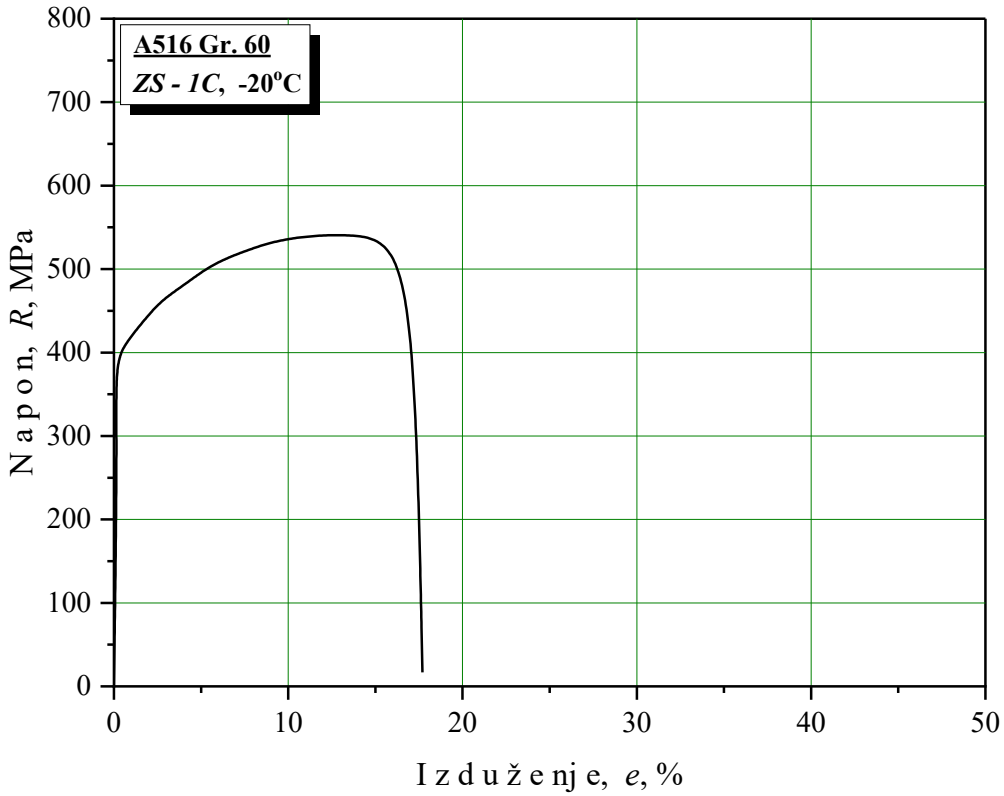


Слика 5.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 2B*

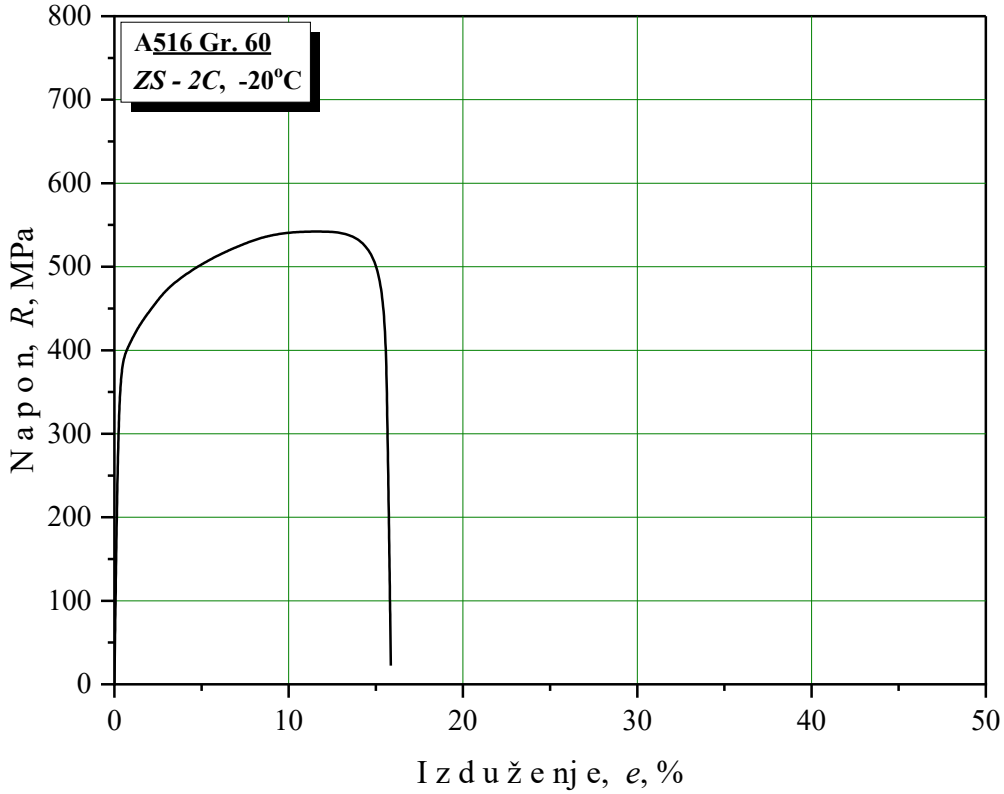


Слика 5.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 3B*

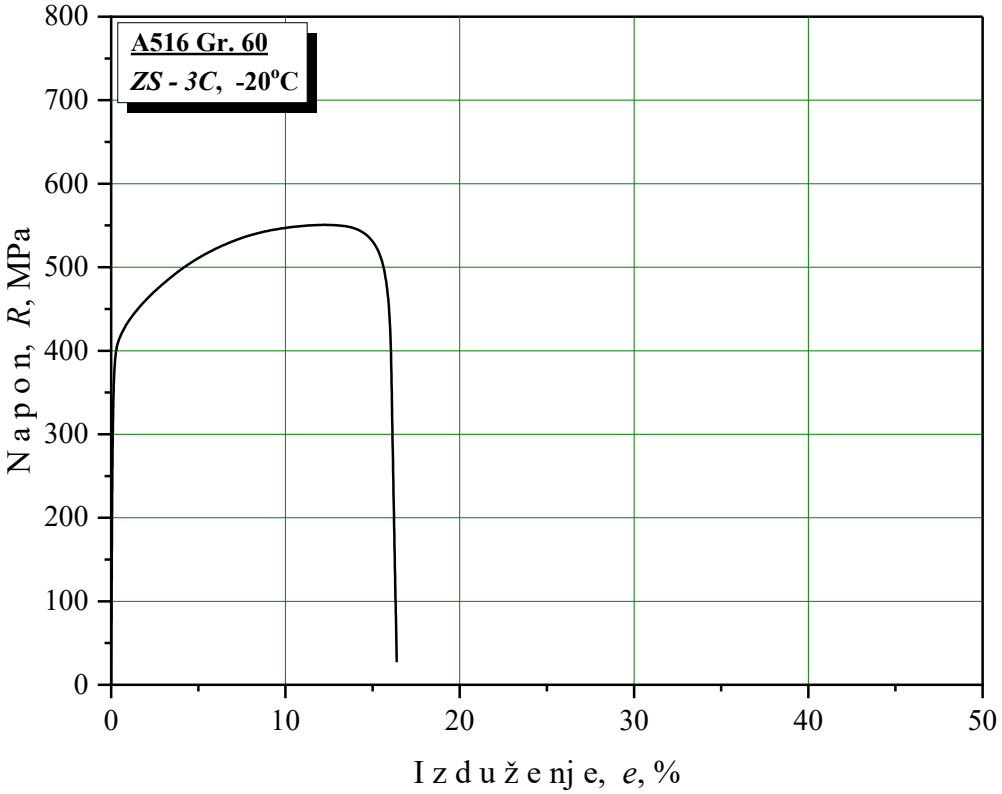
Б2: Дијаграми затезних испитивања епрувета *ZS* на -20°C



Слика 6.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1C*

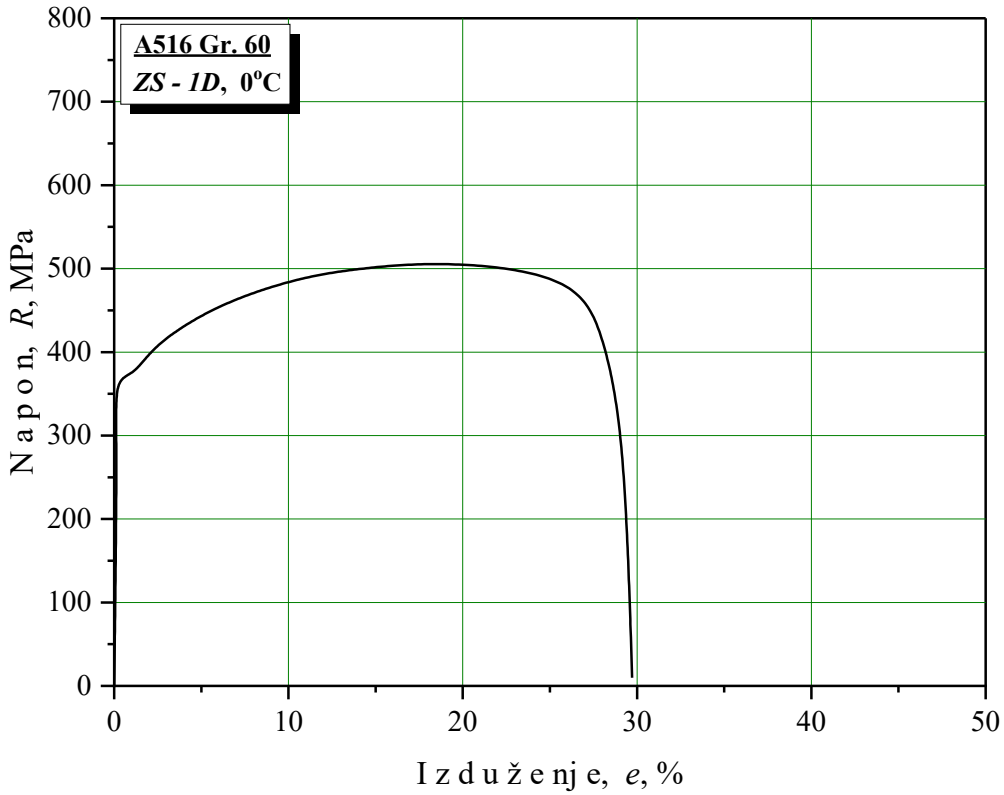


Слика 6.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 2C*

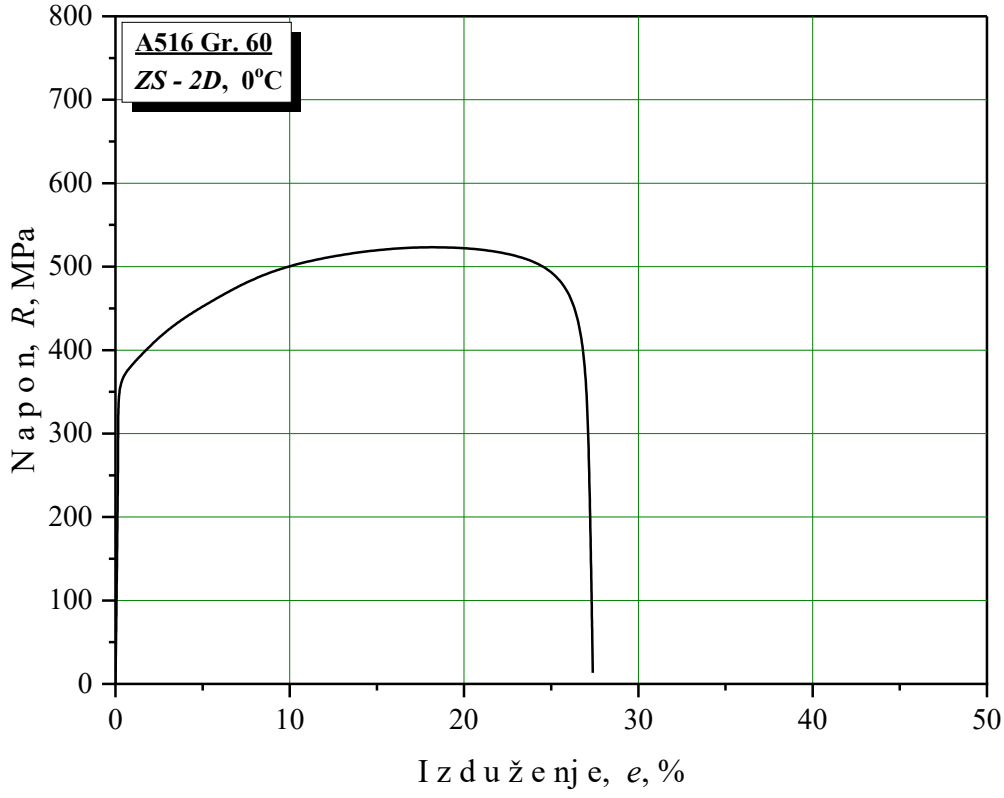


Слика 6.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 3C*

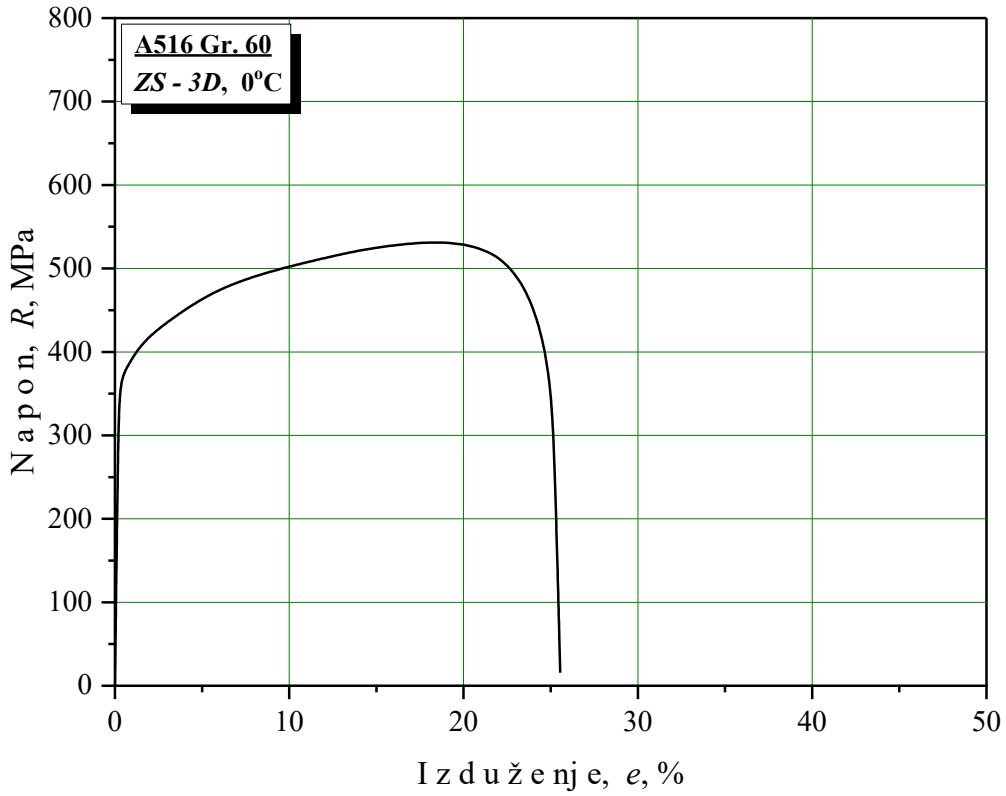
Б3: Дијаграми затезних испитивања епрувета *ZS* на 0°C



Слика 7.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1D*

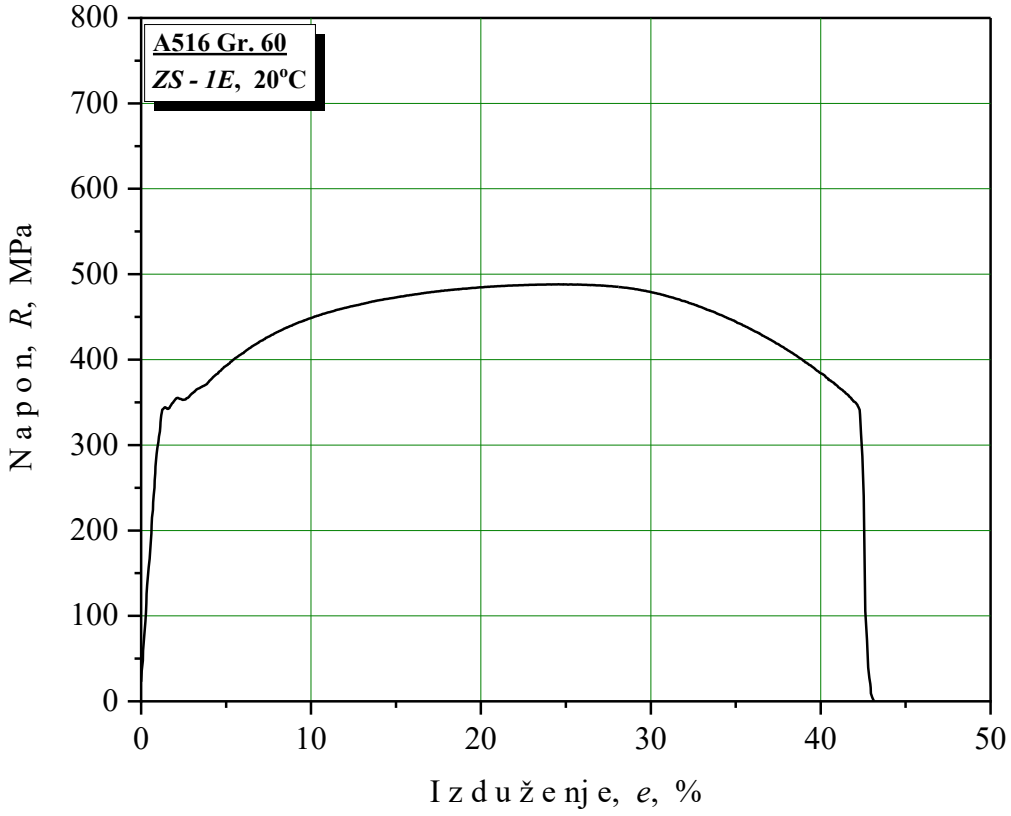


Слика 7.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 2D*

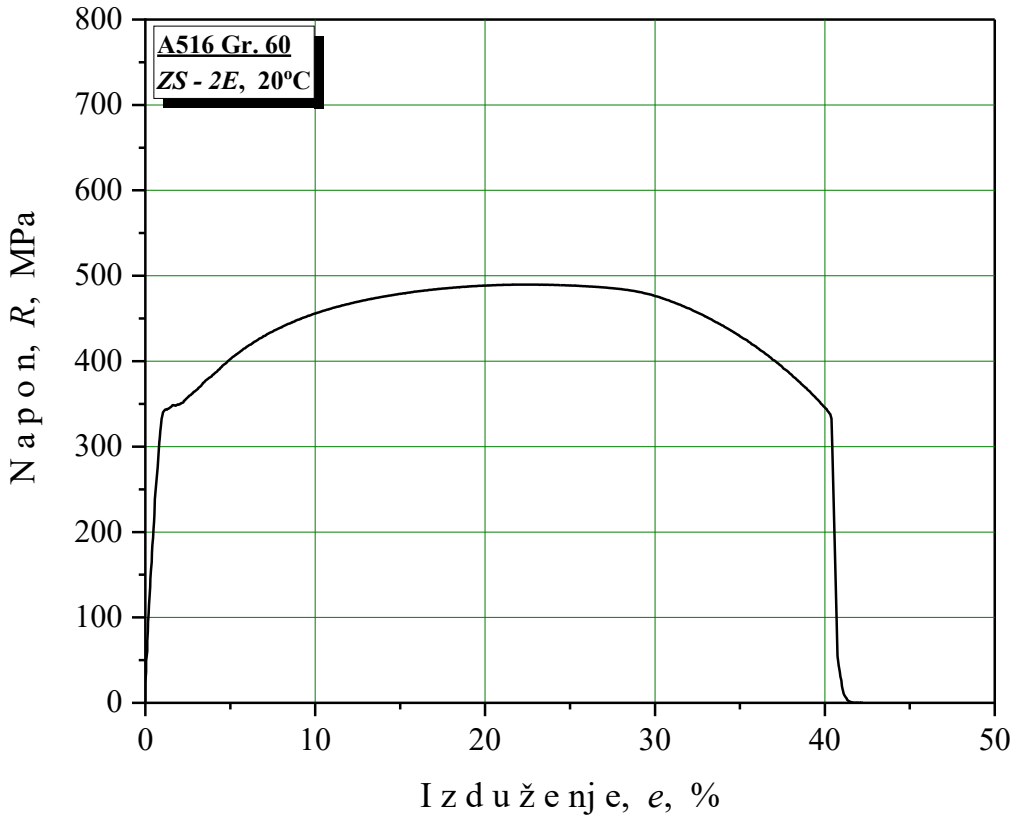


Слика 7.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 3D*

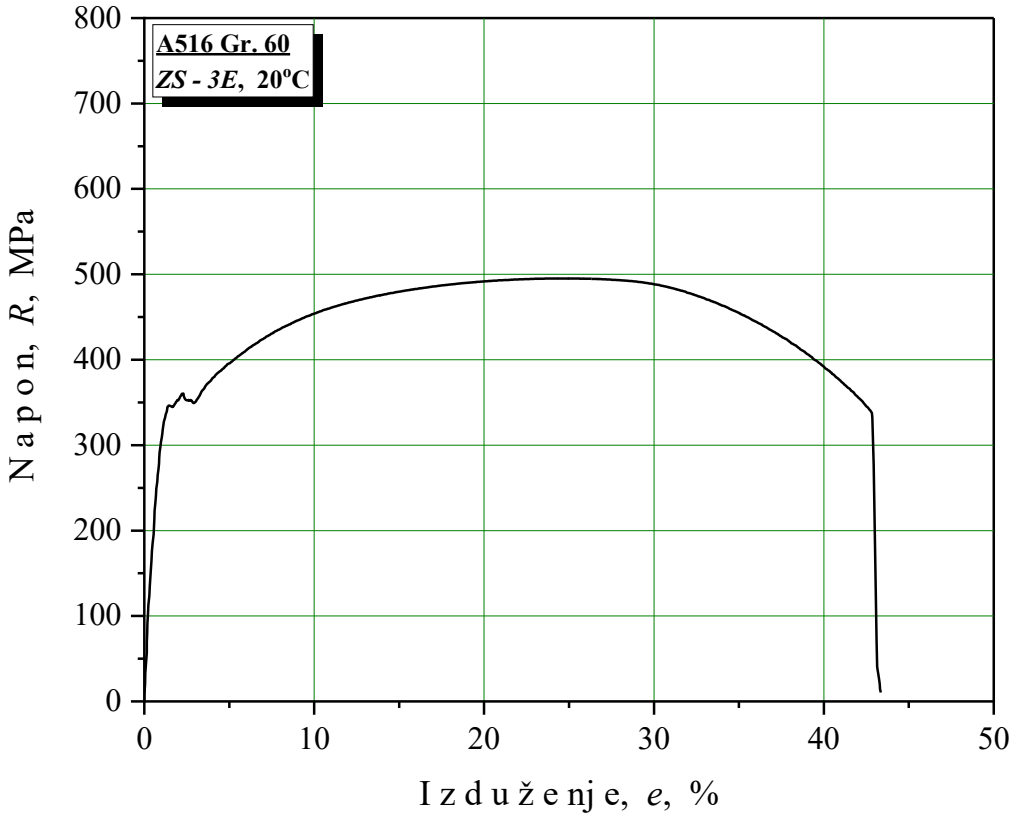
Б4: Дијаграми затезних испитивања епрувета *ZS* на 20°C



Слика 8.1. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 1E*



Слика 8.2. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 2E*



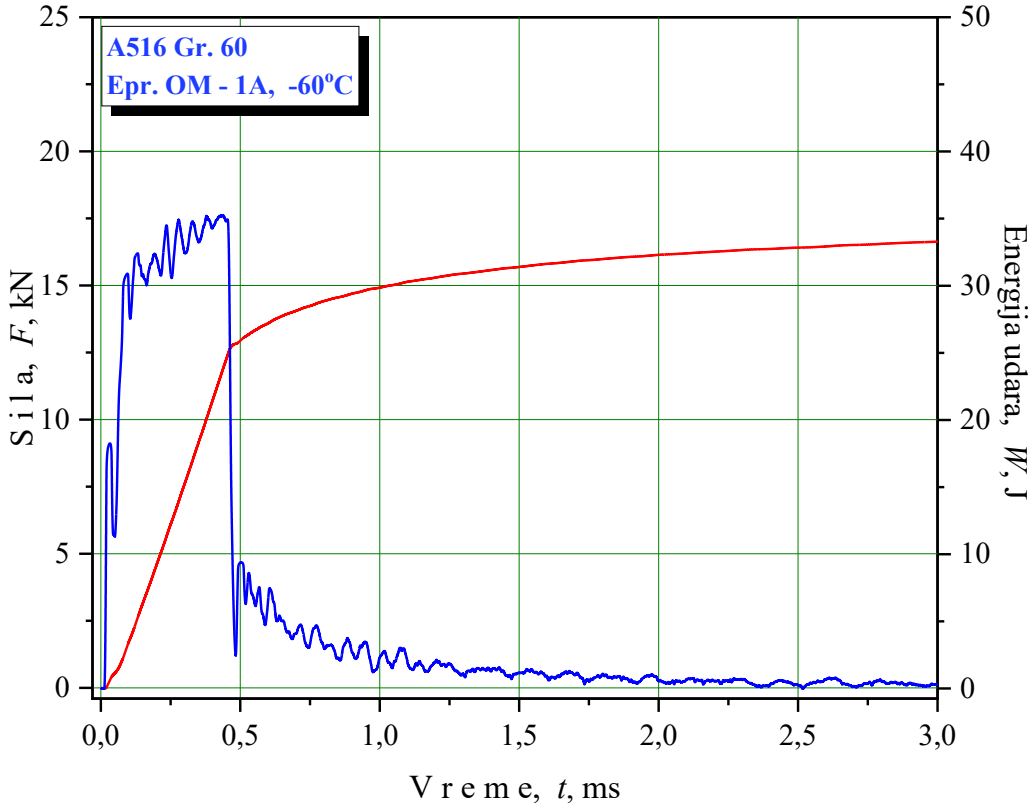
Слика 8.3. Дијаграм напон – издужење епрувете ознаке *ZS - 3E*

П Р И Л О Г 3

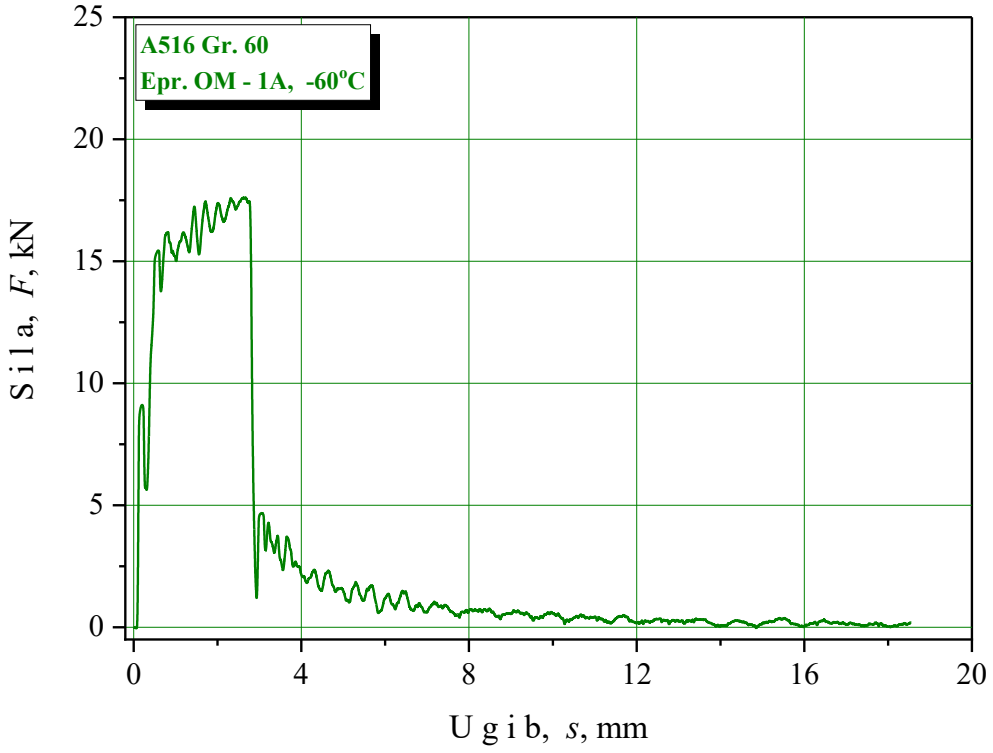
ДИЈАГРАМИ
А: Ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у *ОМ*
Б: Ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у *ZUT*
Ц: Ударних испитивања епрувета са V-2 зарезом у *МШ*

А: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ОМ*

А1: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ОМ* на -60°С

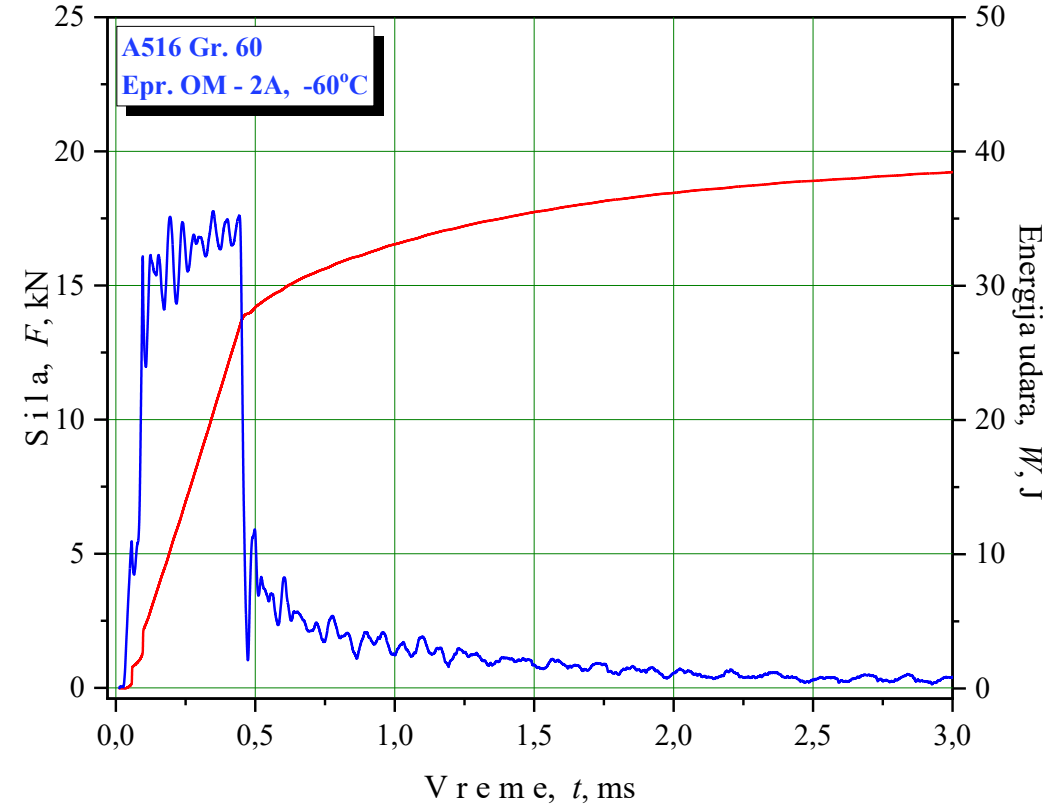


а)

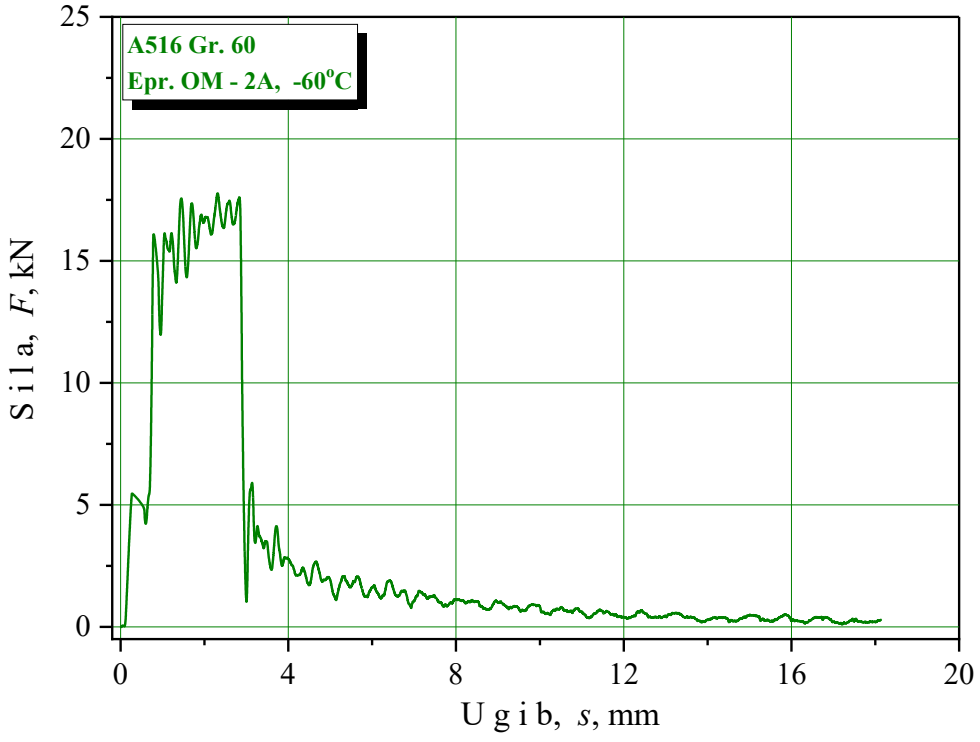


б)

Слика 1.1. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1A*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

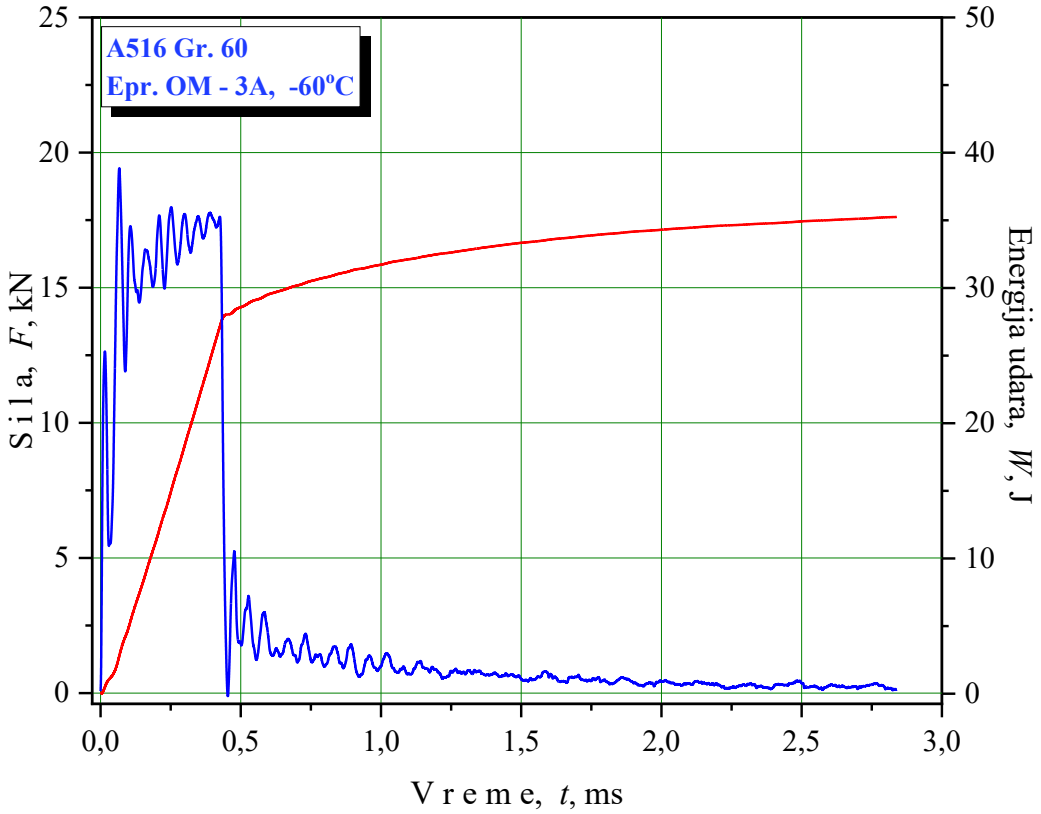


а)

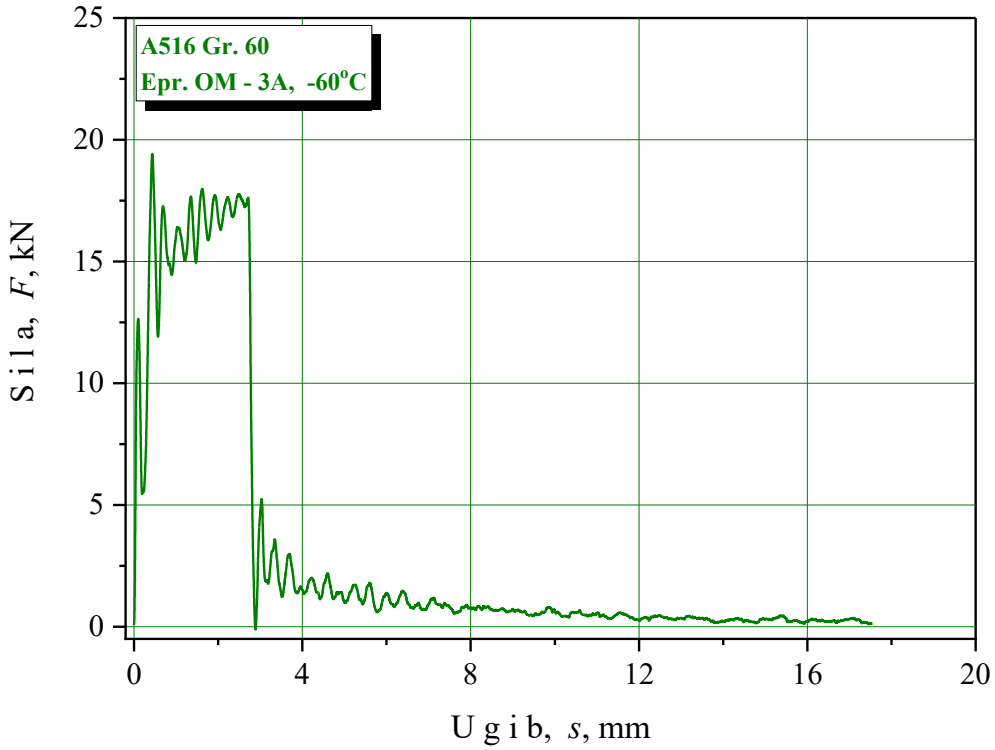


б)

Слика 1.2. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 2A*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



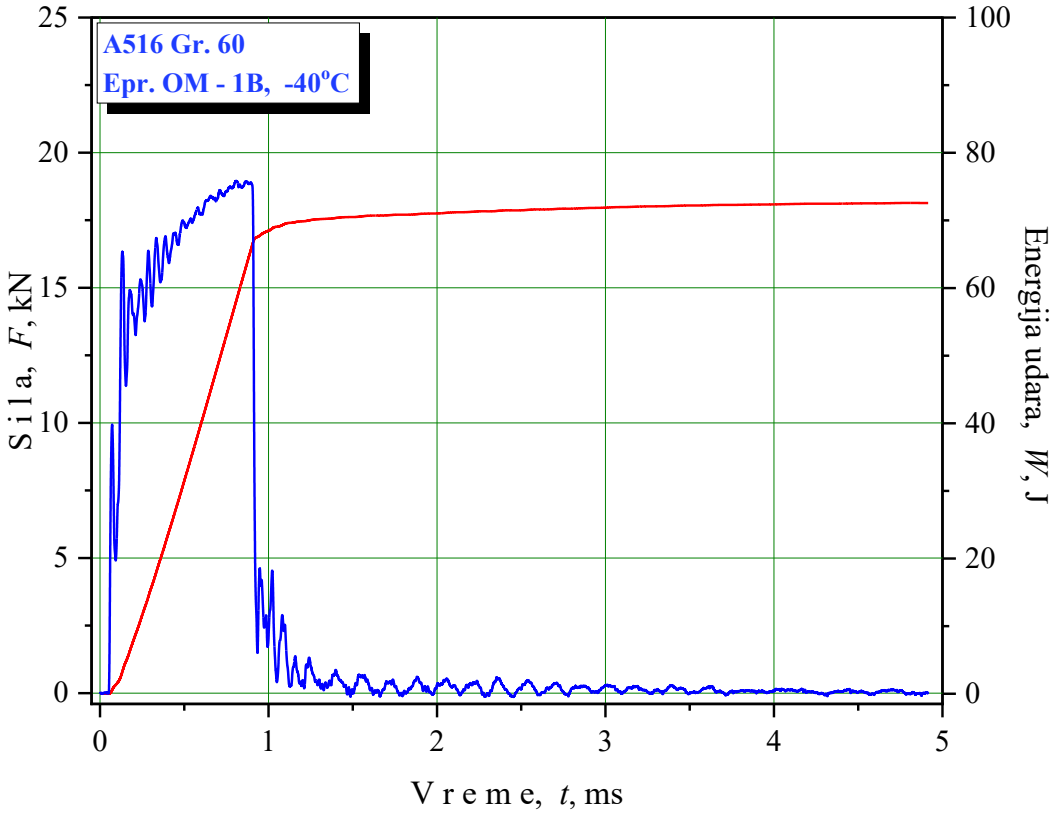
а)



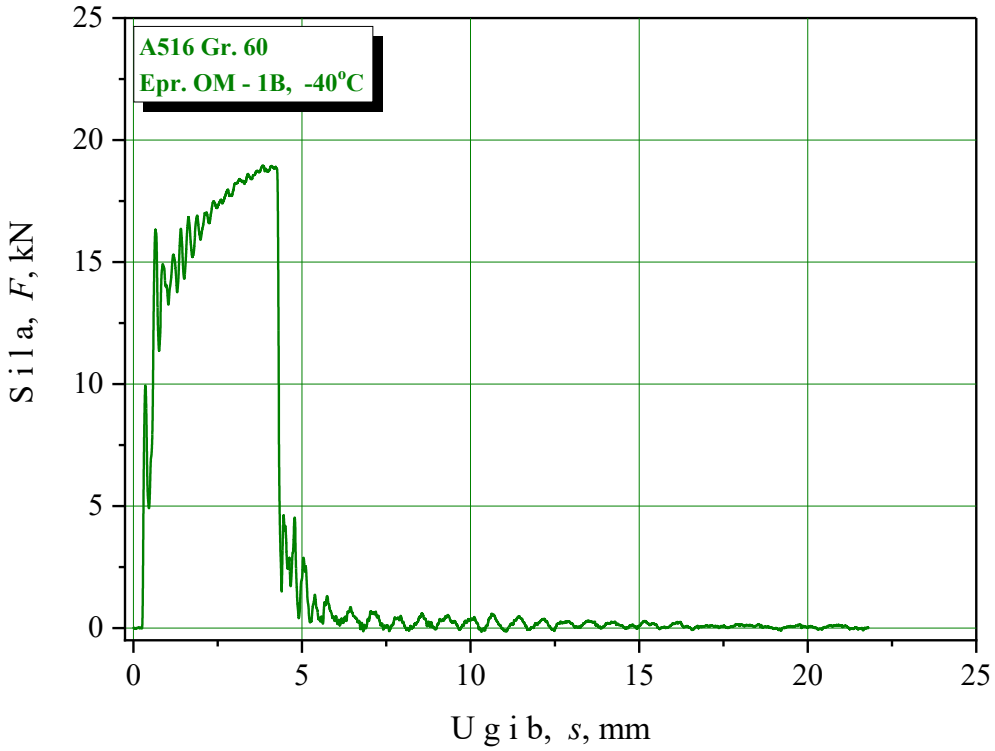
б)

Слика 1.3. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ОМ - 3А*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

А2: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ОМ* на -40°С

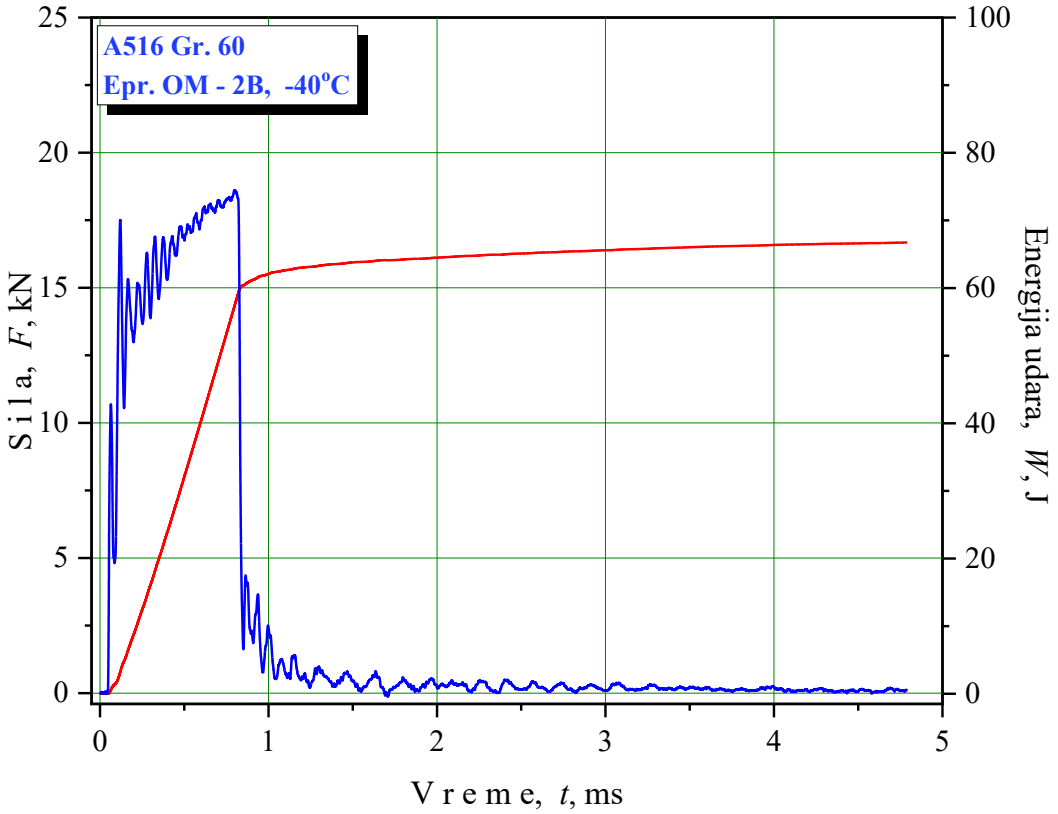


а)

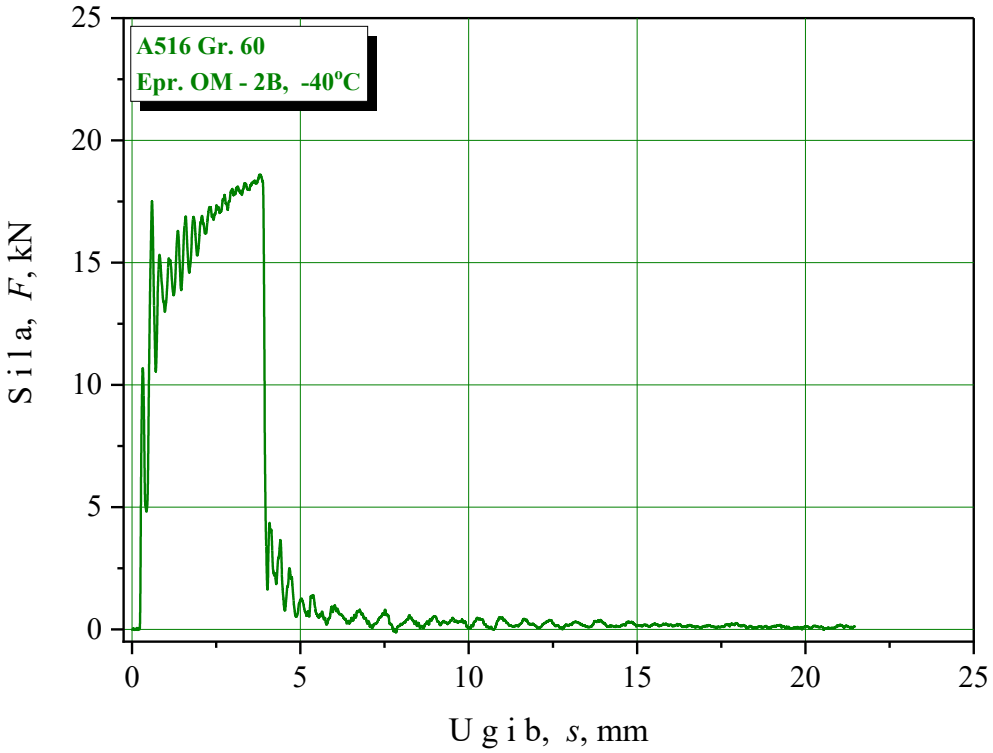


б)

Слика 1.4. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ОМ - 1В*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

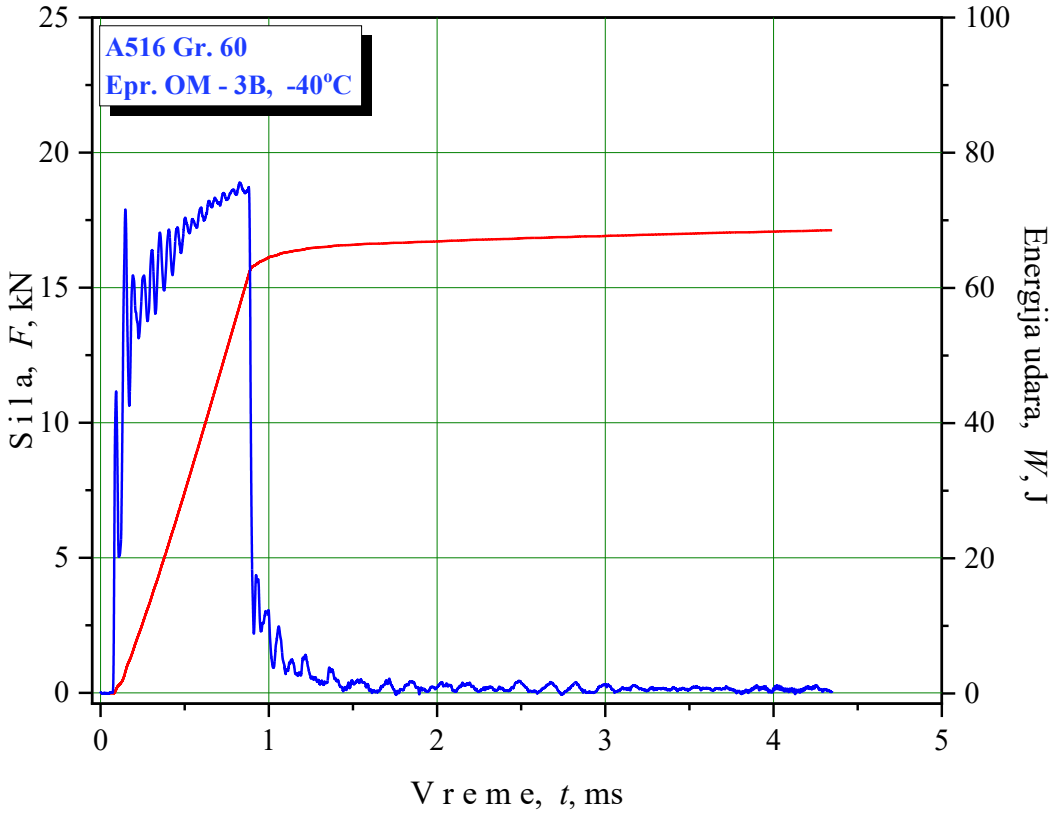


а)

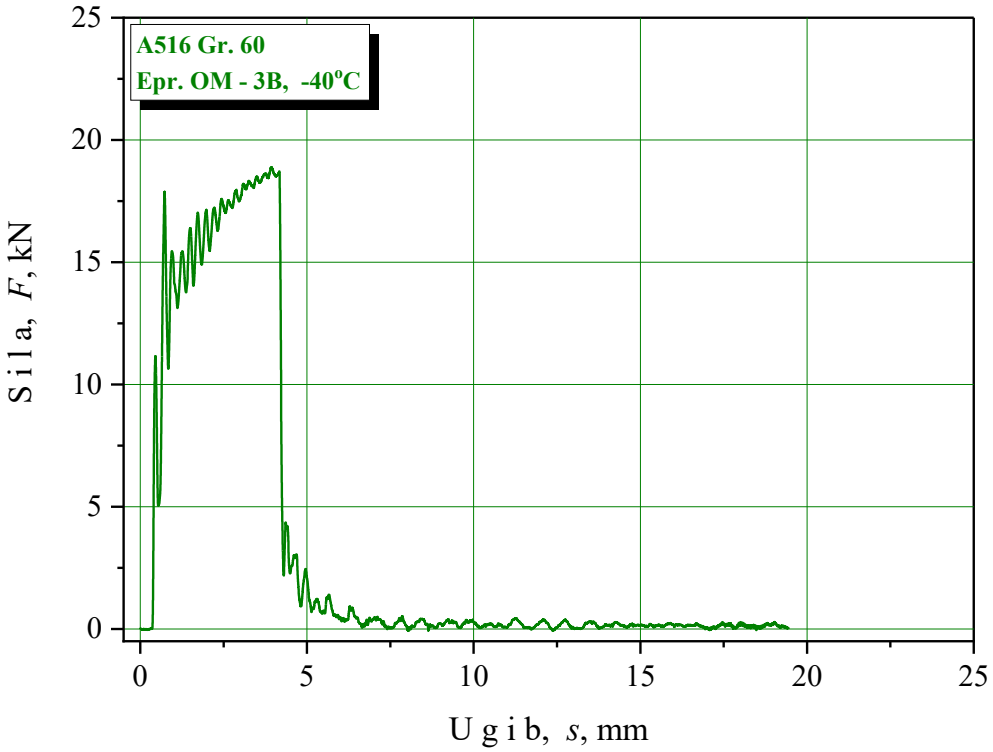


б)

Слика 1.5. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 2B*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



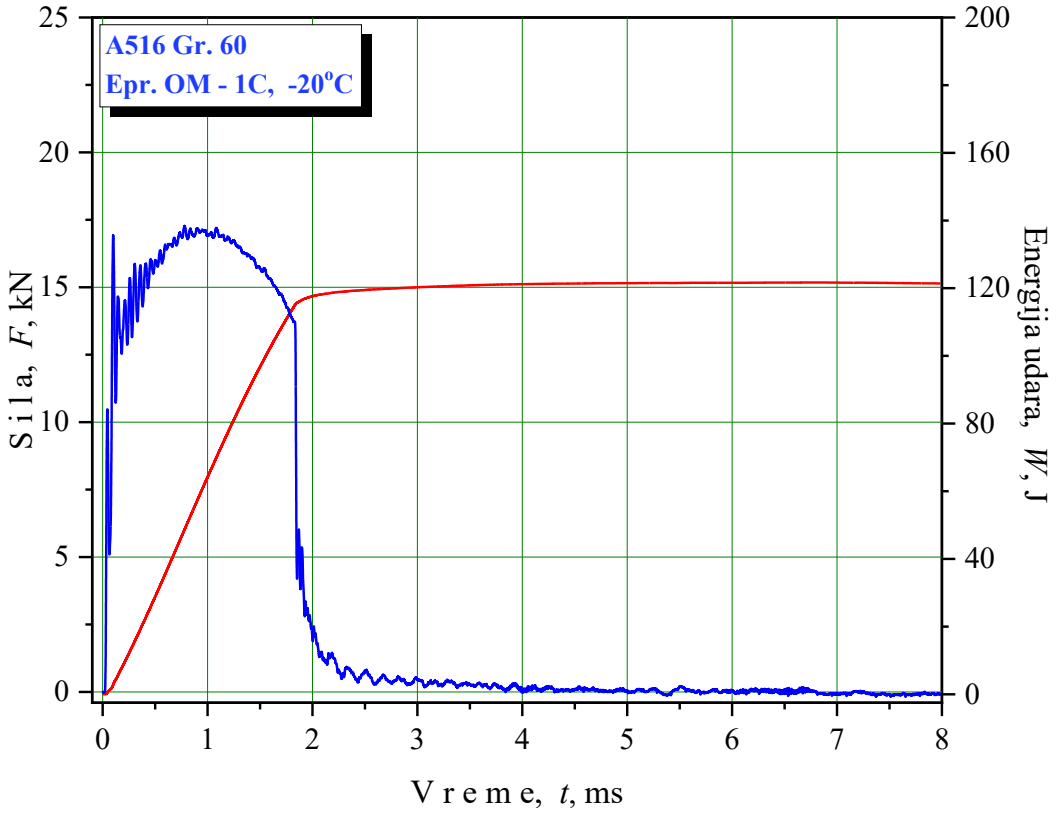
а)



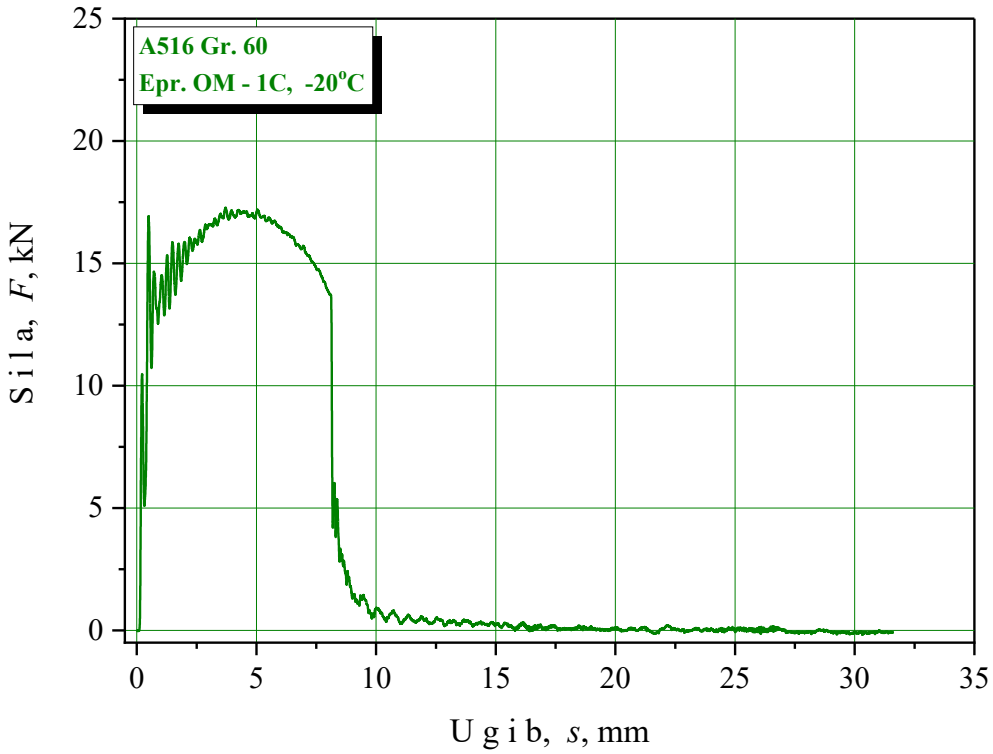
б)

Слика 1.6. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ОМ - 3В*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

А3: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ОМ* на -20°С

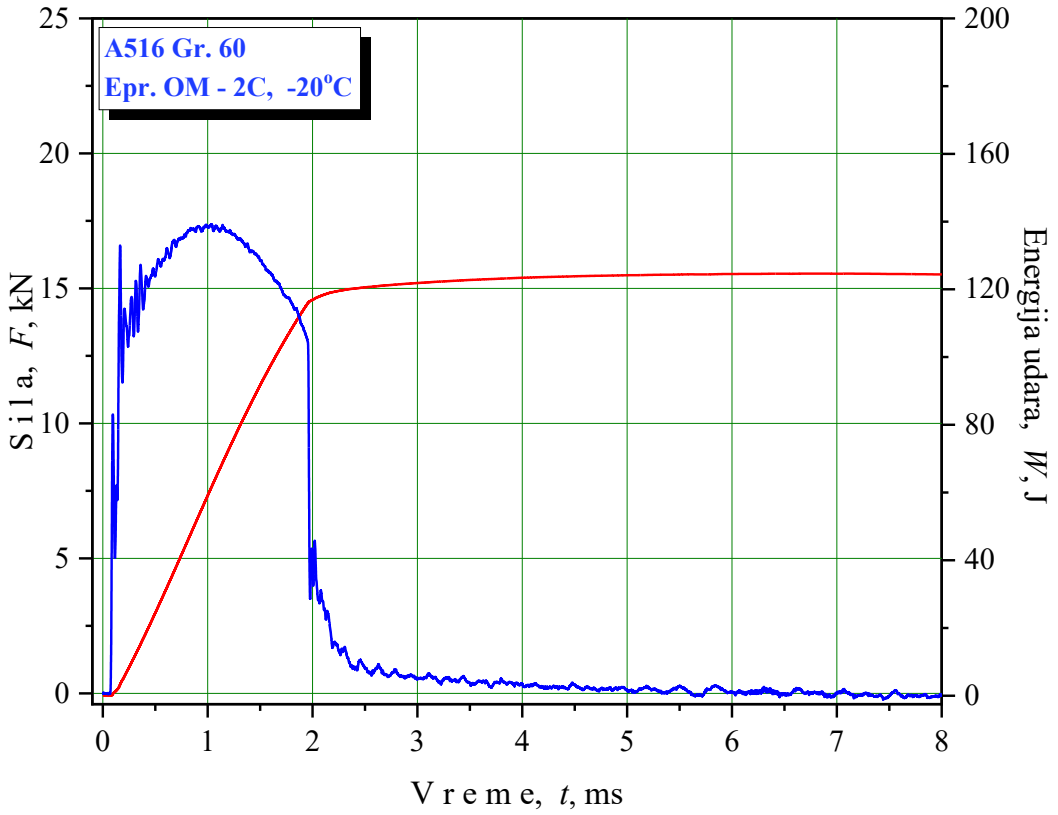


а)

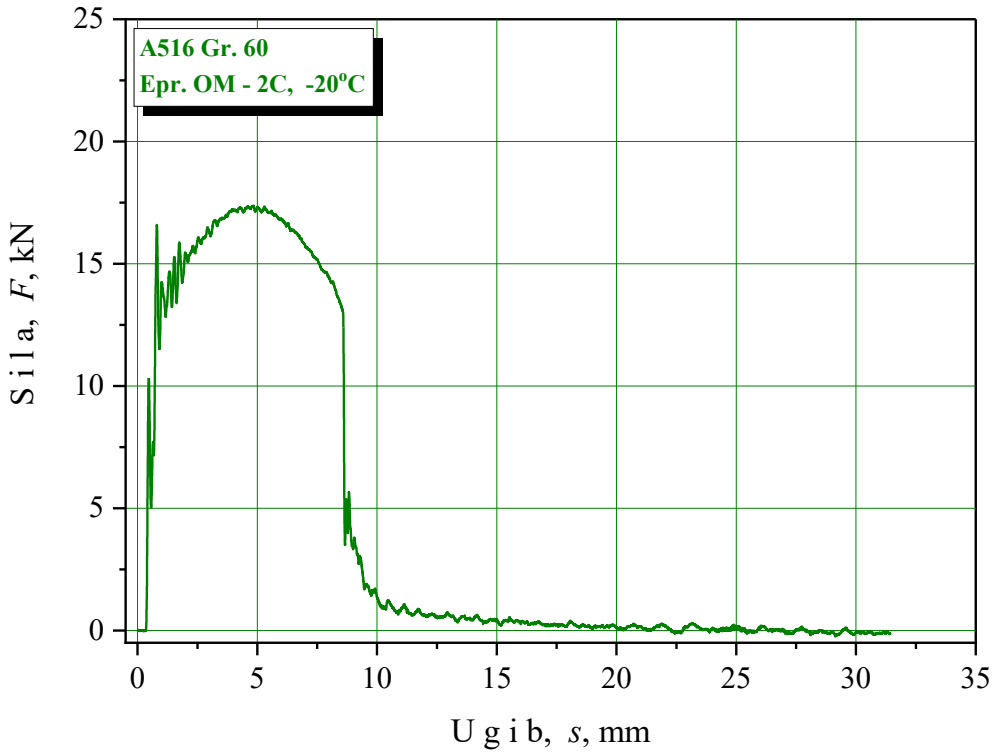


б)

Слика 1.7. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

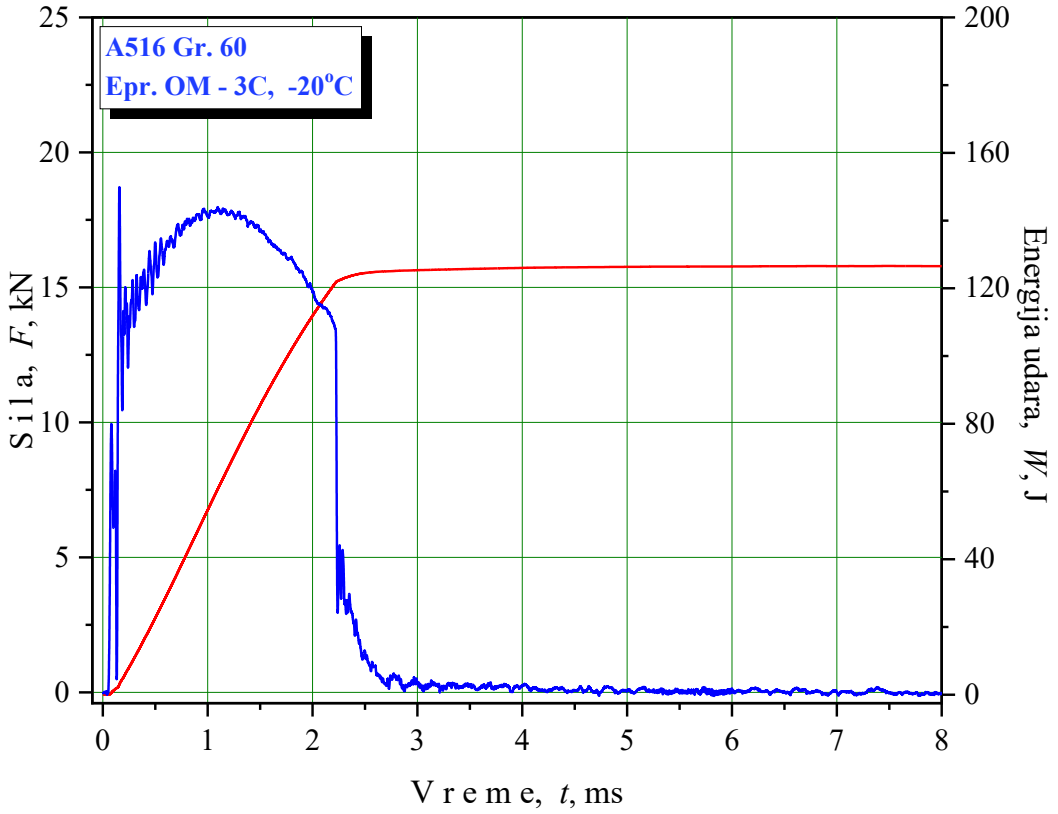


а)

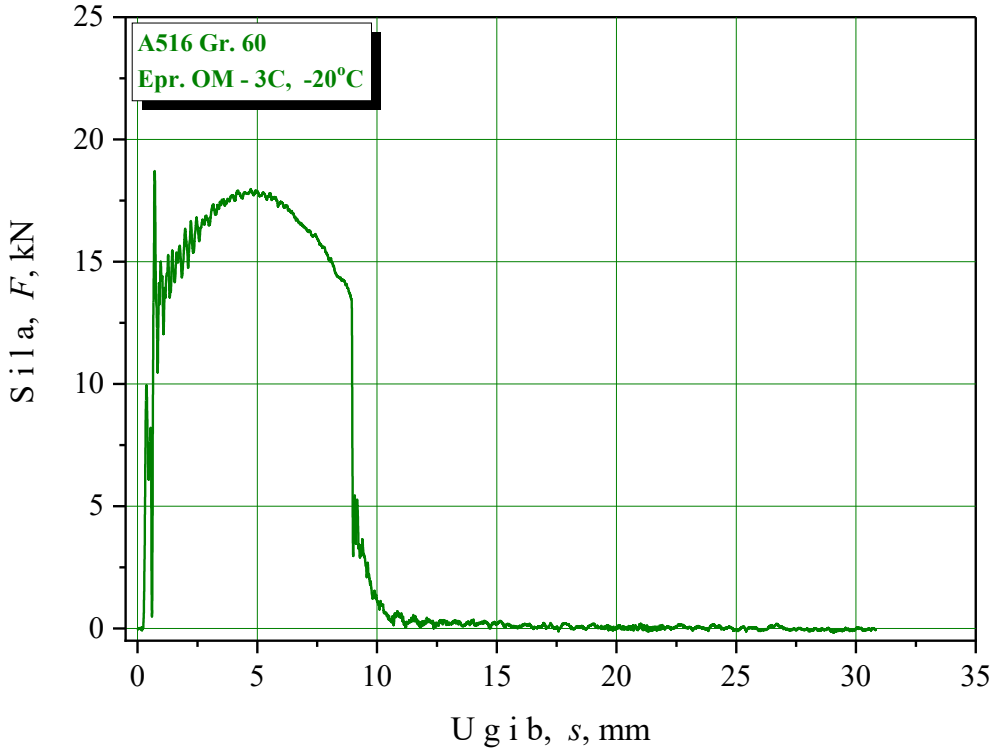


б)

Слика 1.8. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 2C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



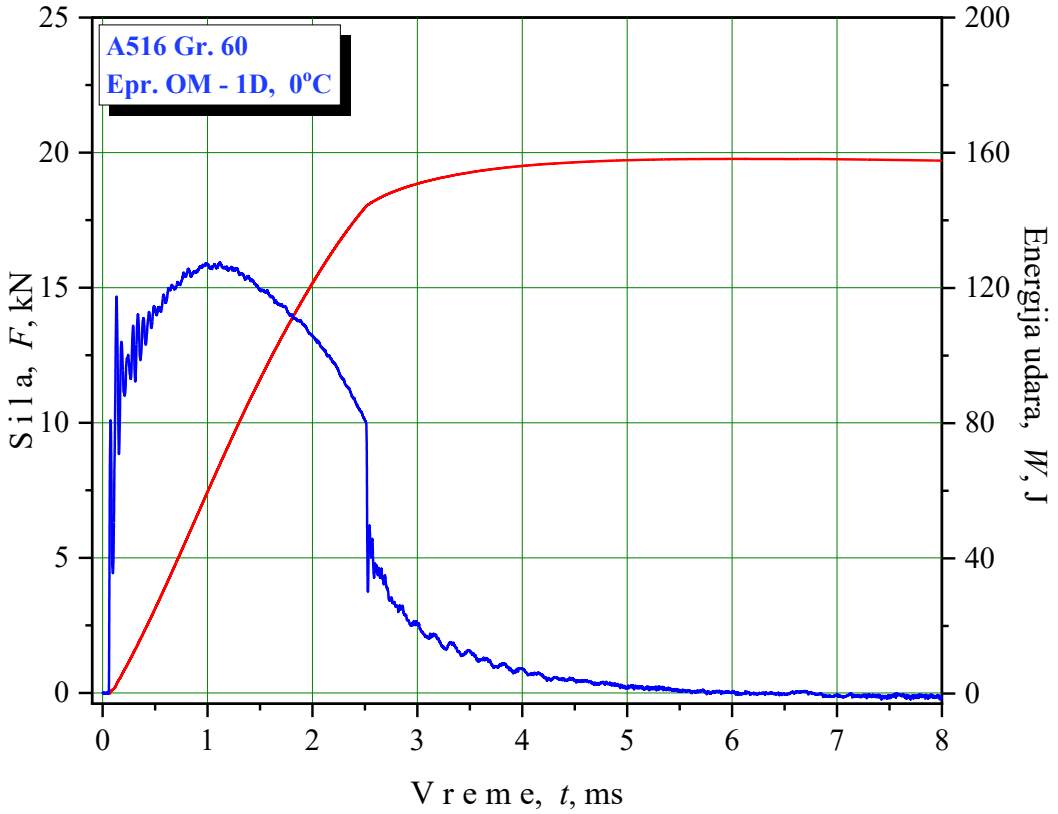
а)



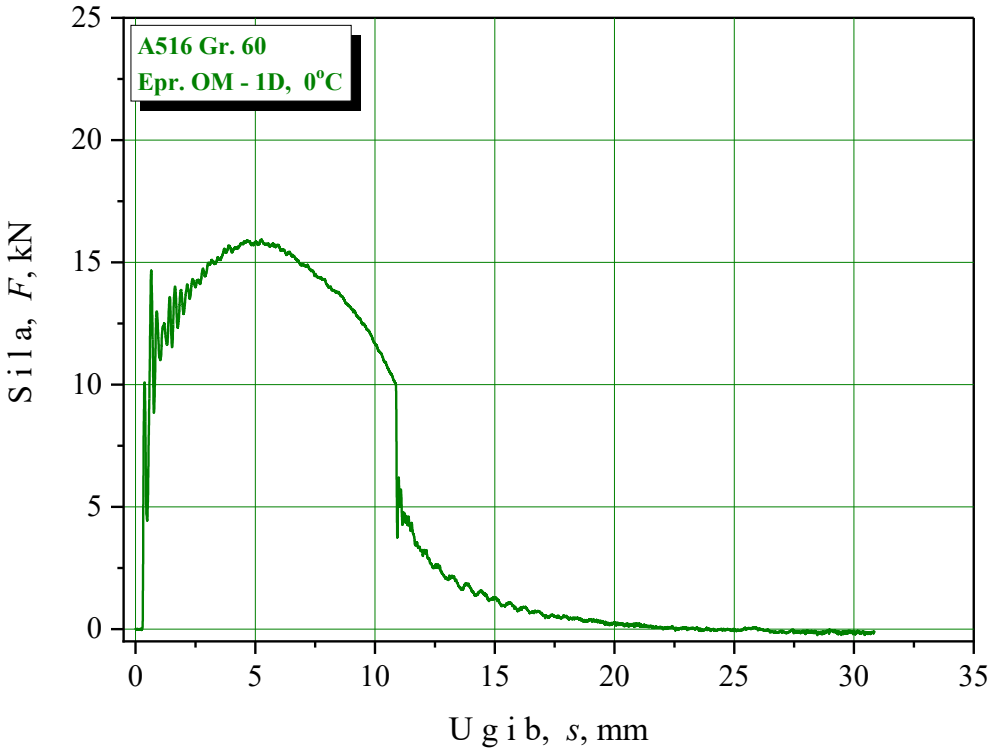
б)

Слика 1.9. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 3C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

А4: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *OM* на 0°C

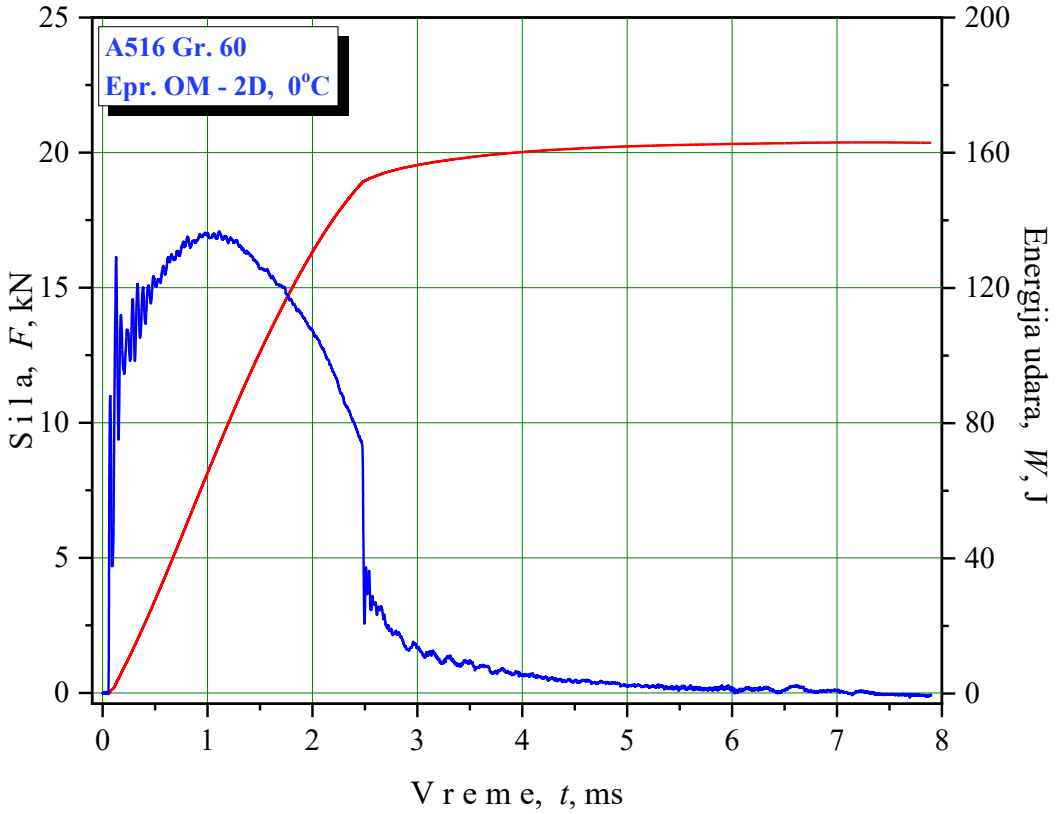


а)

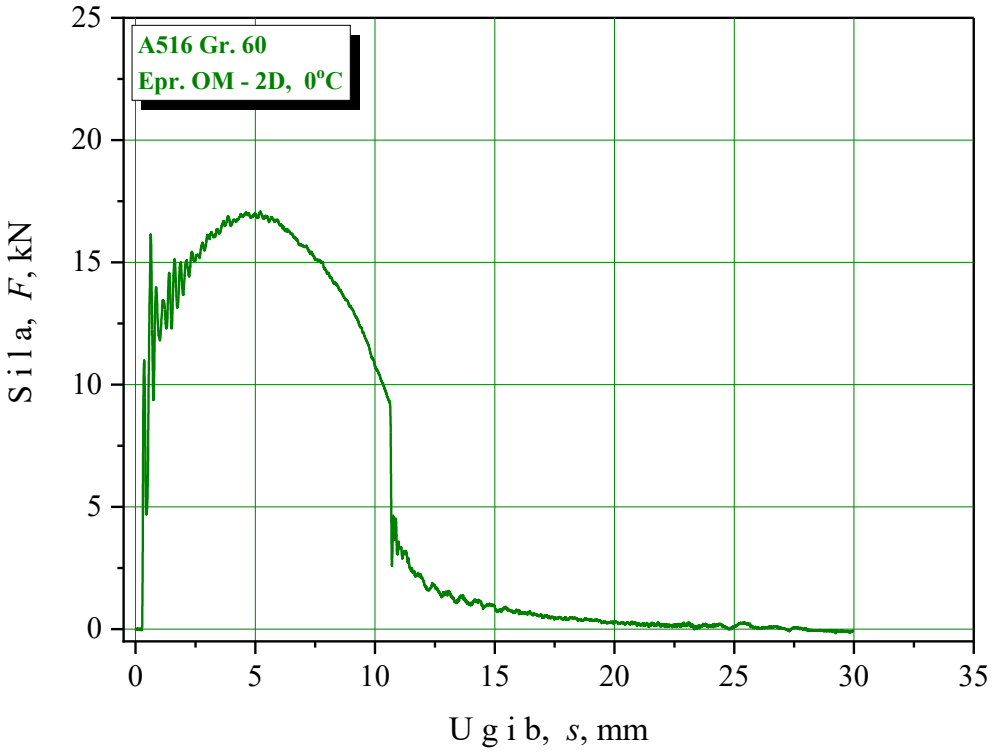


б)

Слика 1.10. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

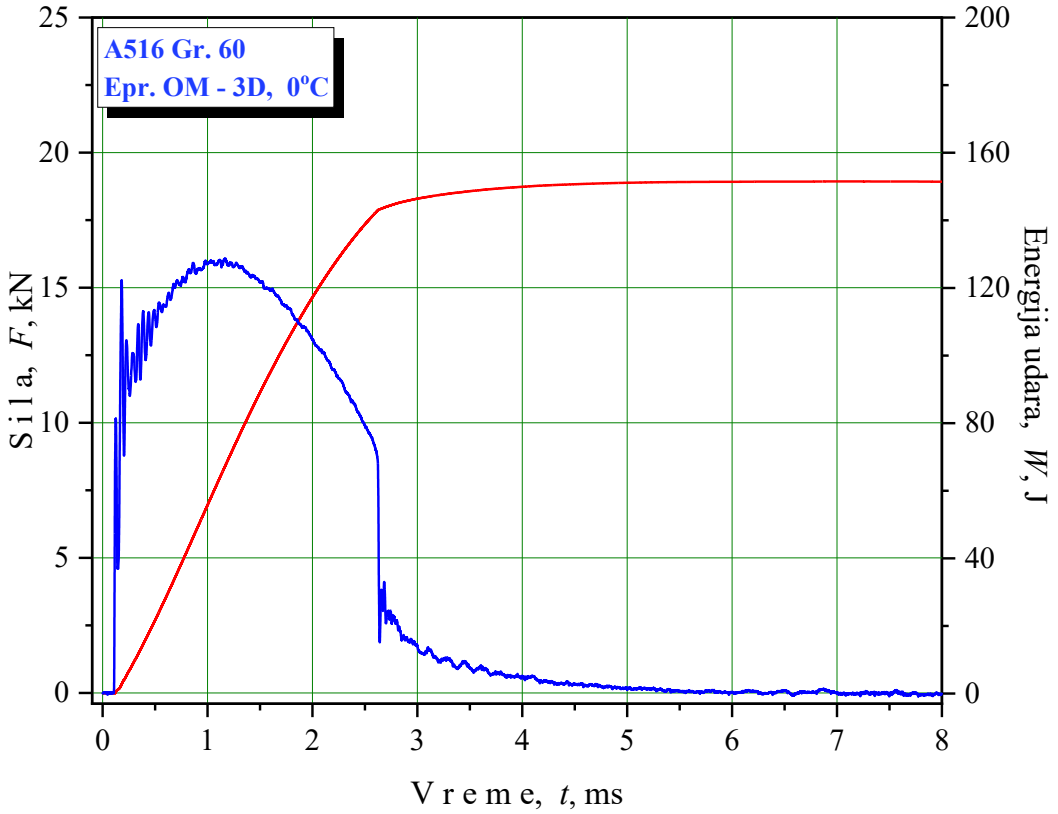


а)

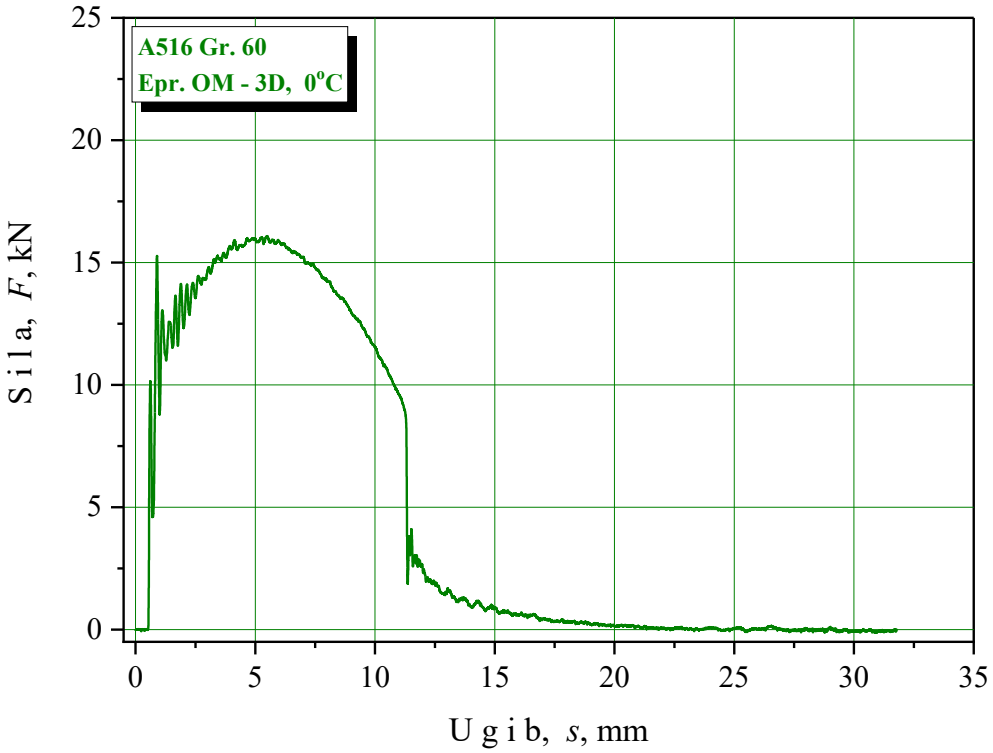


б)

Слика 1.11. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 2D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



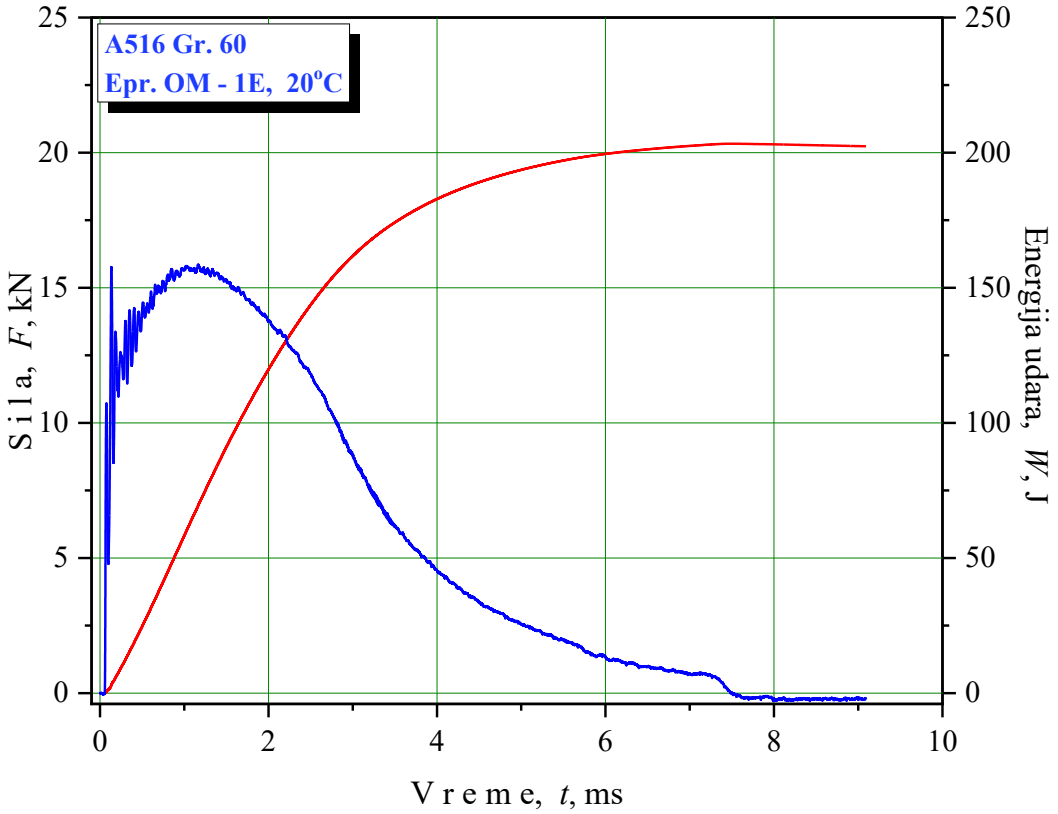
а)



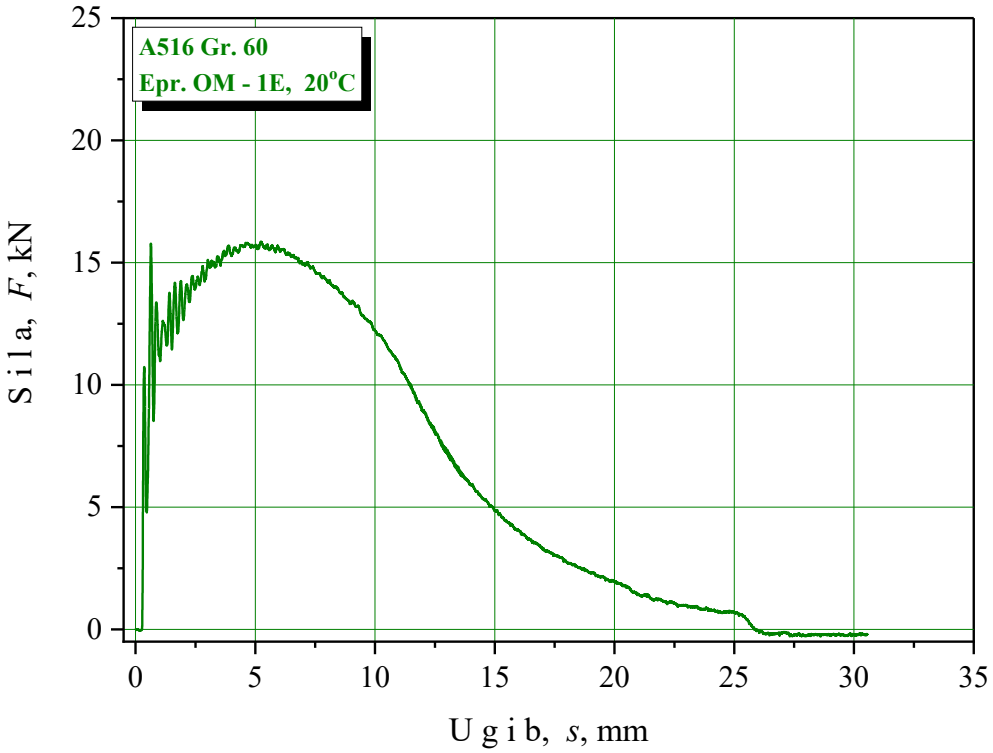
б)

Слика 2.12. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 3D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

А5: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *OM* на 20°C

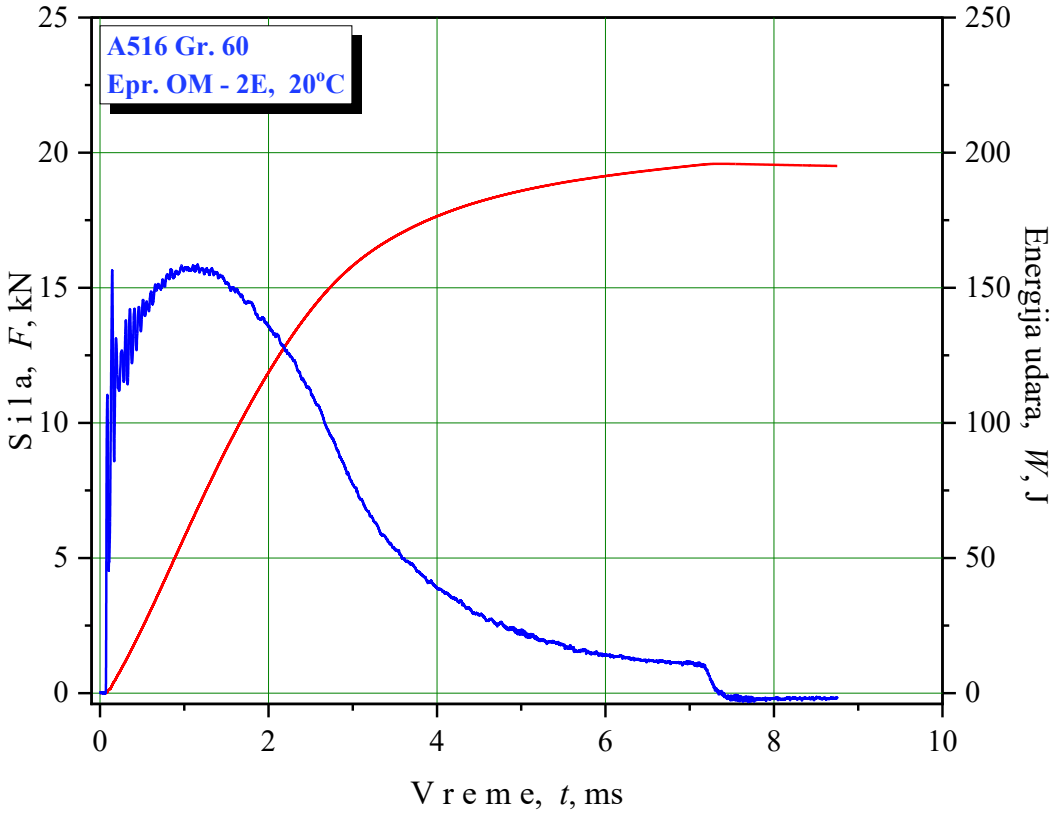


а)

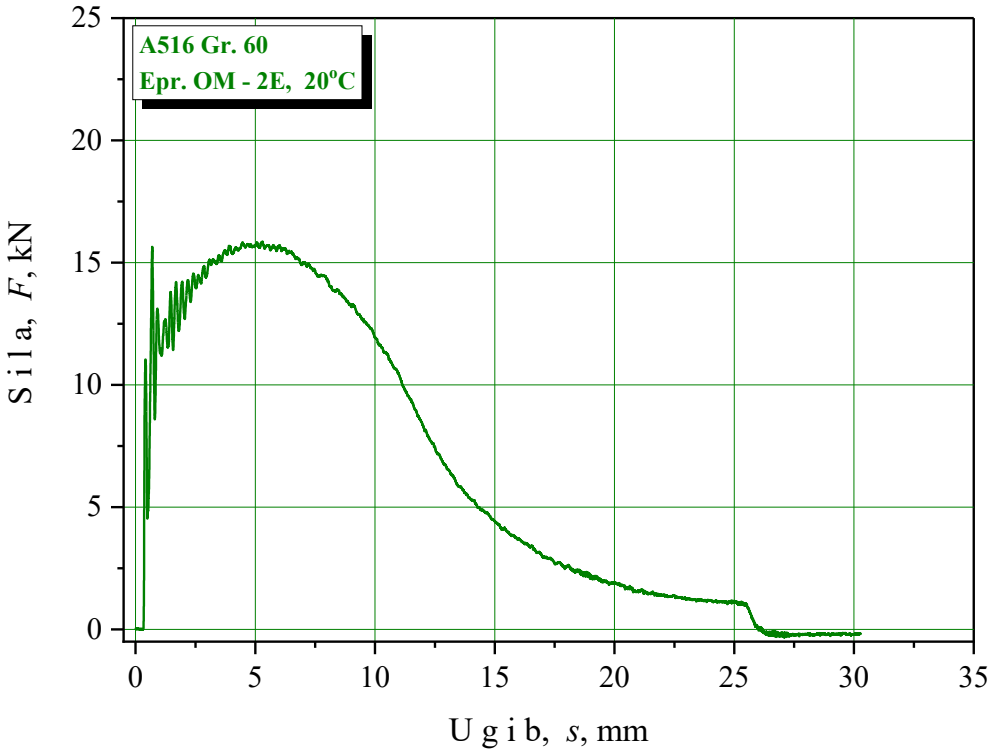


б)

Слика 1.13. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 1E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

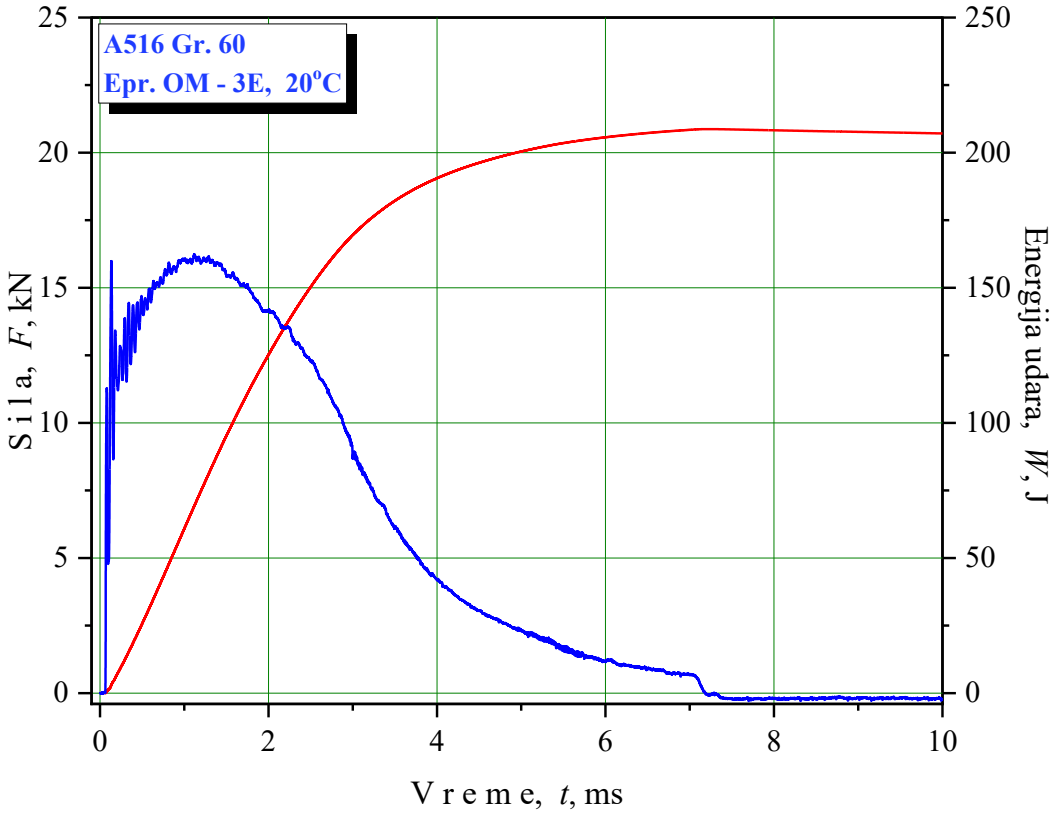


а)

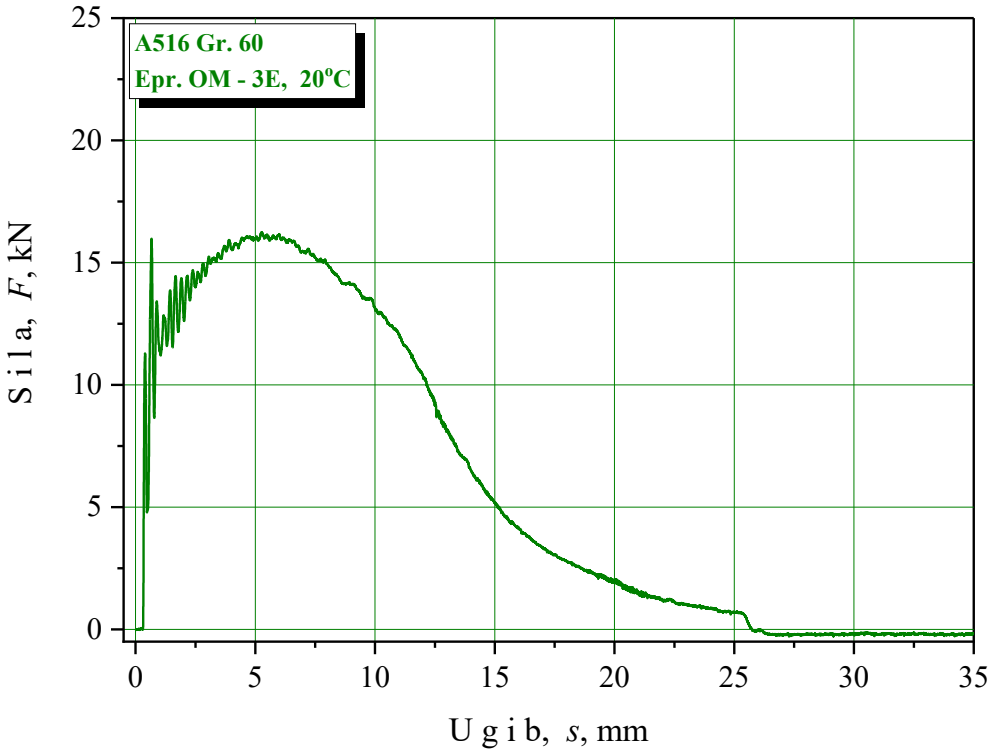


б)

Слика 1.14. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 2E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



а)

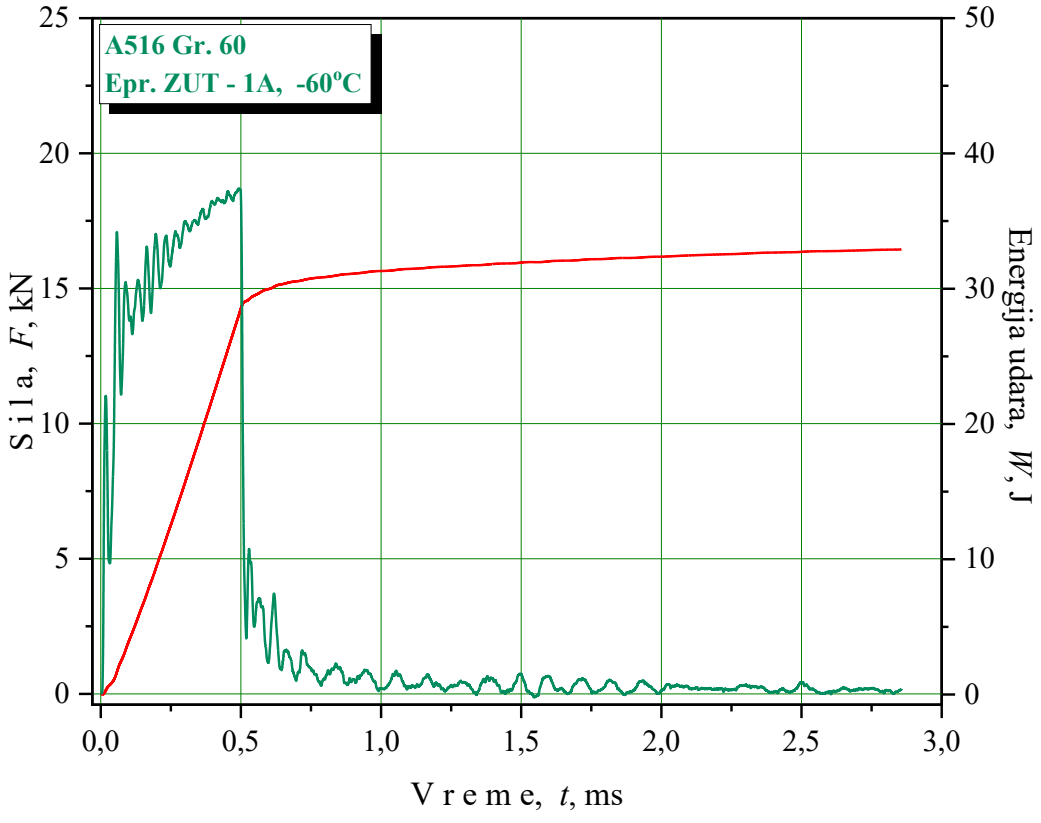


б)

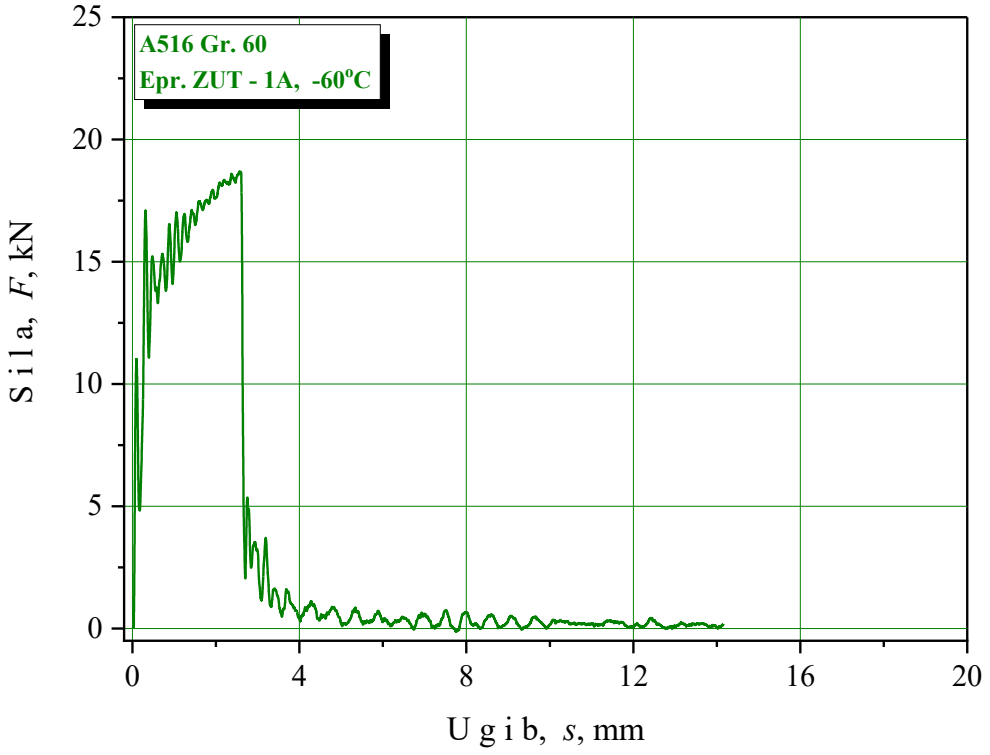
Слика 1.15. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *OM - 3E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Б: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ZUT*

Б1: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ZUT* на -60°C

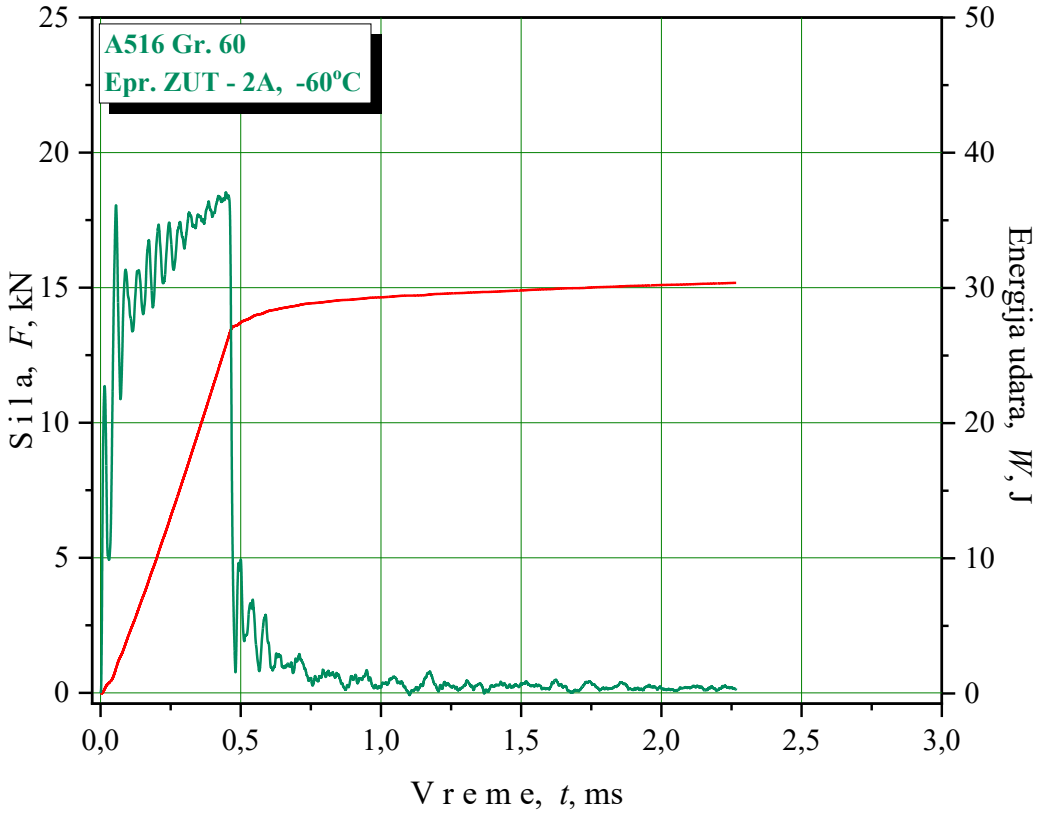


а)

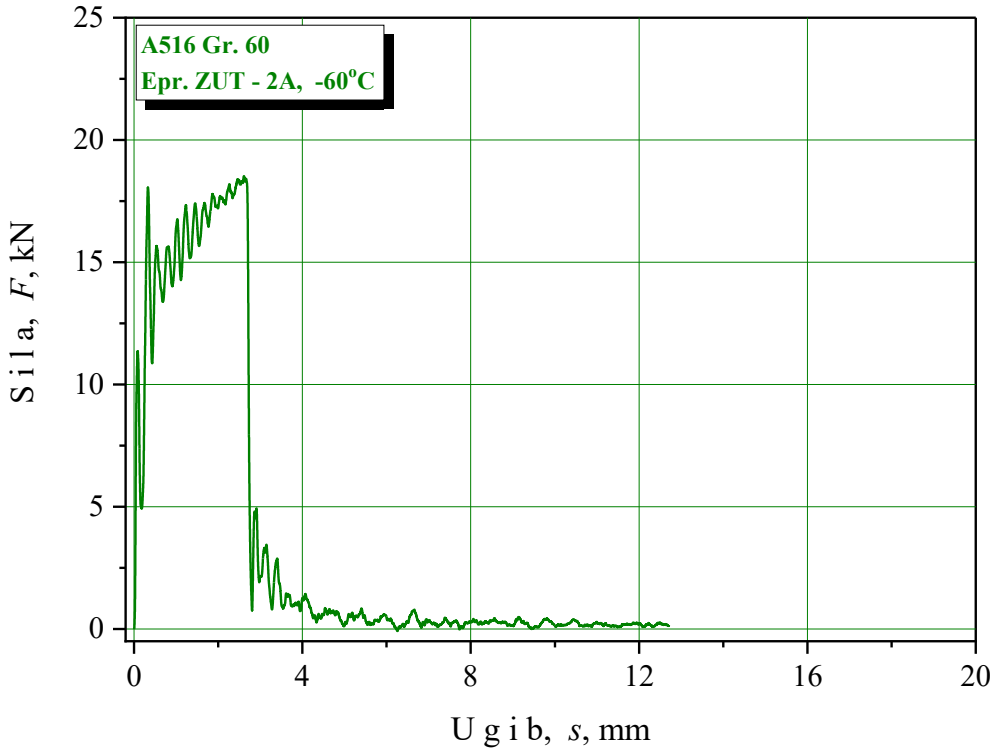


б)

Слика 2.1. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1A*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

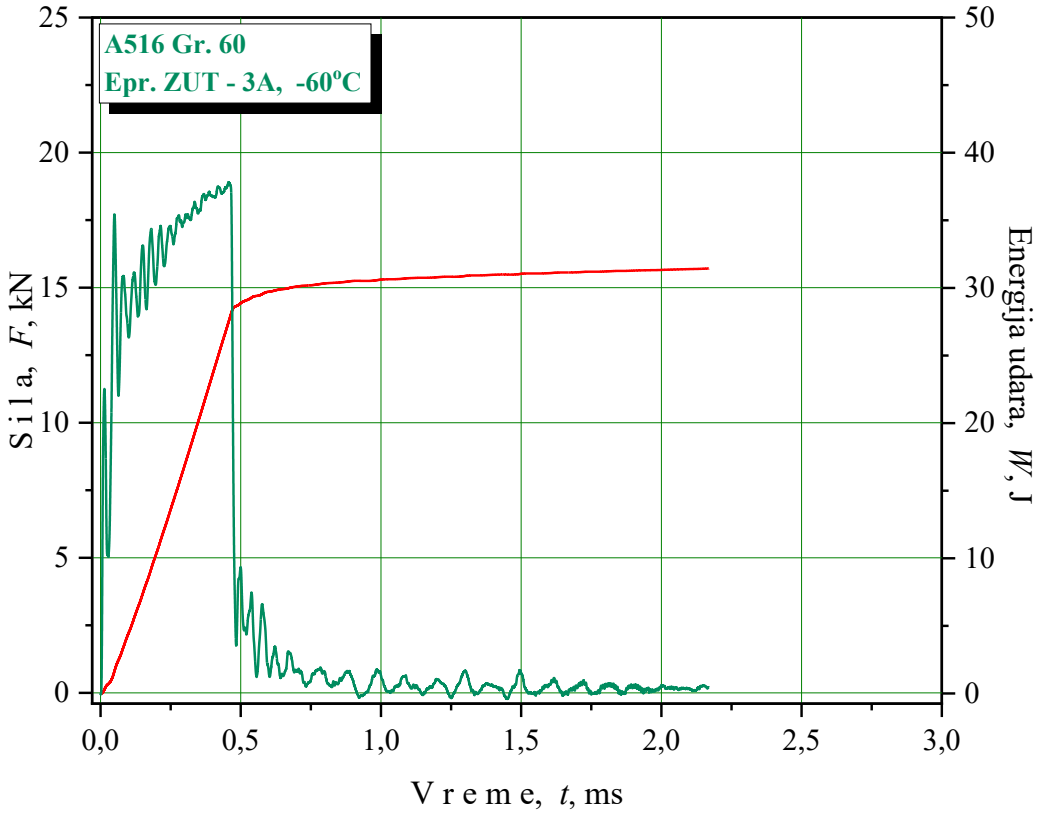


а)

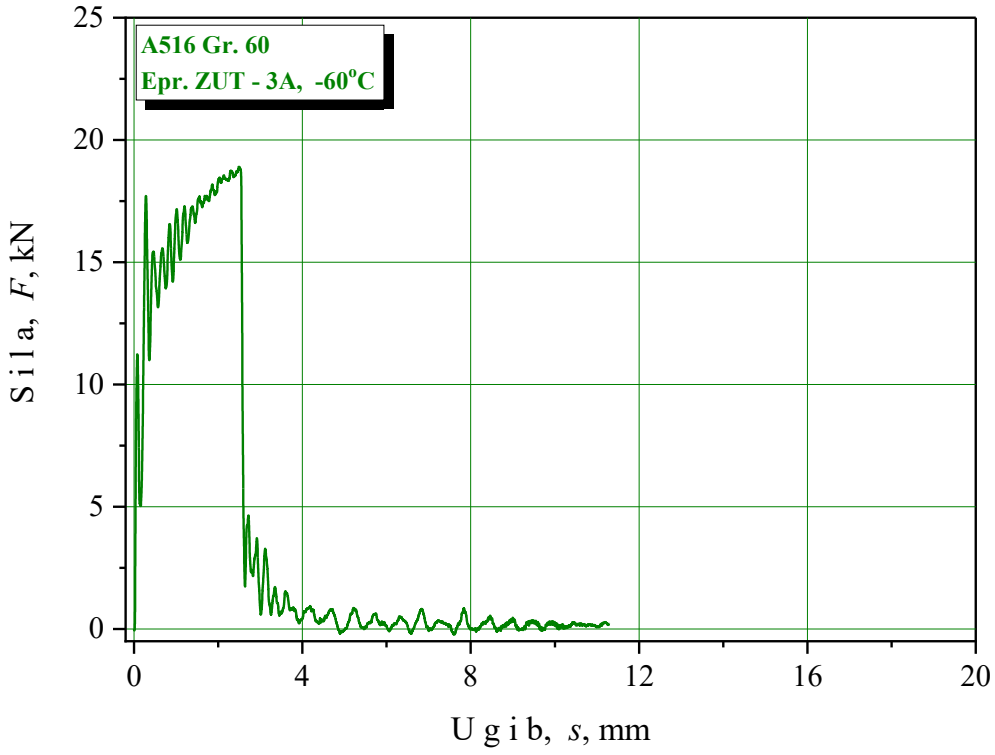


б)

Слика 2.2. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 2A*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



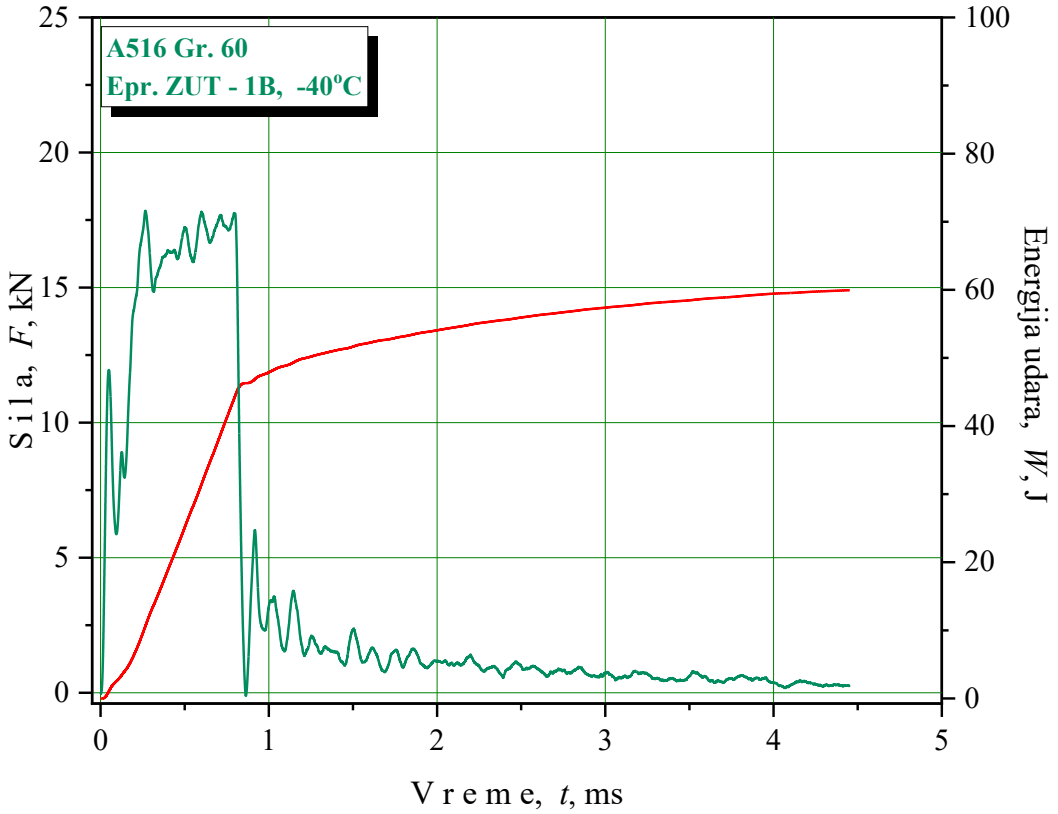
а)



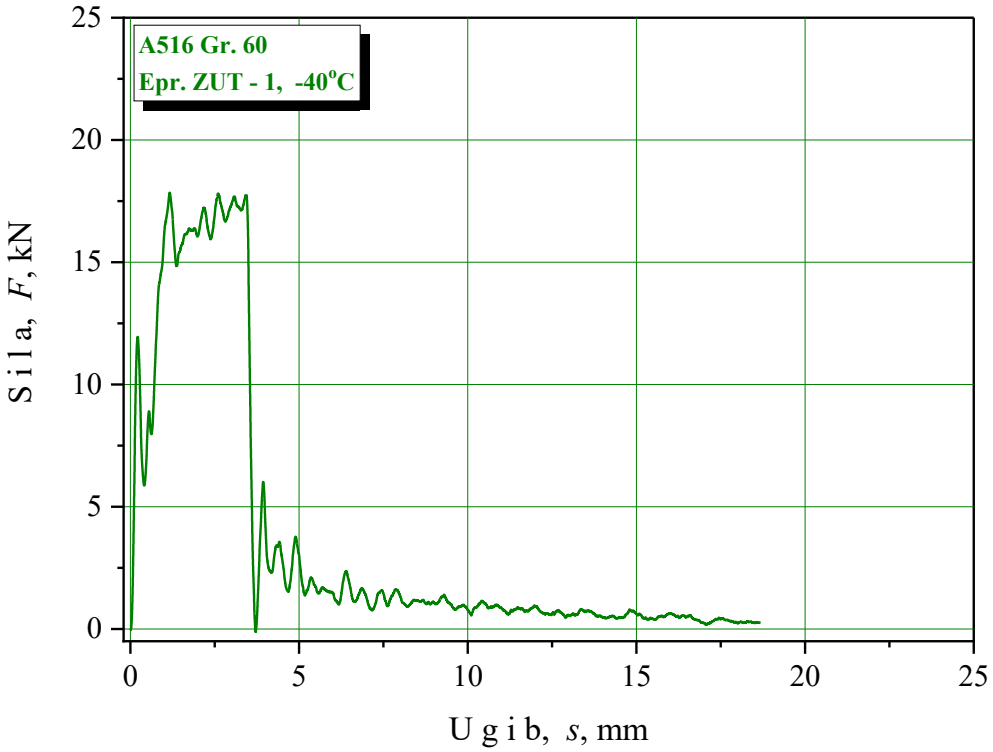
б)

Слика 2.3. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 3A*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Б2: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ZUT* на -40°C

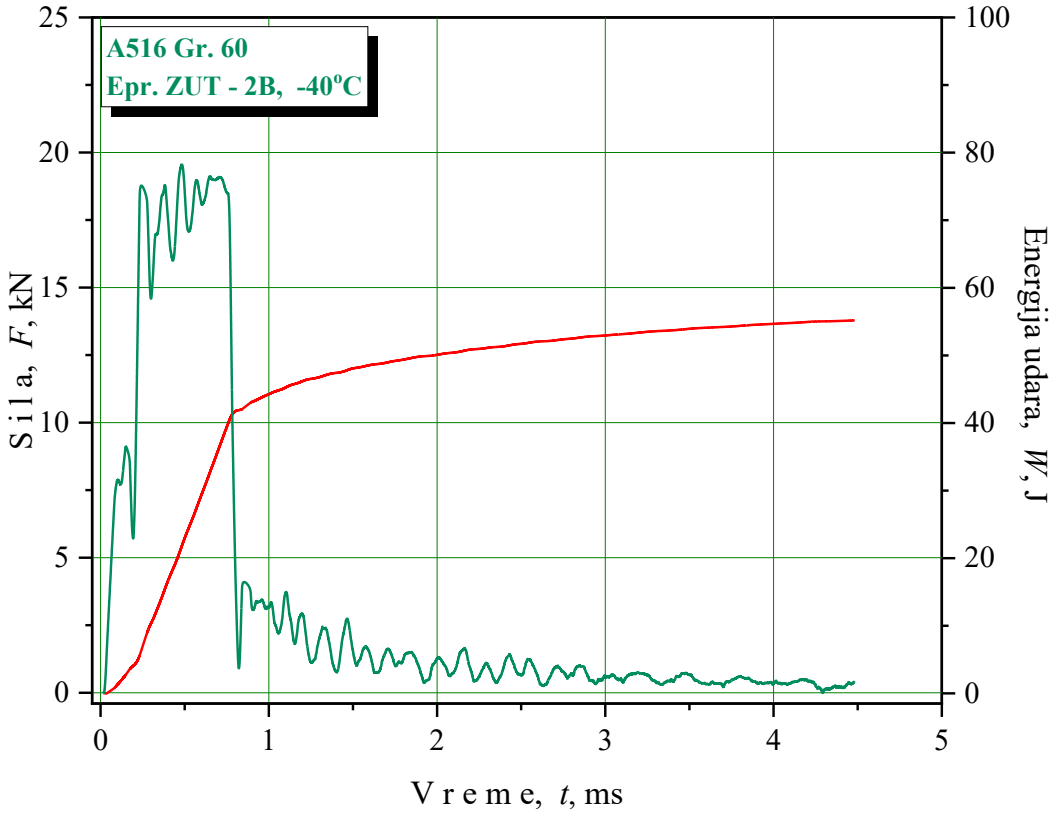


а)

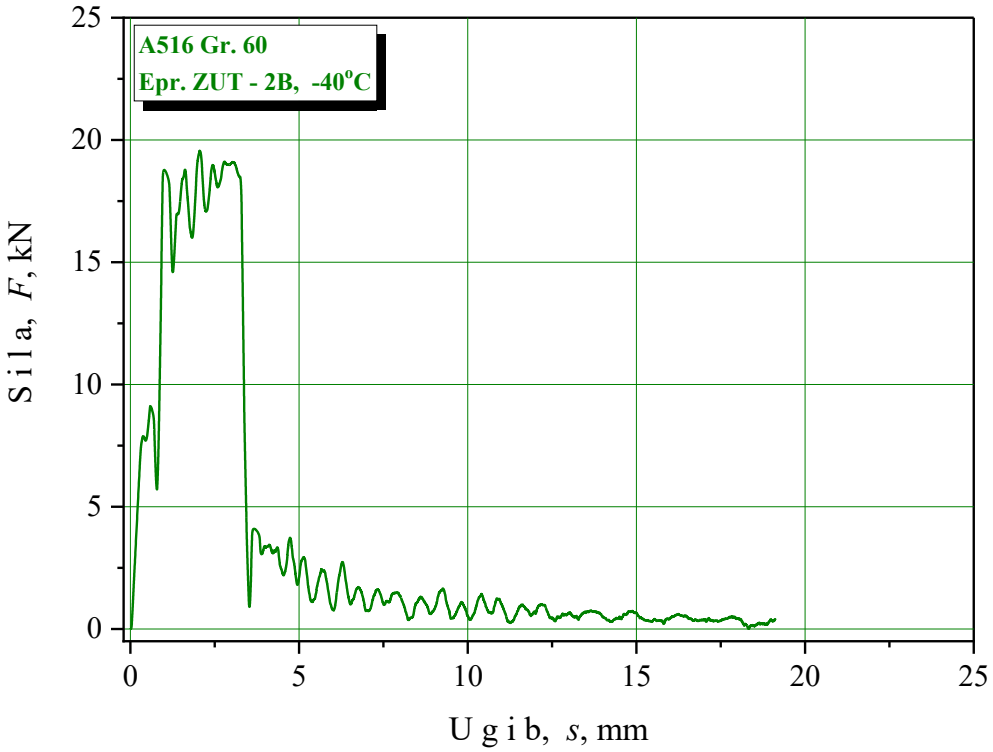


б)

Слика 2.4. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT-1B*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

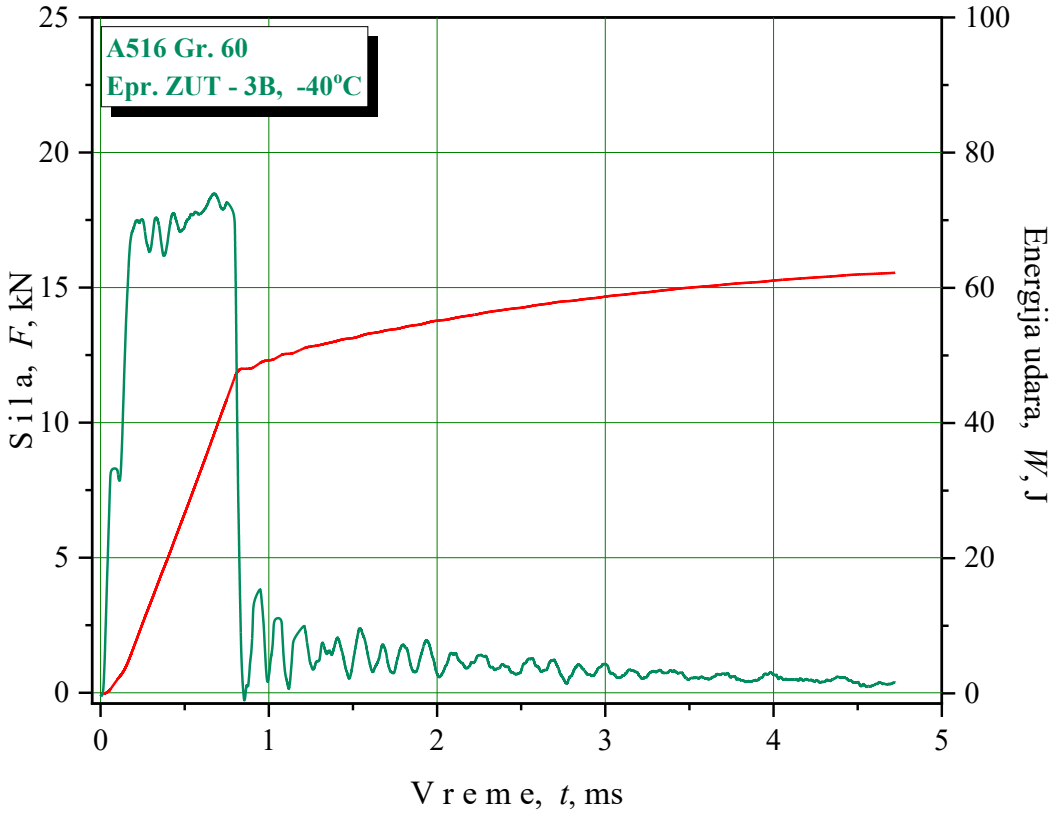


а)

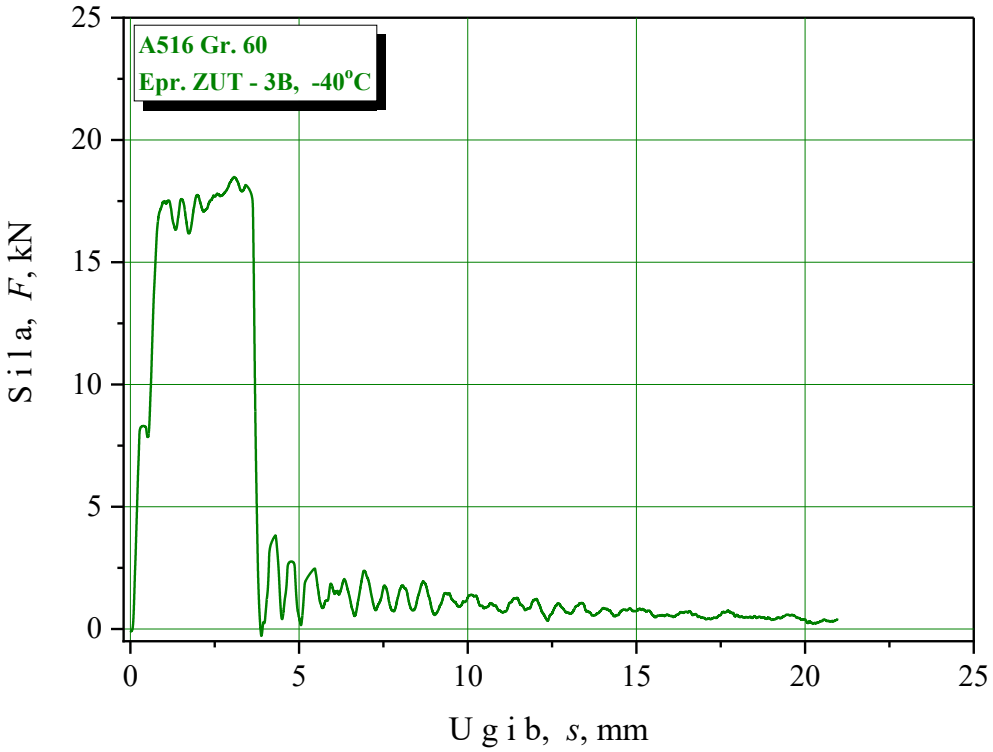


б)

Слика 2.5. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 2B*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



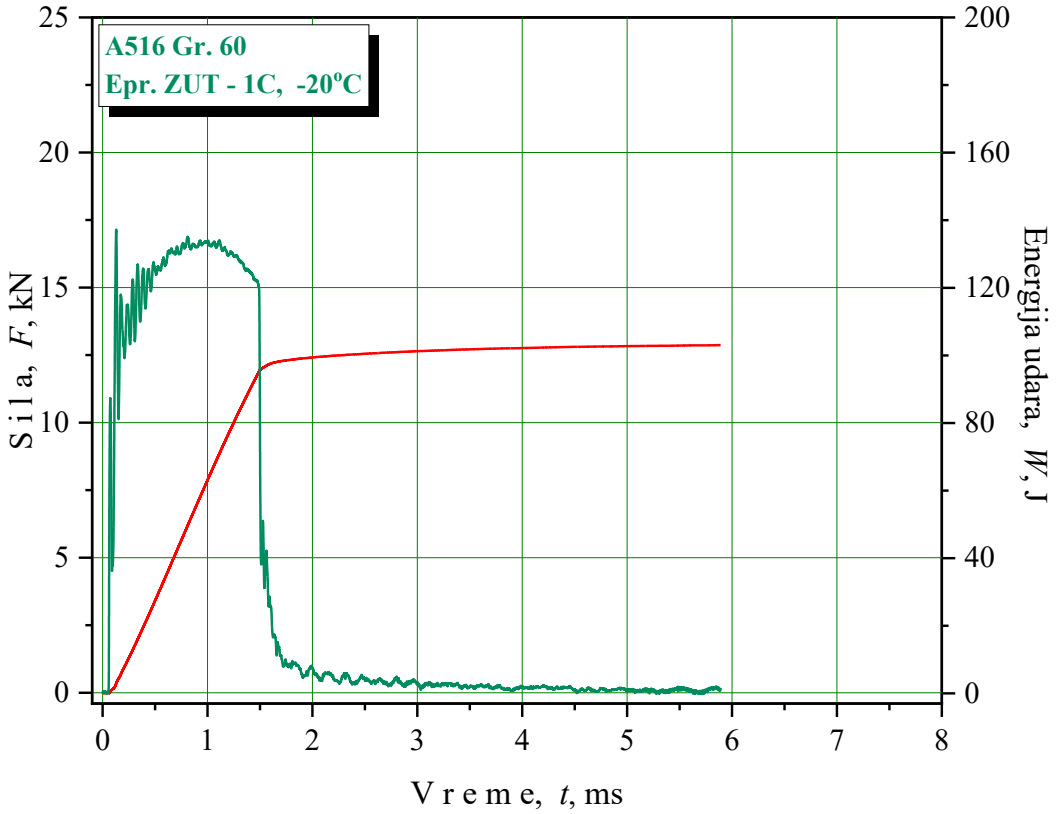
а)



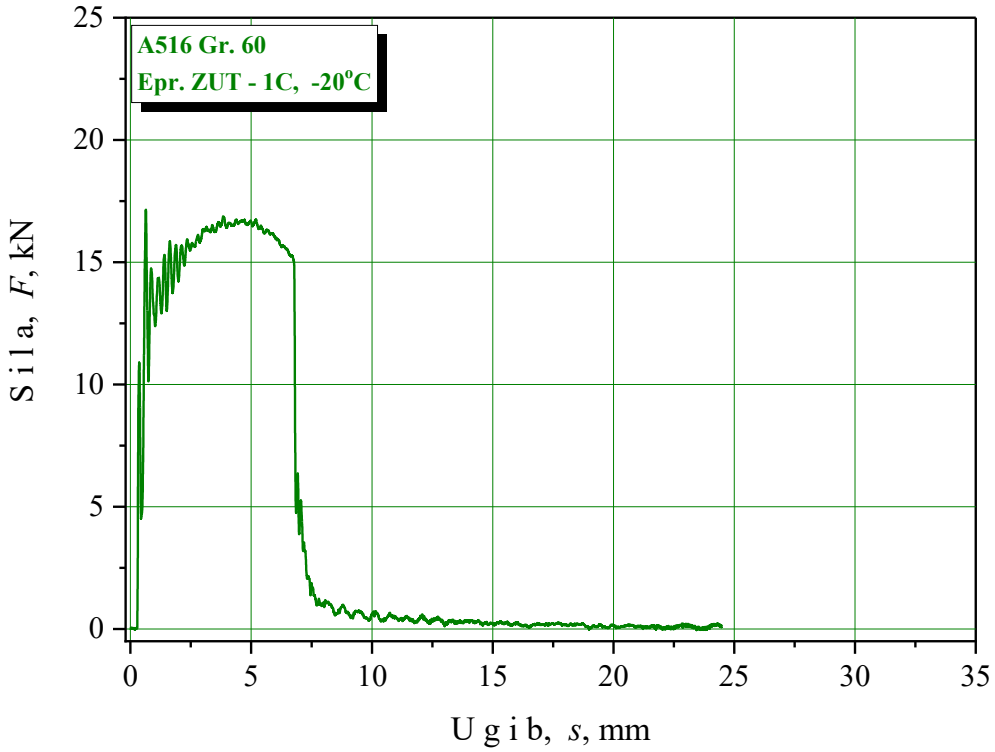
б)

Слика 2.6. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 3B*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Б3: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ZUT* на -20°C

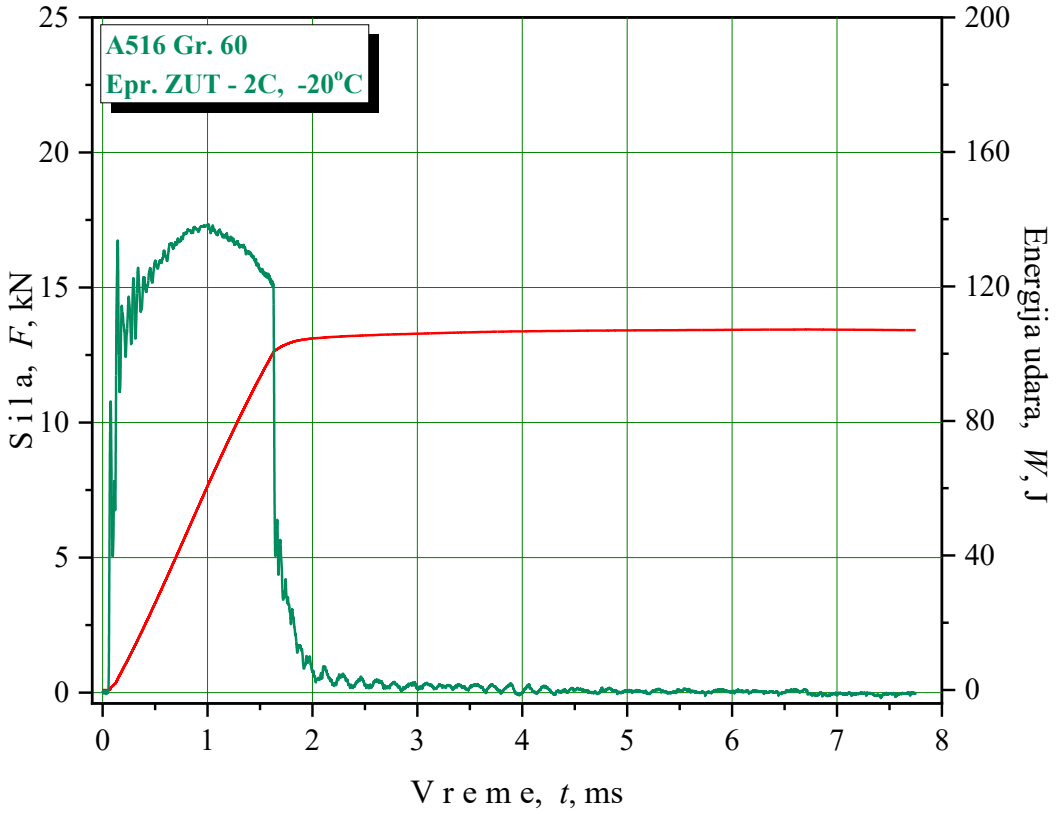


а)

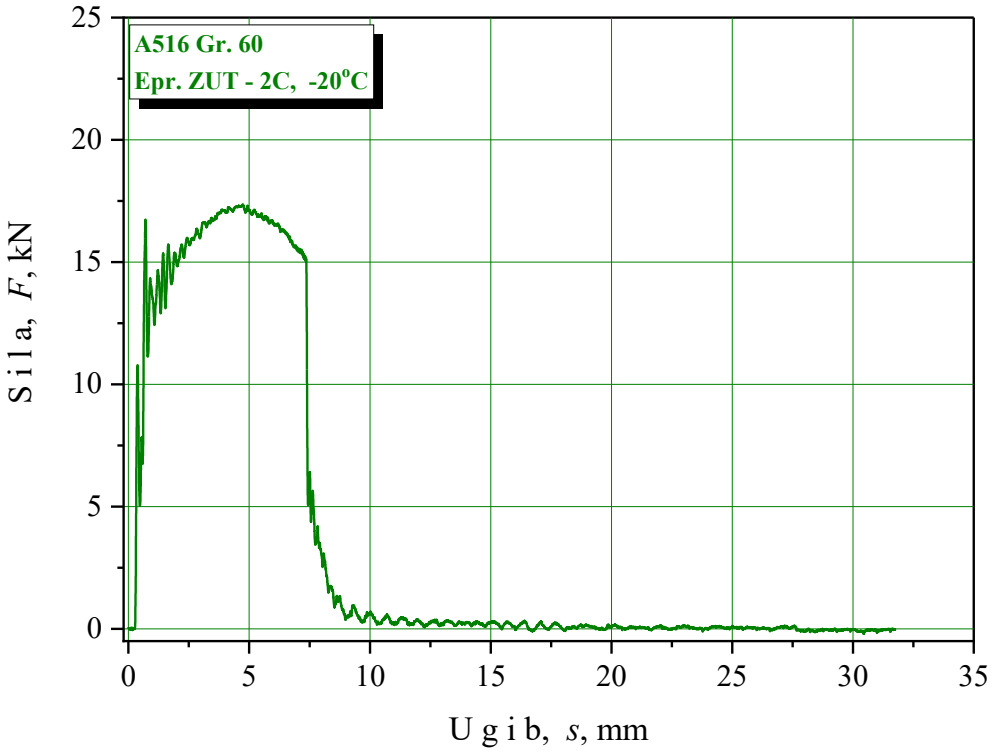


б)

Слика 2.7. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT-1C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

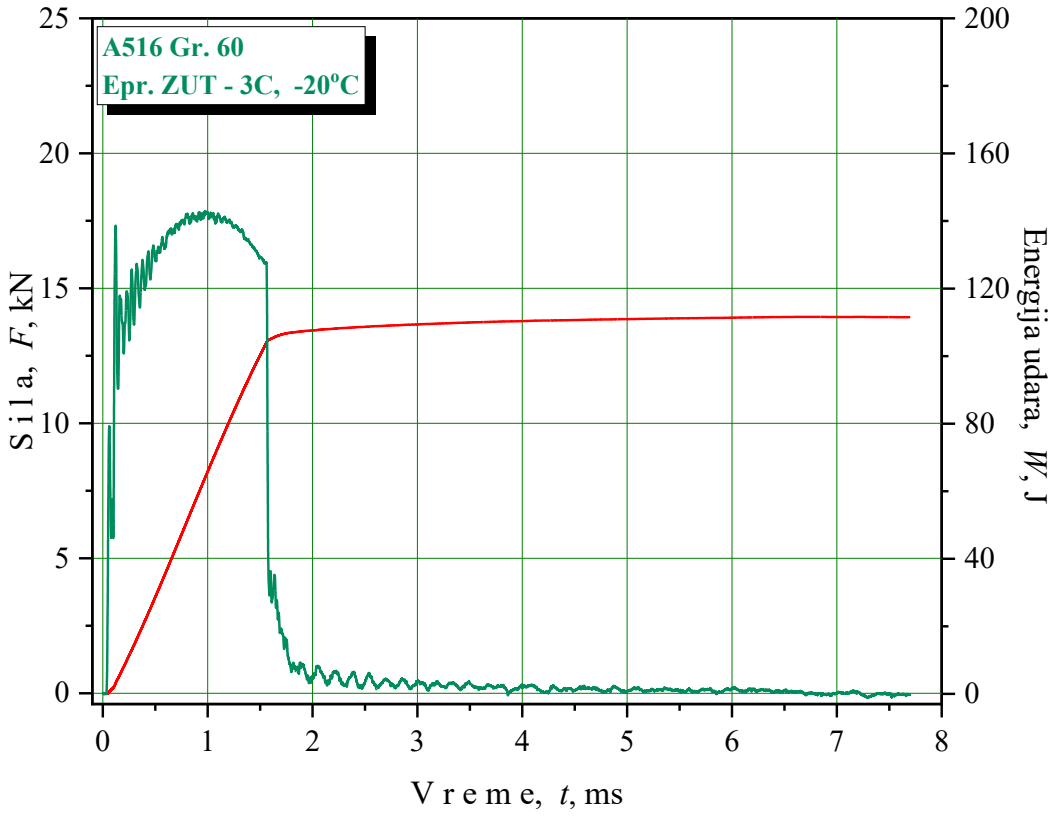


а)

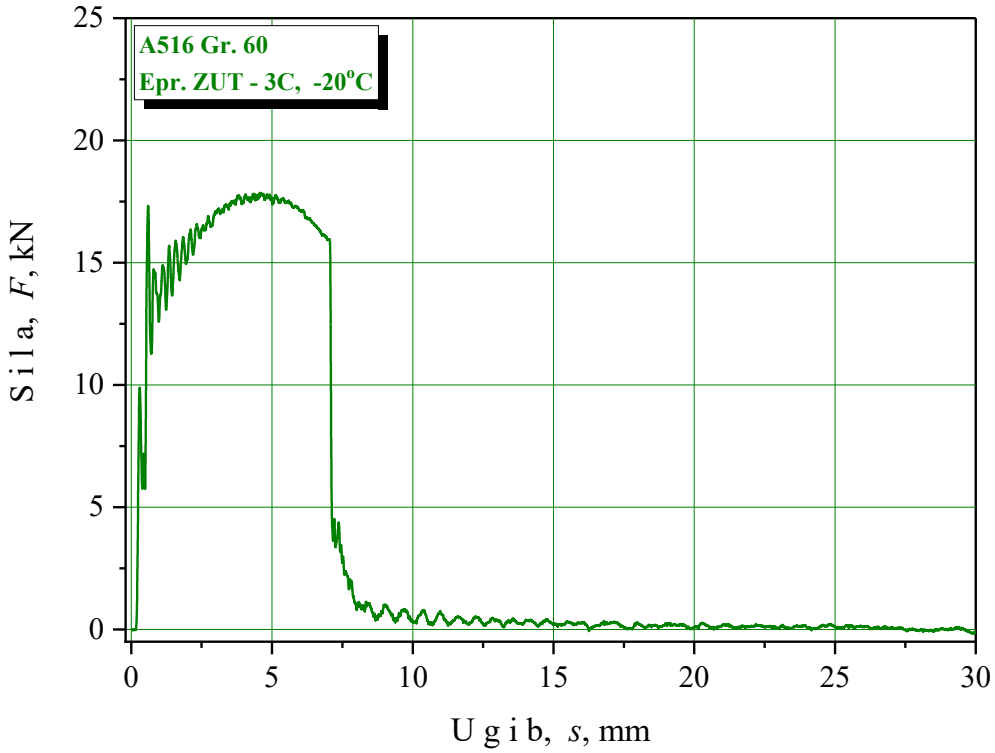


б)

Слика 2.8. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT-2C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



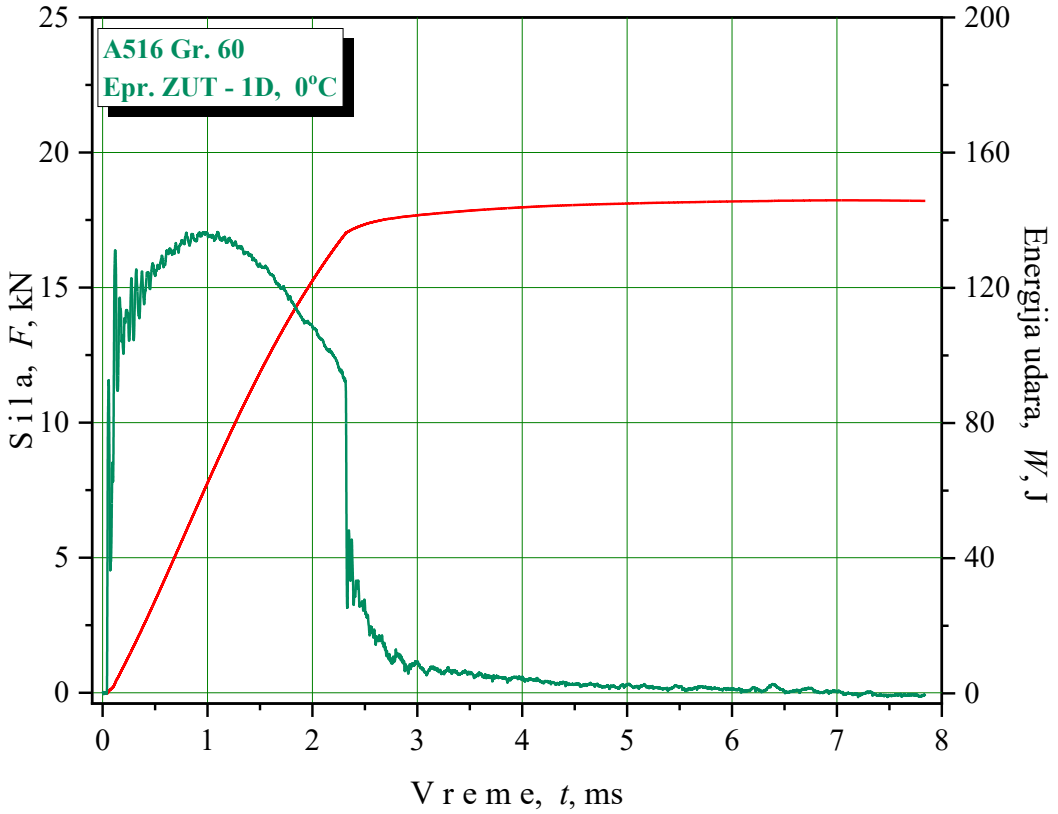
а)



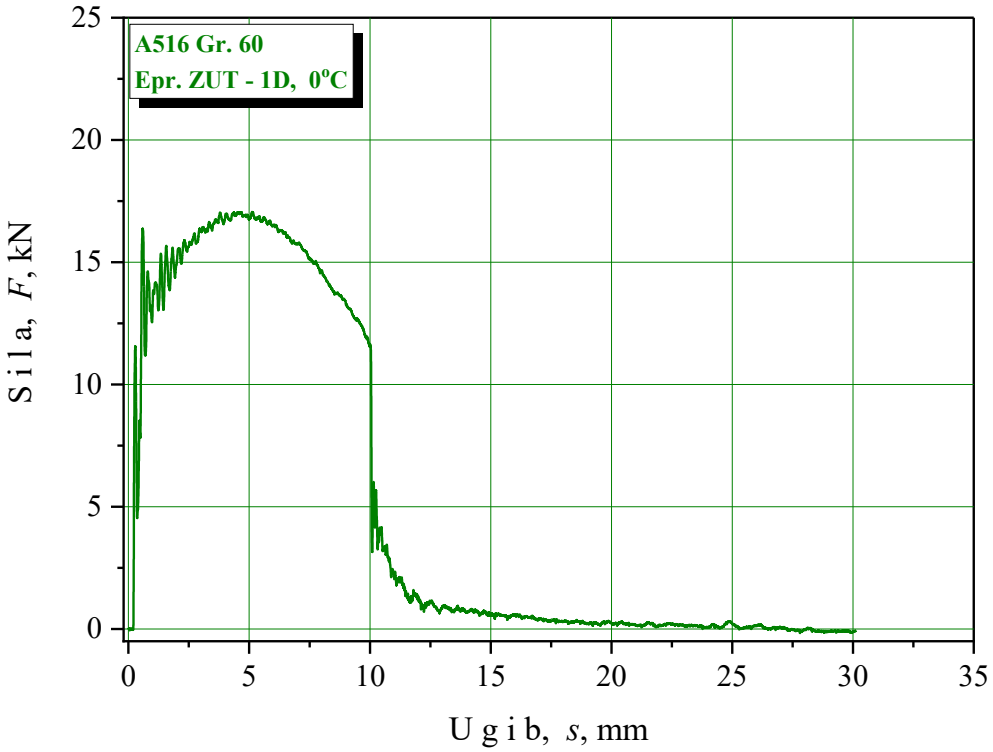
б)

Слика 2.9. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 3C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Б4: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ZUT* на 0°C

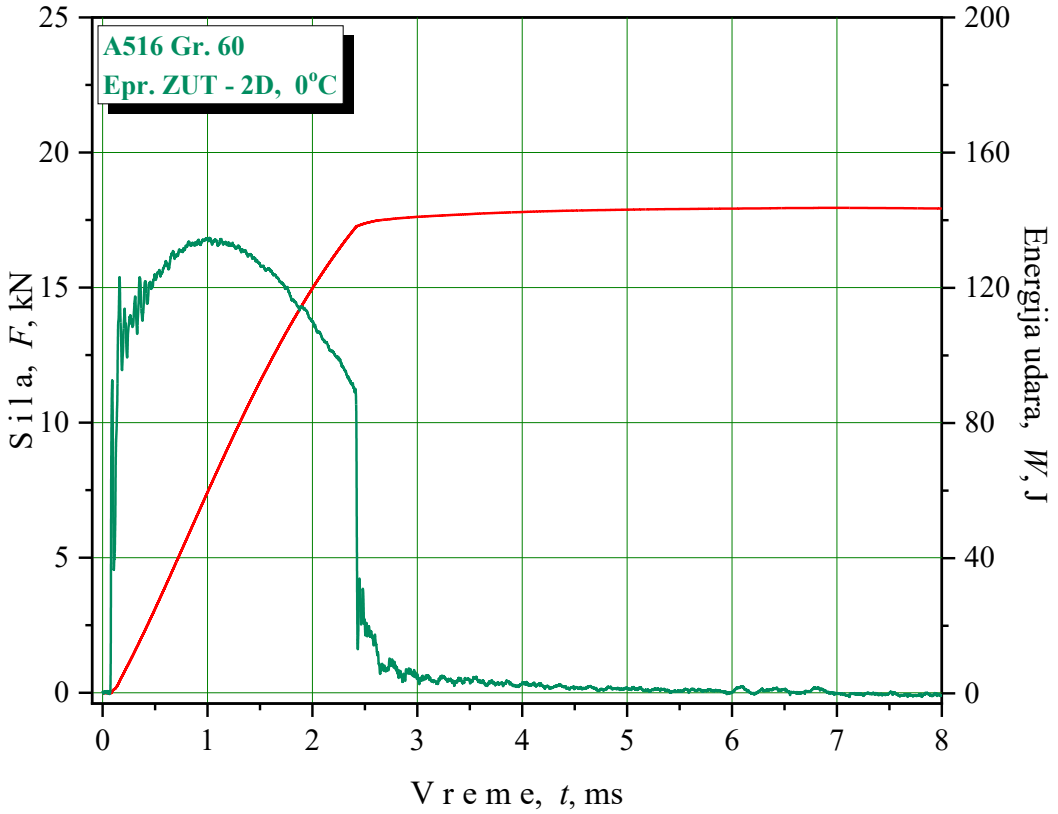


а)

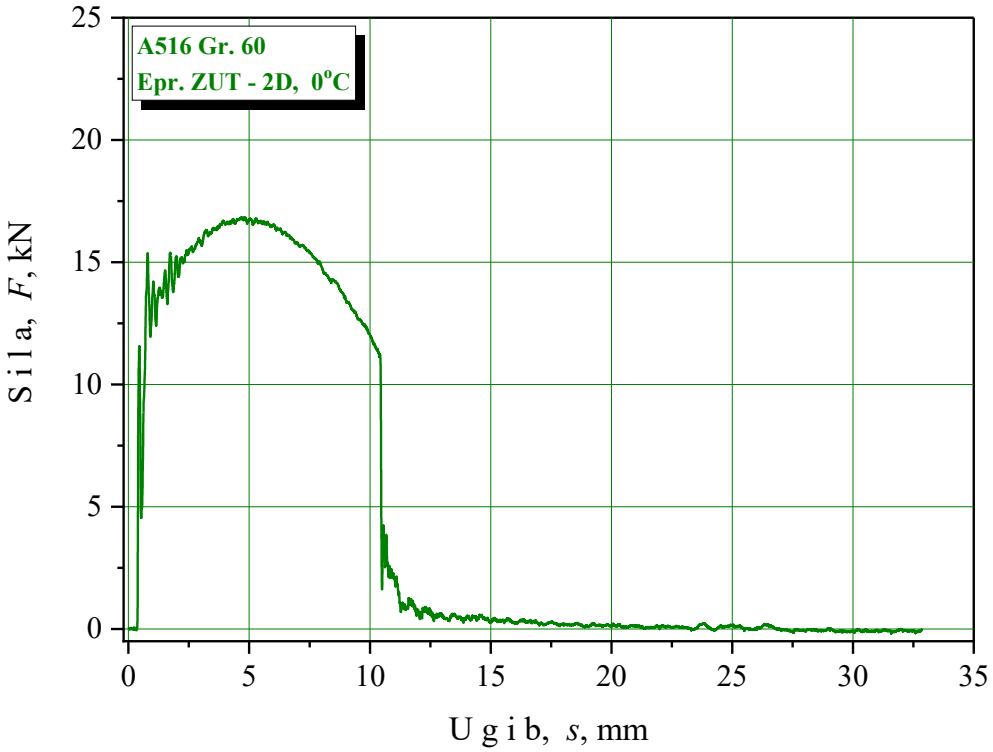


б)

Слика 2.10. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

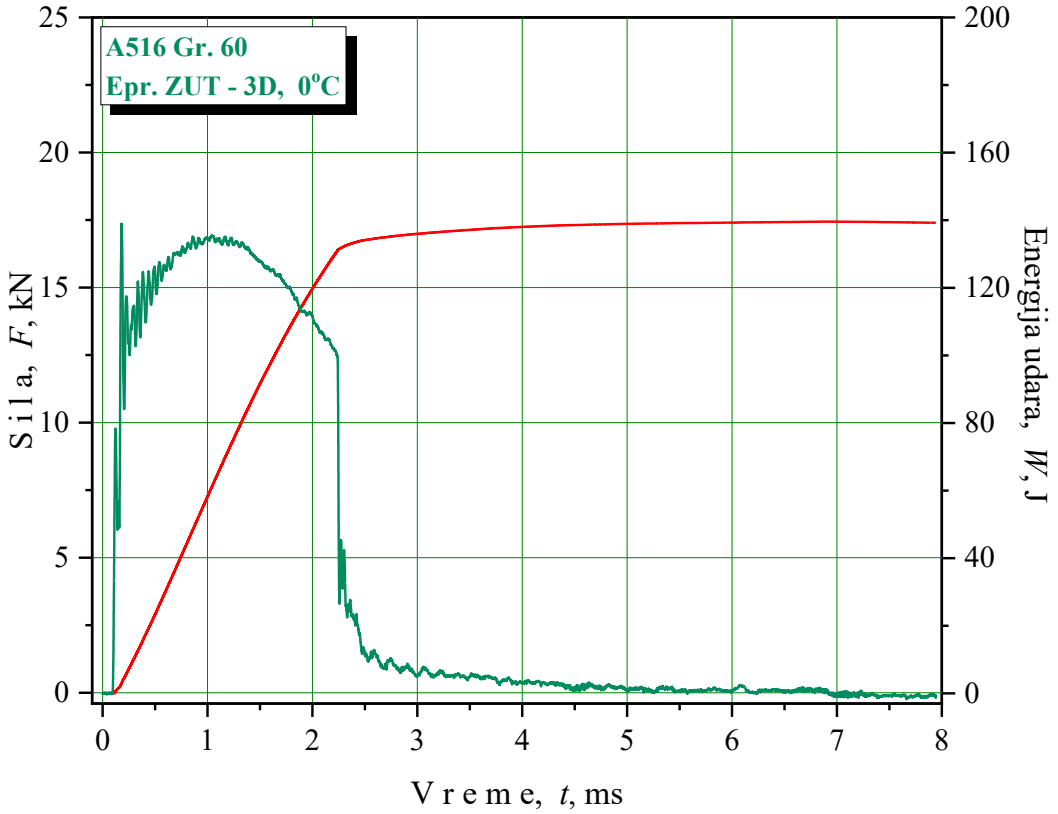


а)

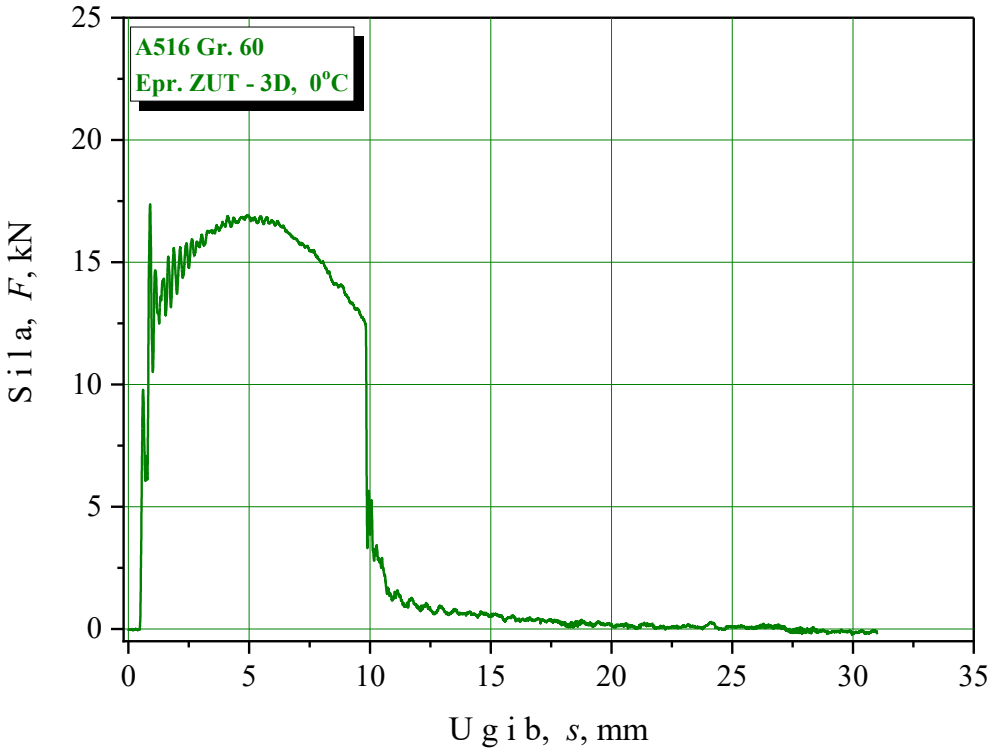


б)

Слика 2.11. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 2D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



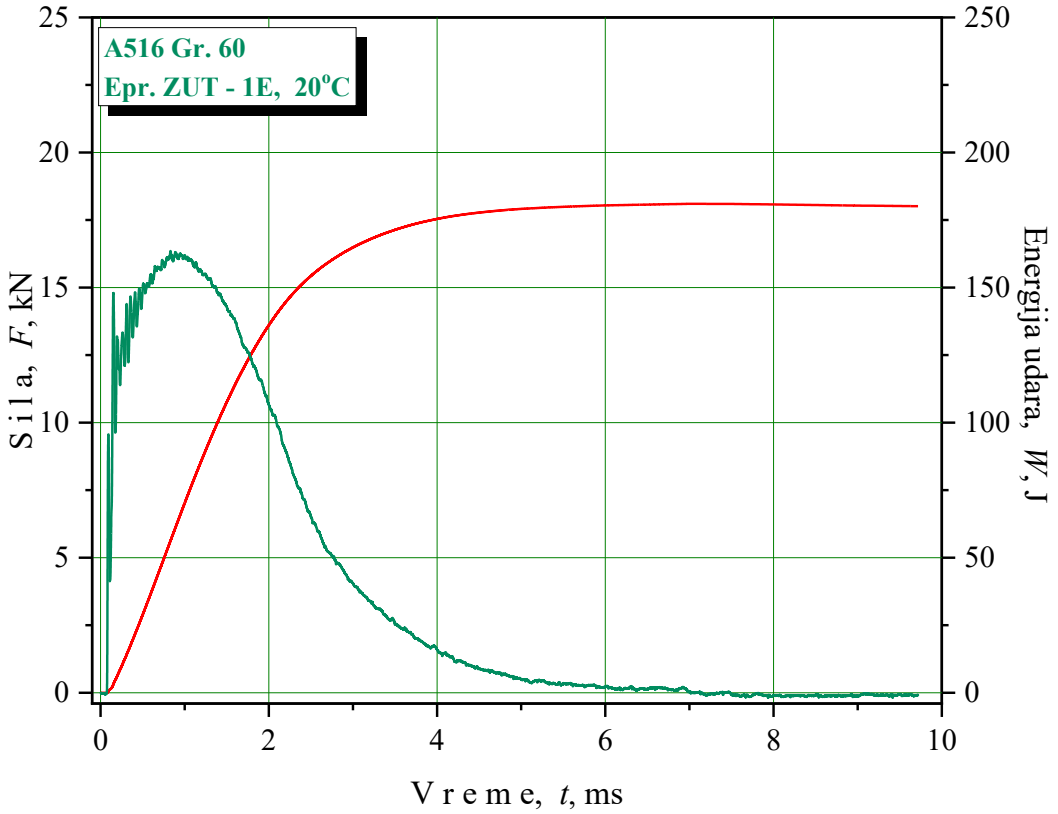
а)



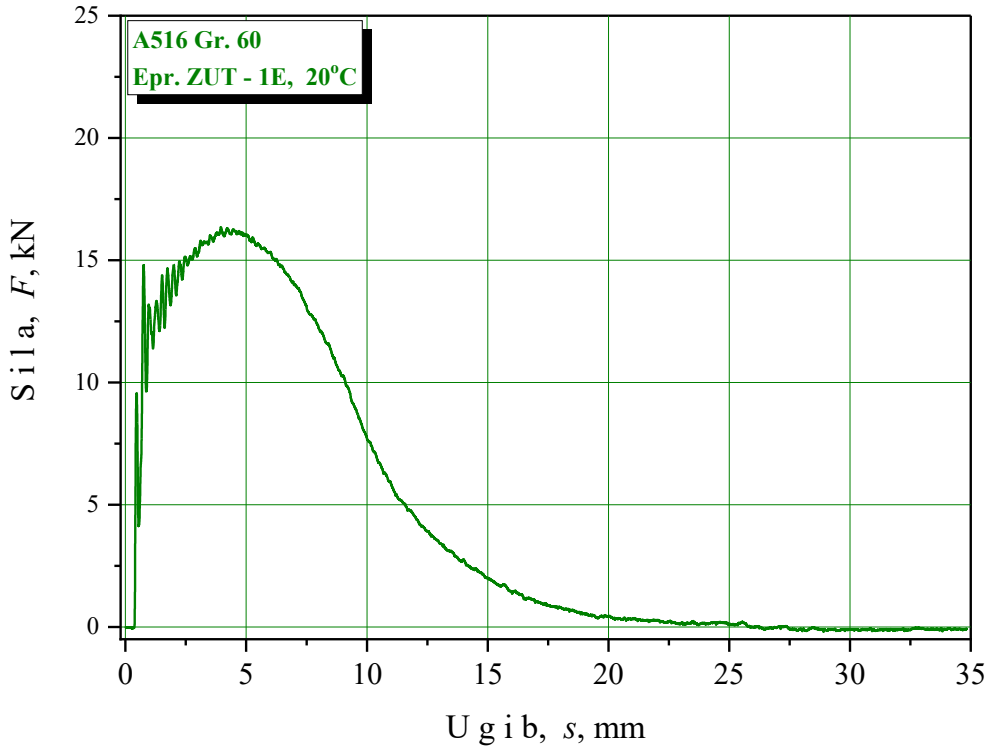
б)

Слика 2.12. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 3D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Б5: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *ZUT* на 20°C

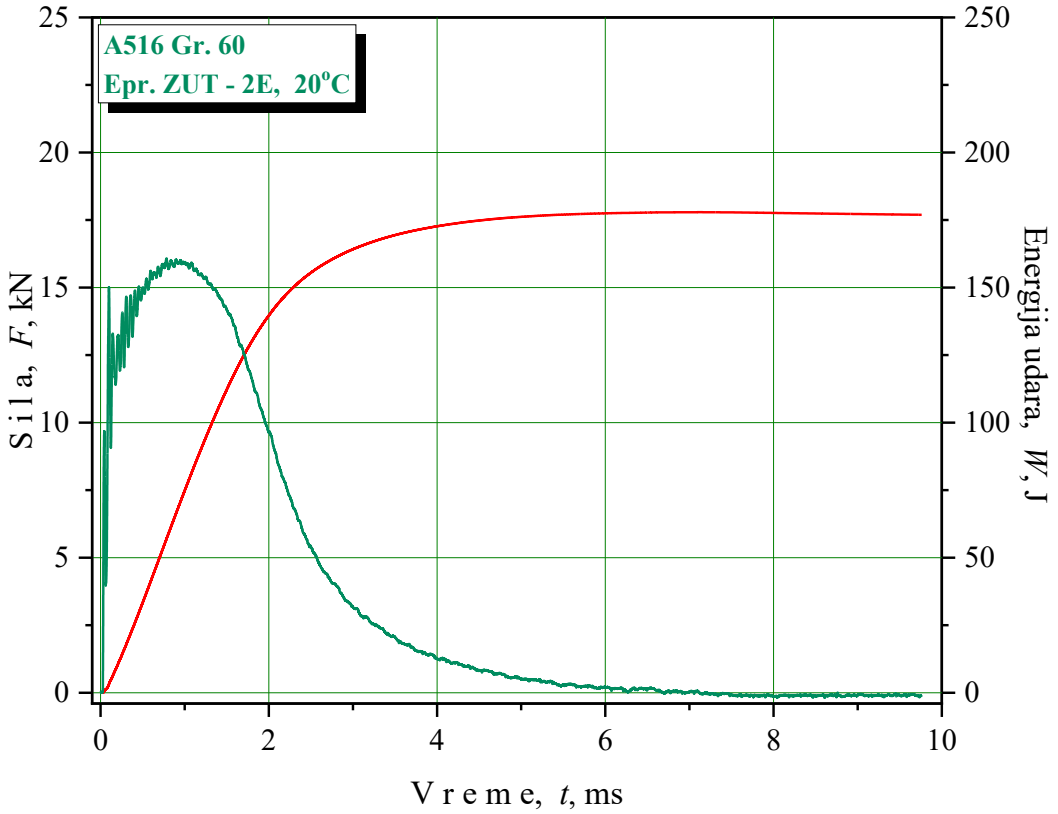


а)

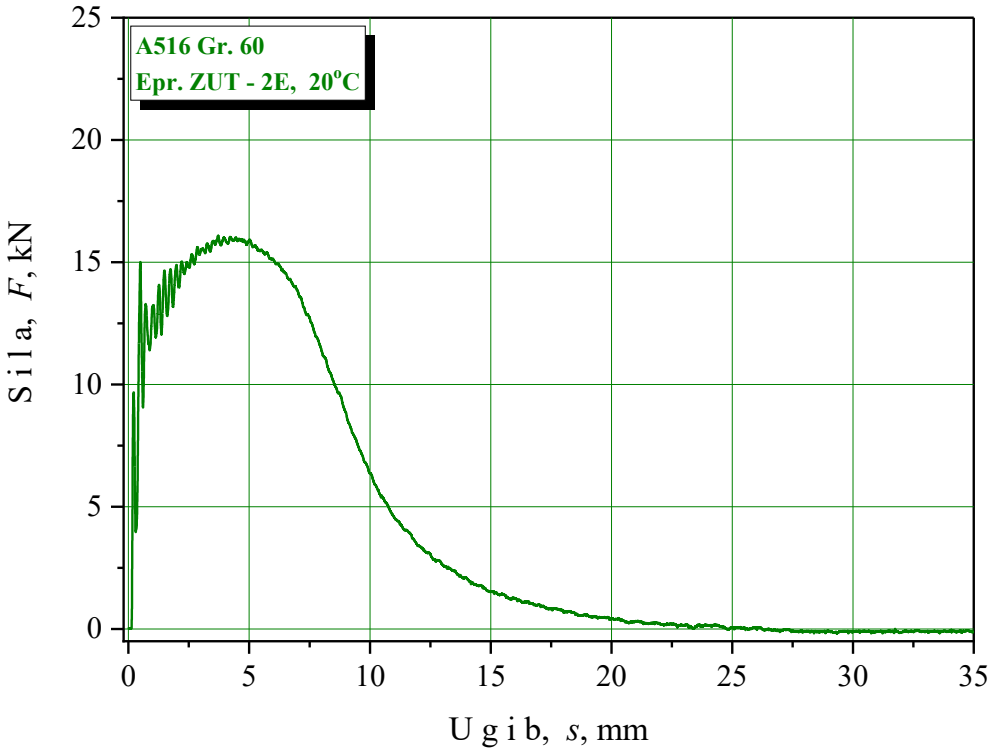


б)

Слика 2.13. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 1E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

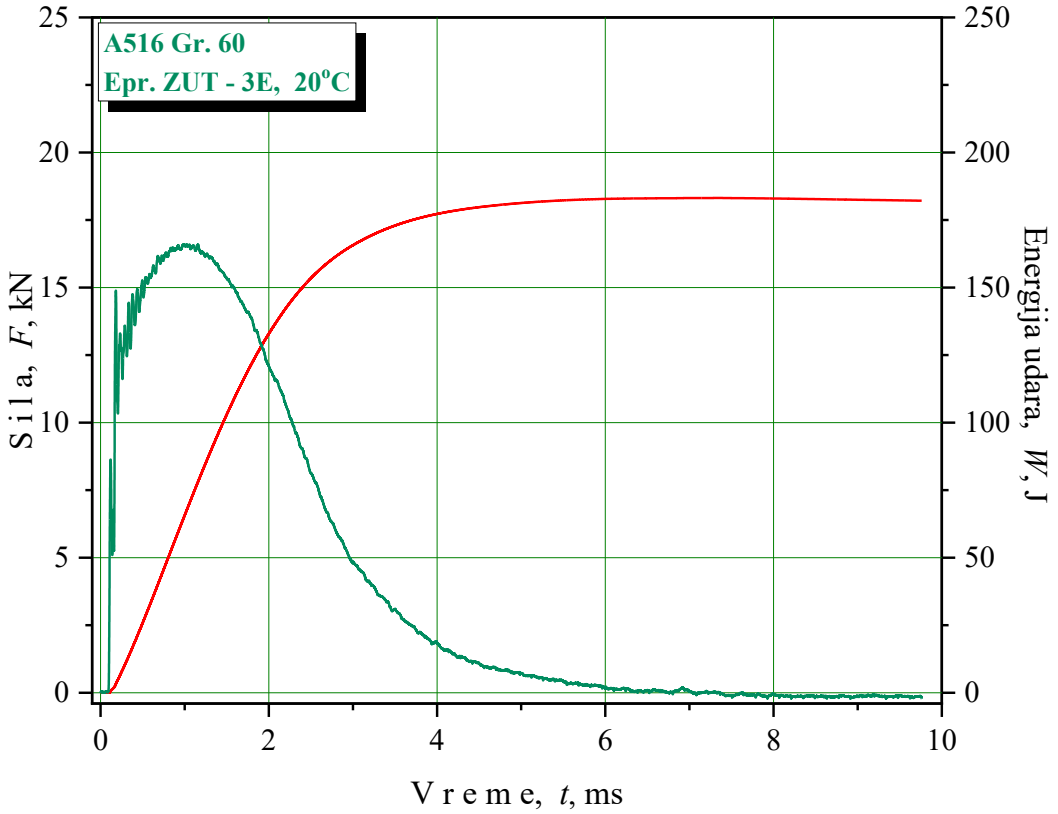


а)

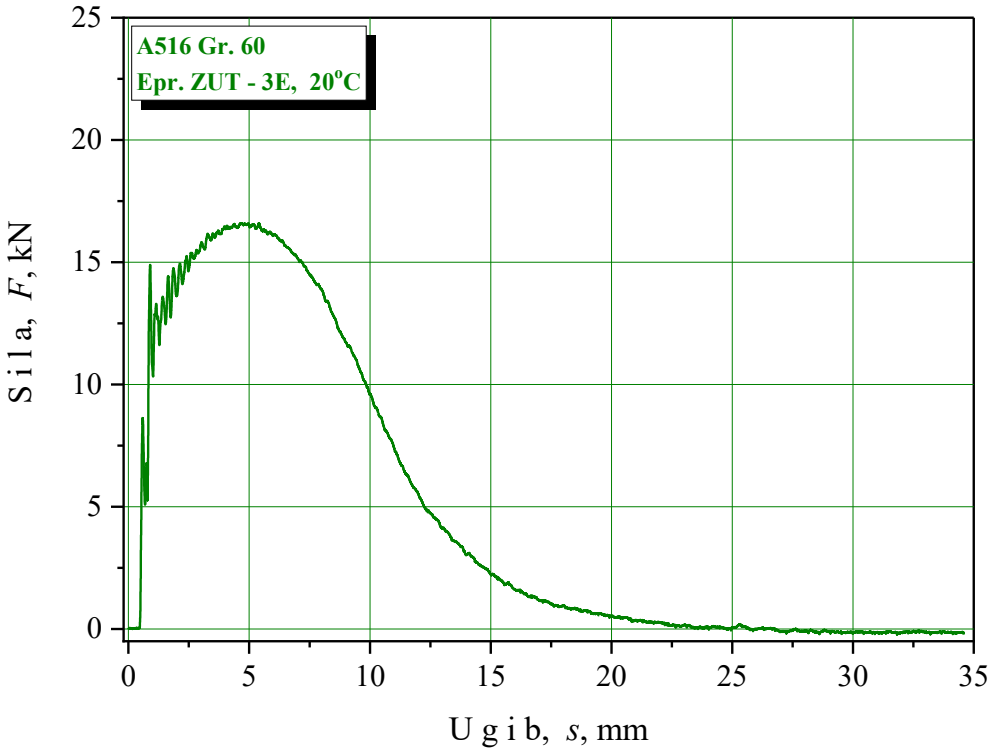


б)

Слика 2.14. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 2E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



а)

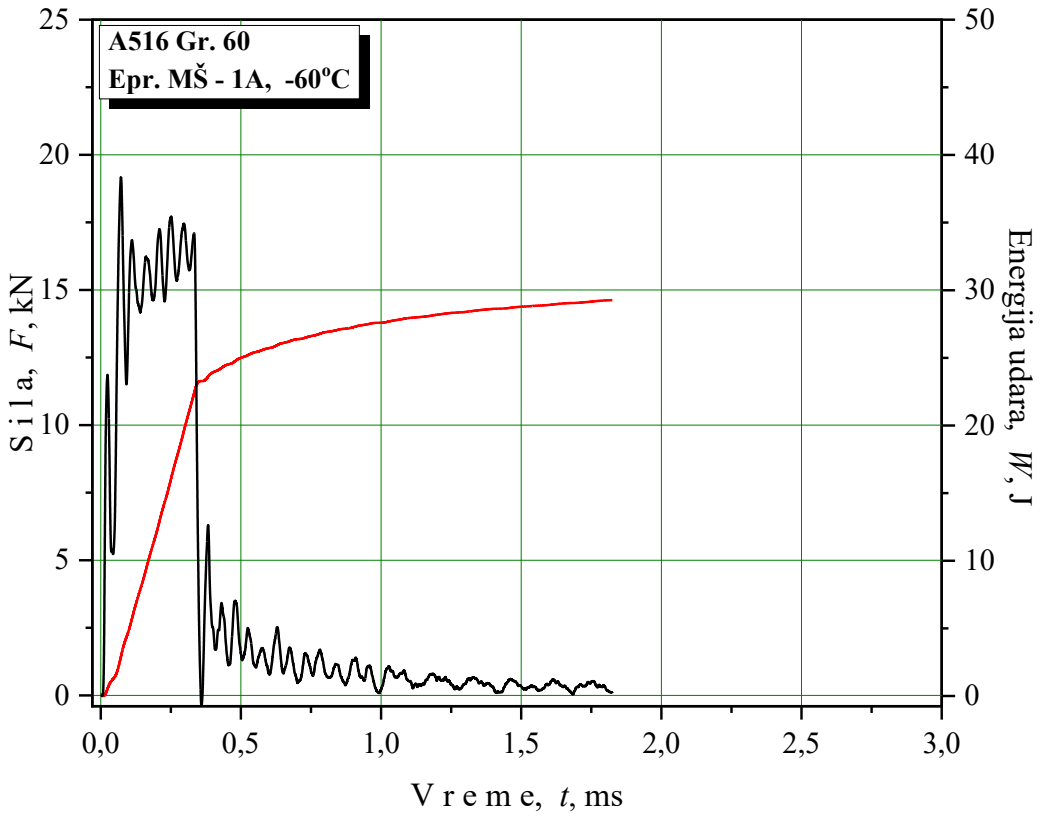


б)

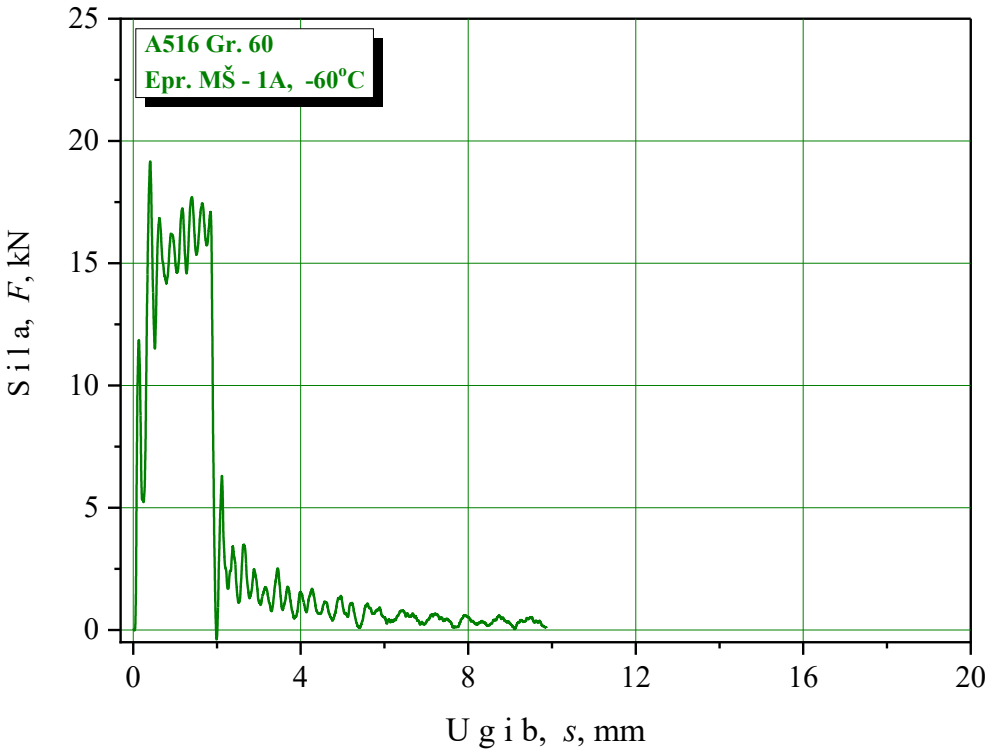
Slika 2.15. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *ZUT - 3E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Ц: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *МШ*

Ц1: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *МШ* на -60°C

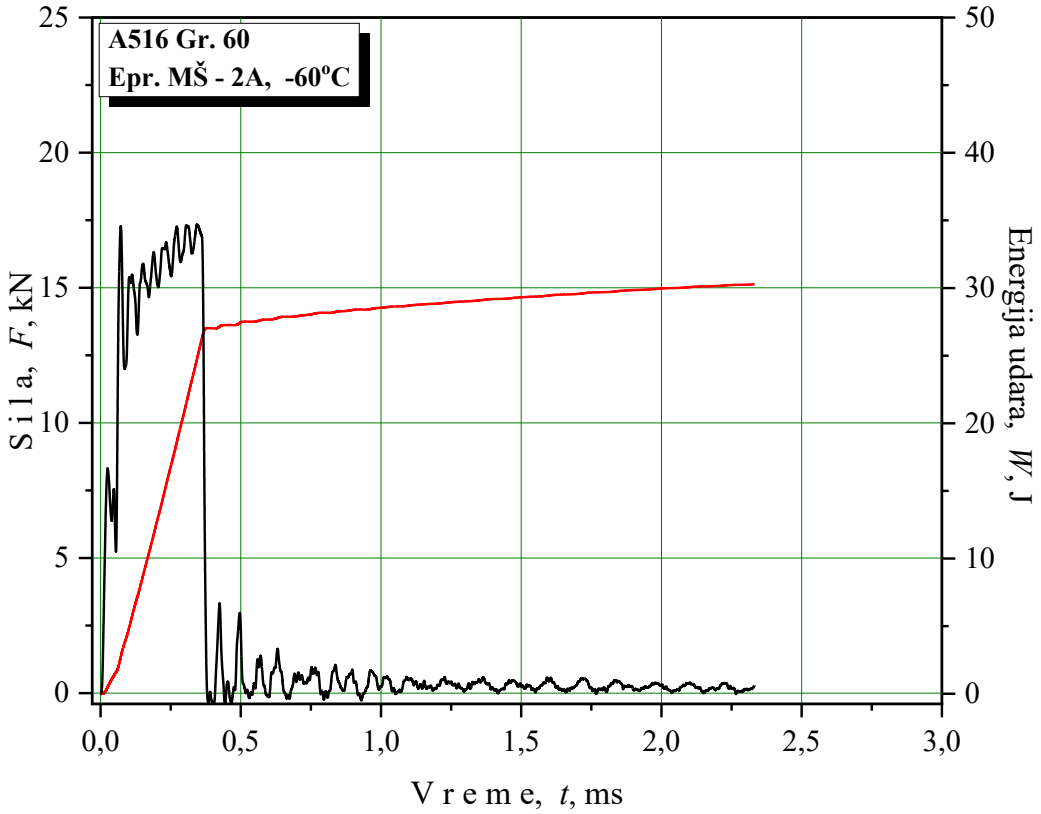


а)

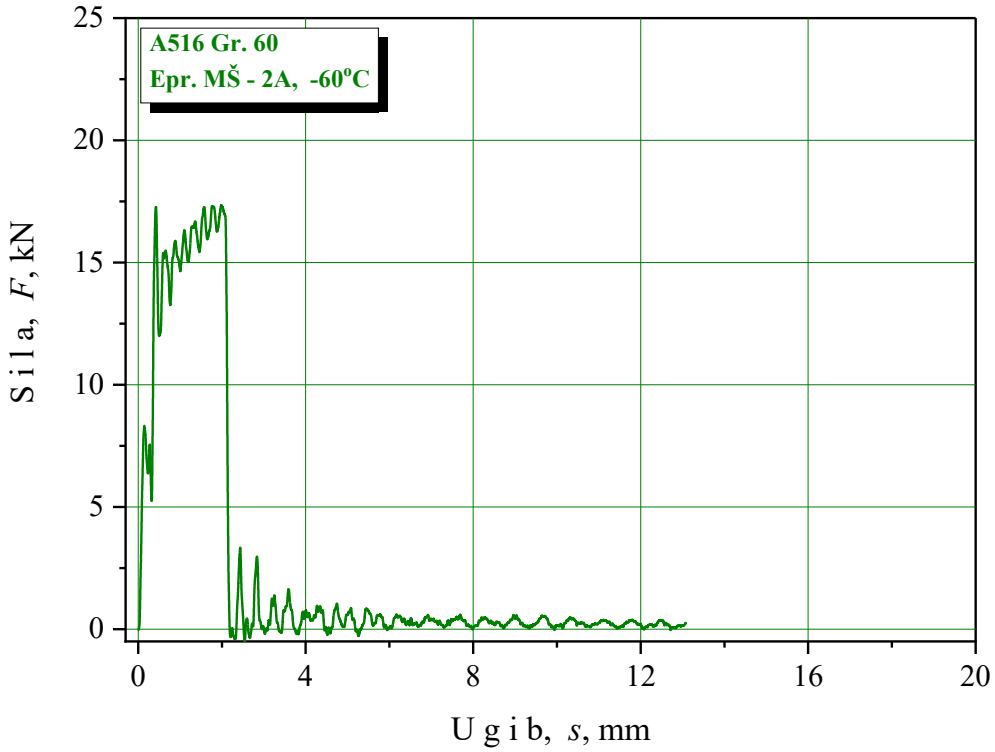


б)

Слика 3.1. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1A*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

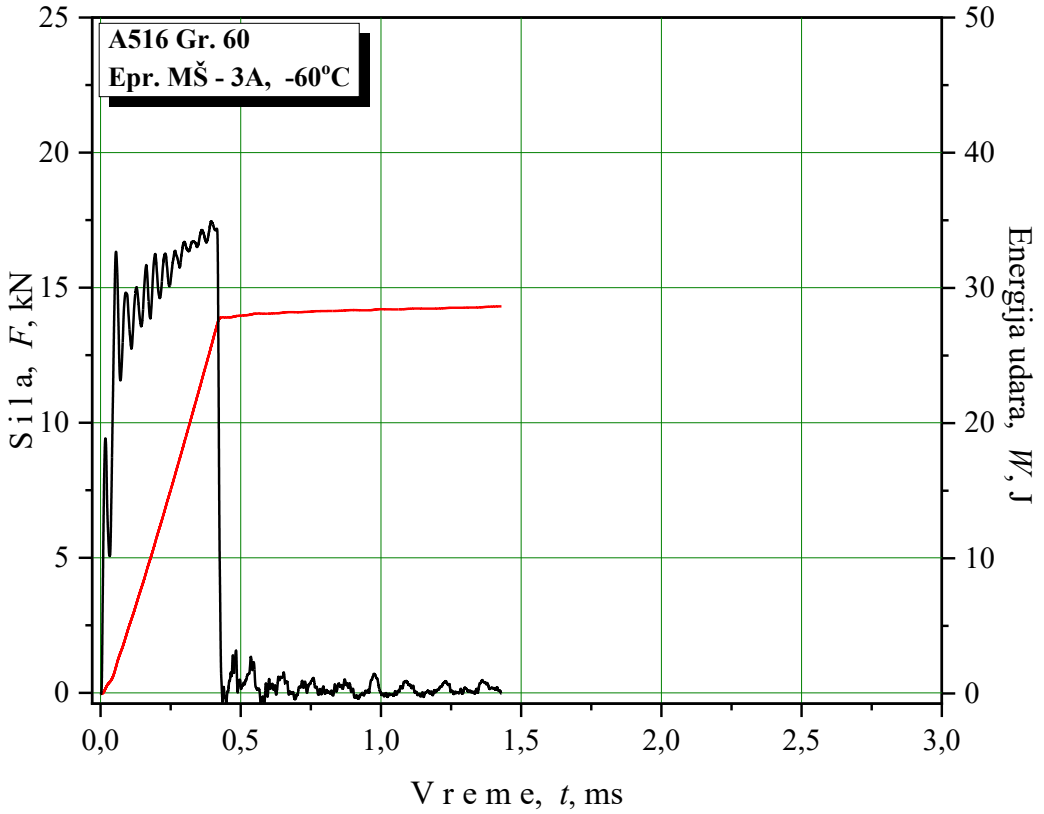


а)

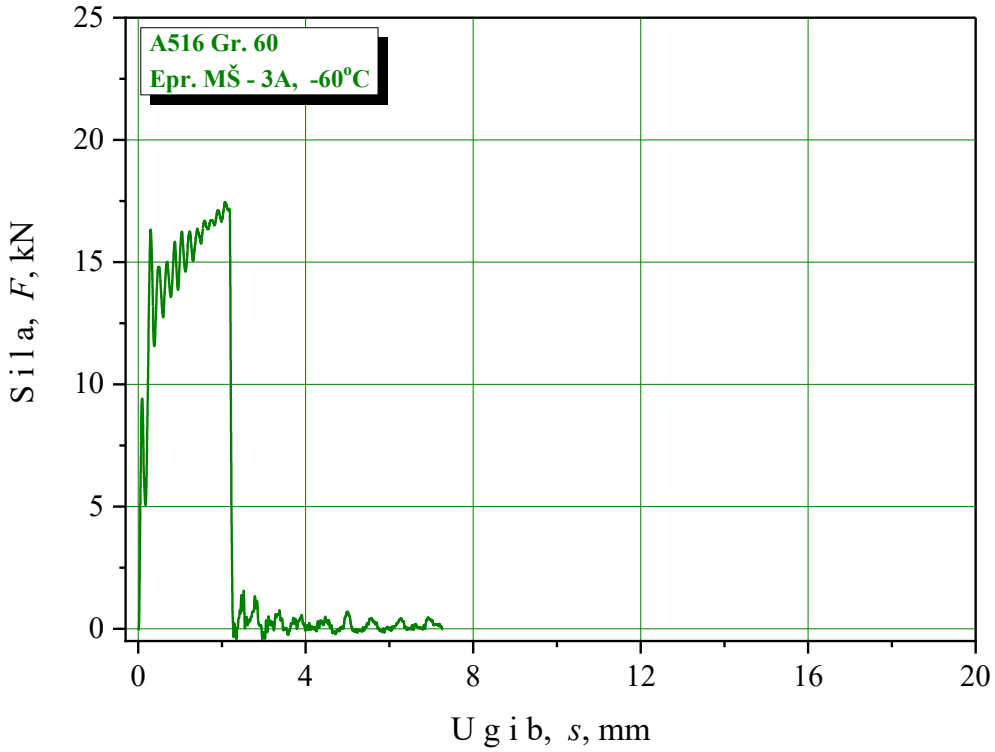


б)

Слика 3.2. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *МШ - 2А*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



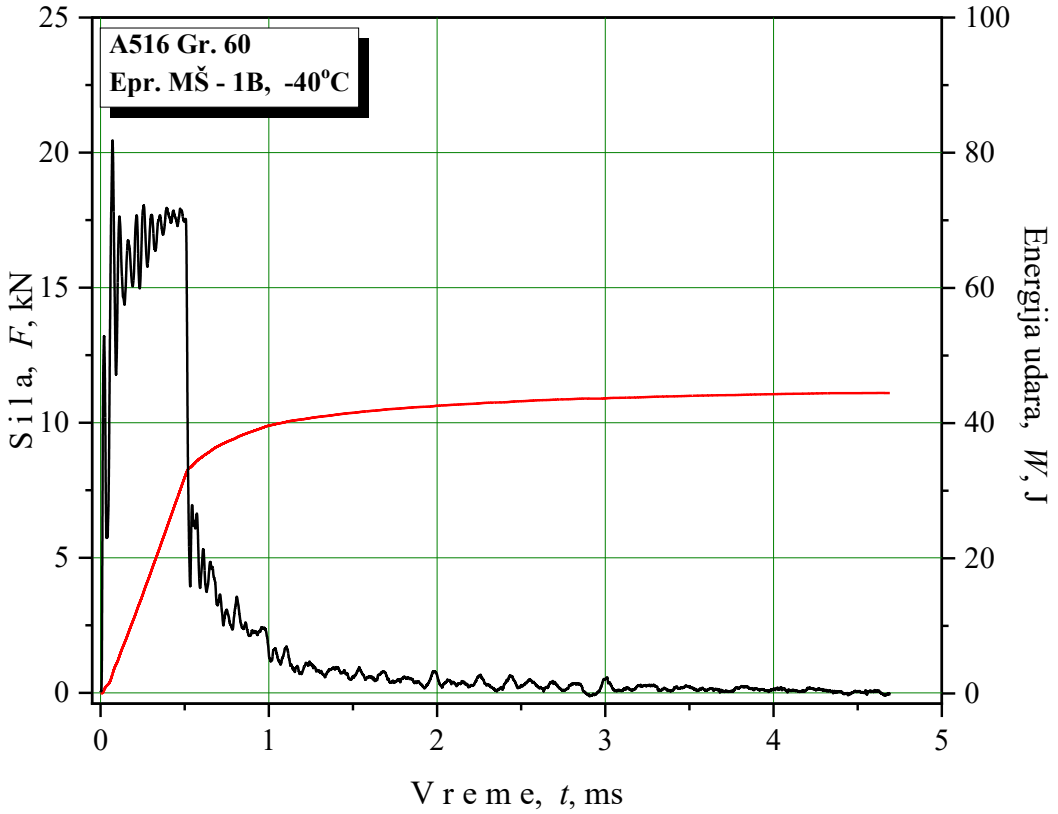
а)



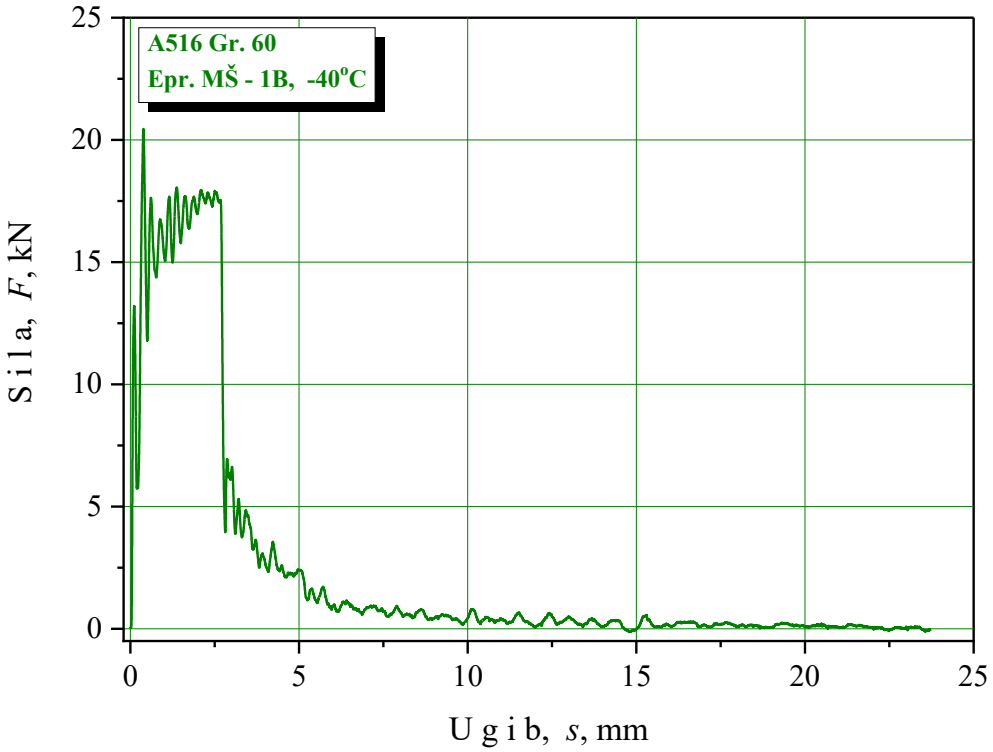
б)

Слика 3.3. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *МШ - 3А*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Ц2: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *МШ* на -40°С

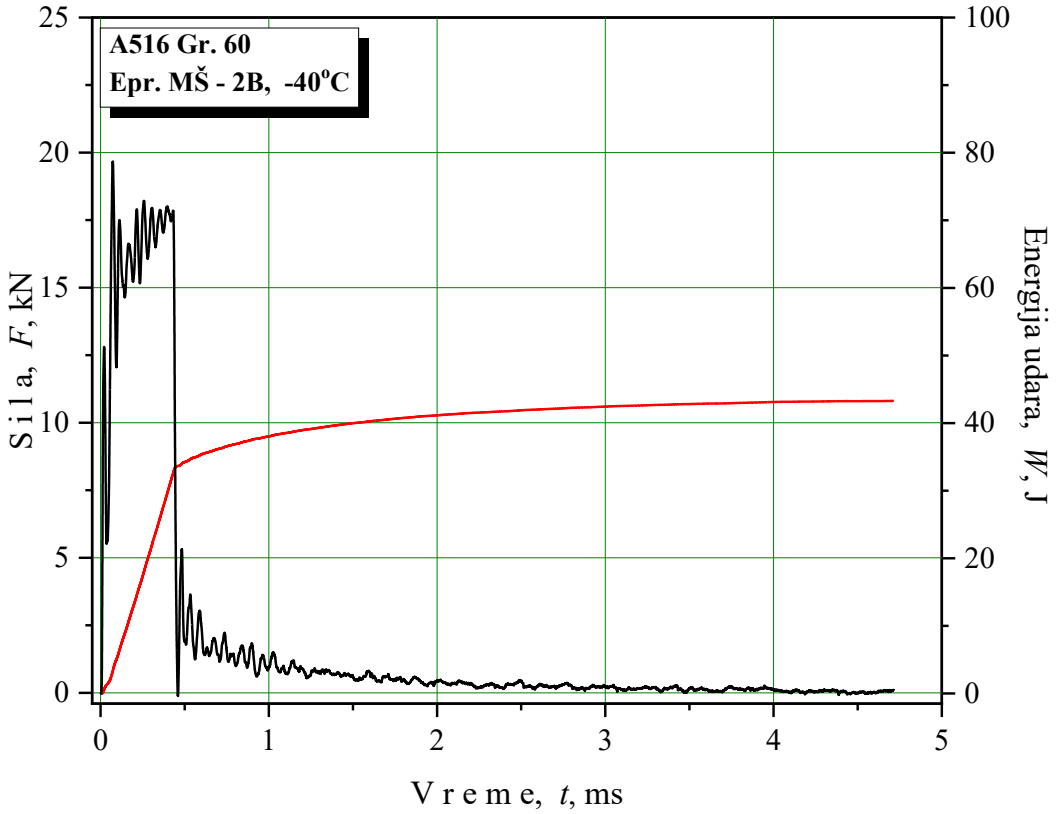


а)

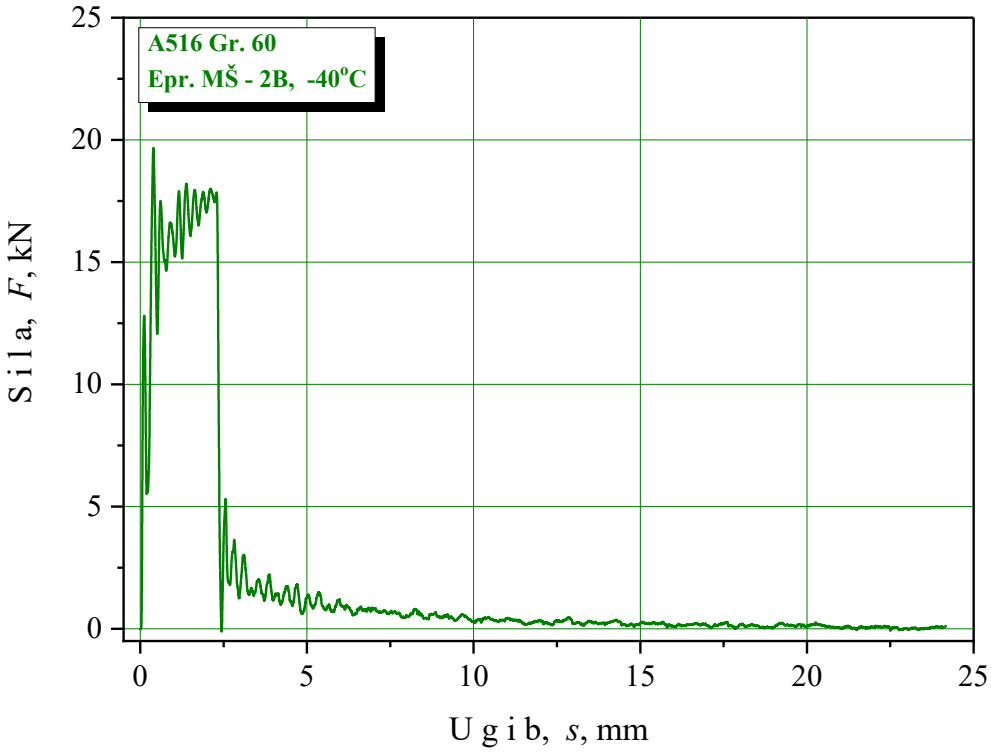


б)

Слика 3.4. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1B*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

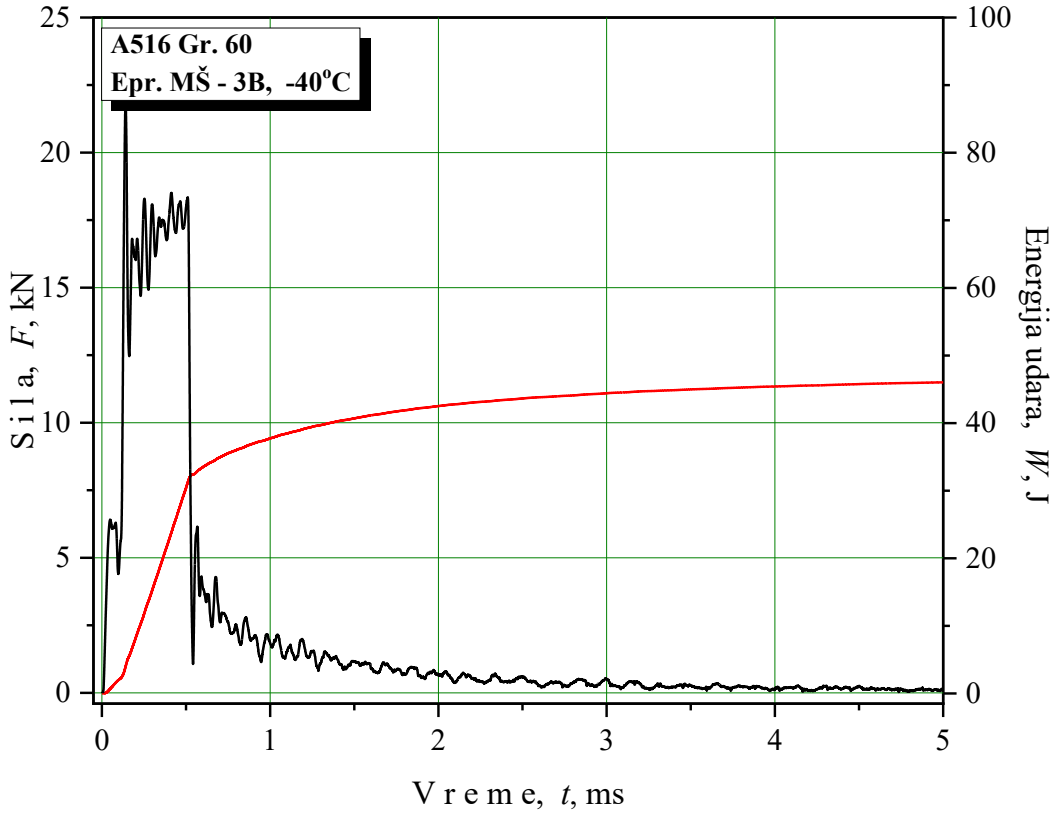


а)

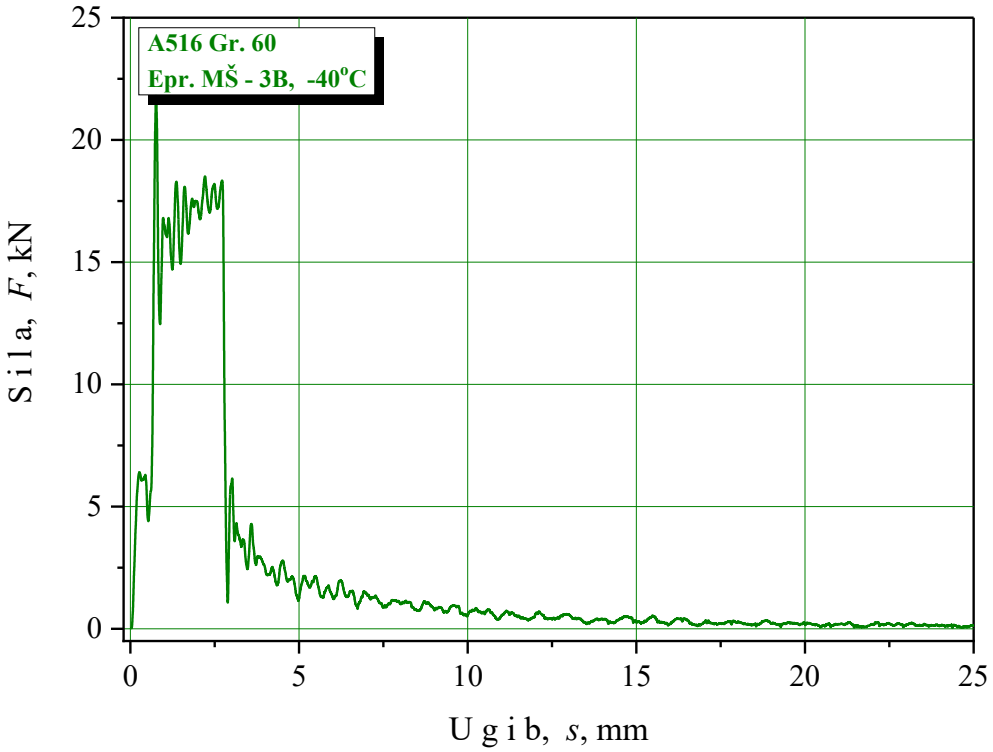


б)

Слика 3.5. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 2B*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



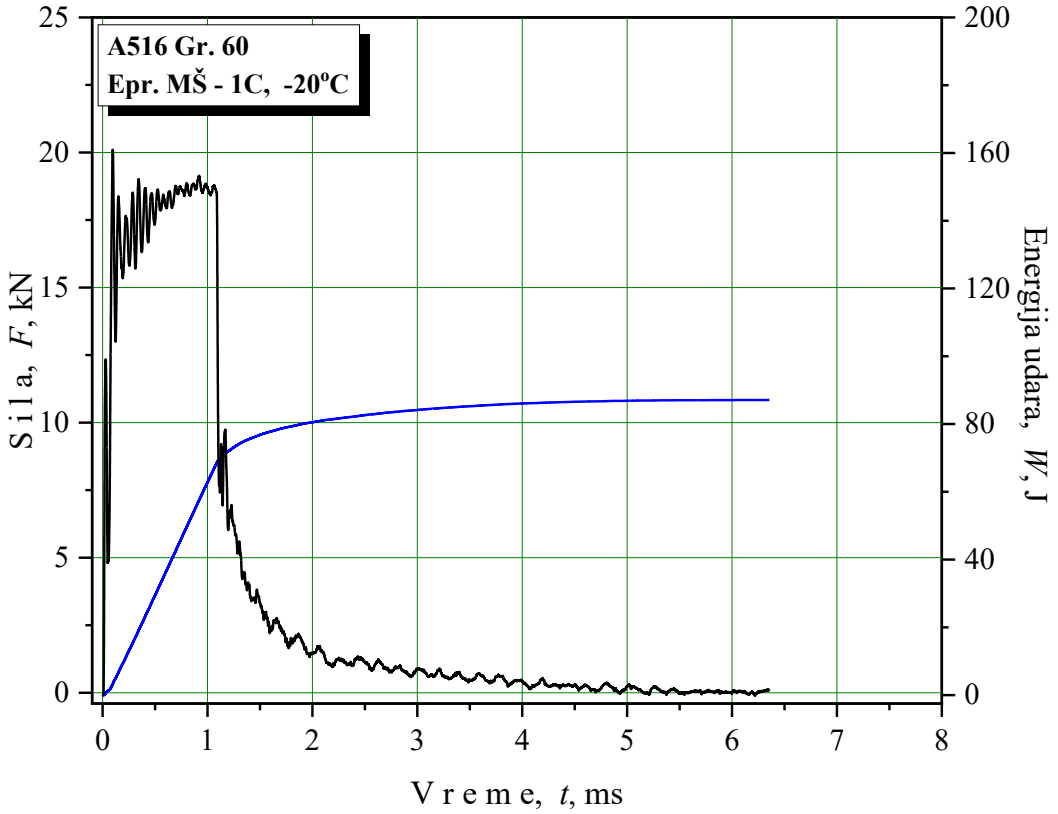
а)



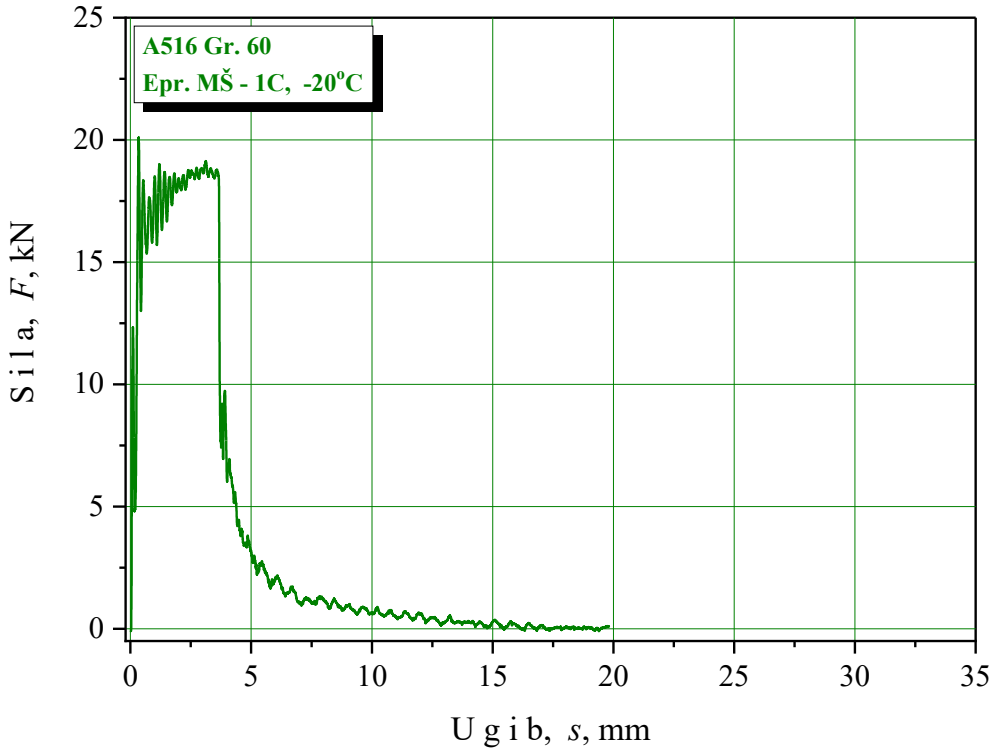
б)

Слика 3.6. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *МШ - 3В*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Ц3: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *МШ* на -20°С

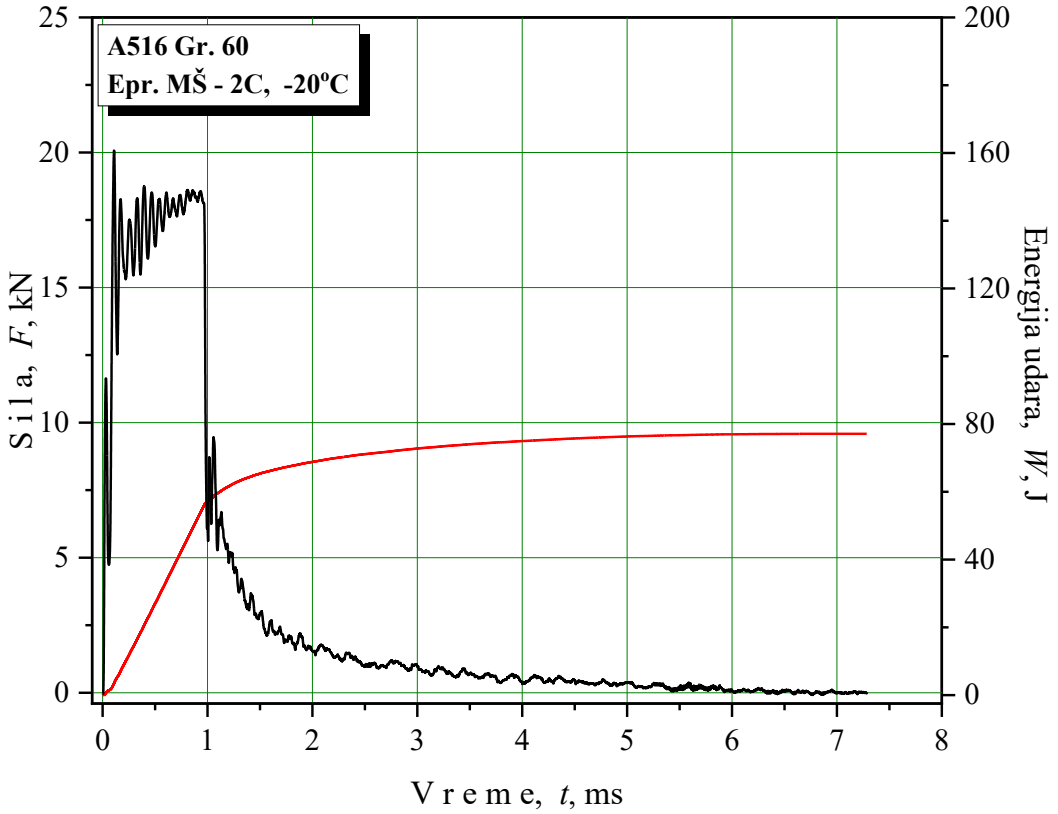


а)

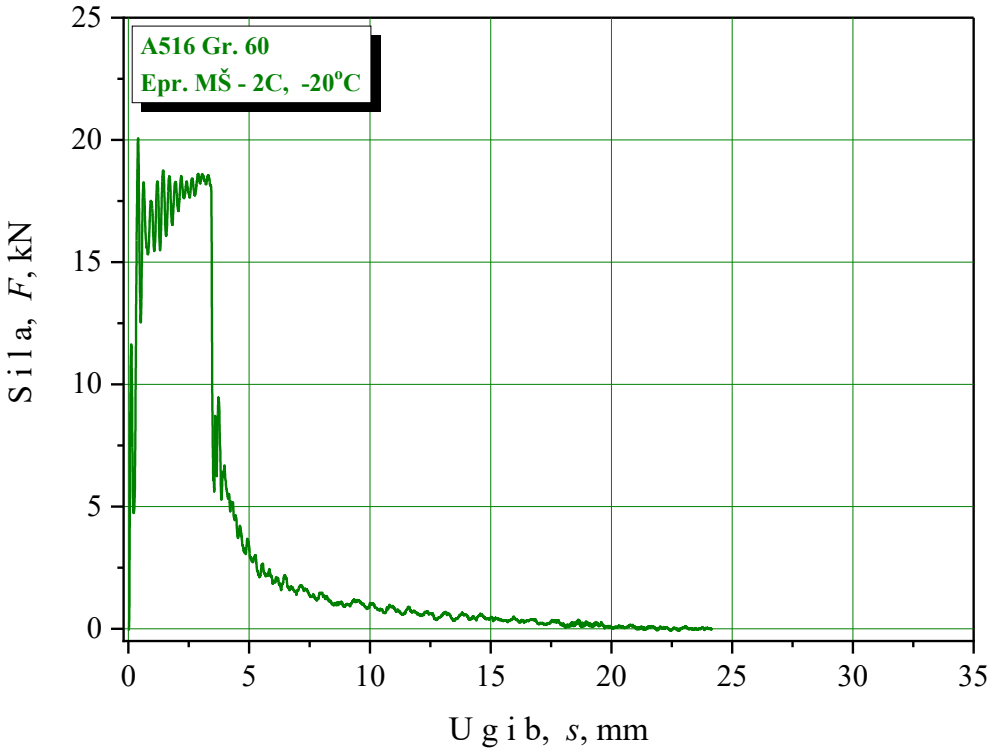


б)

Слика 3.7. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

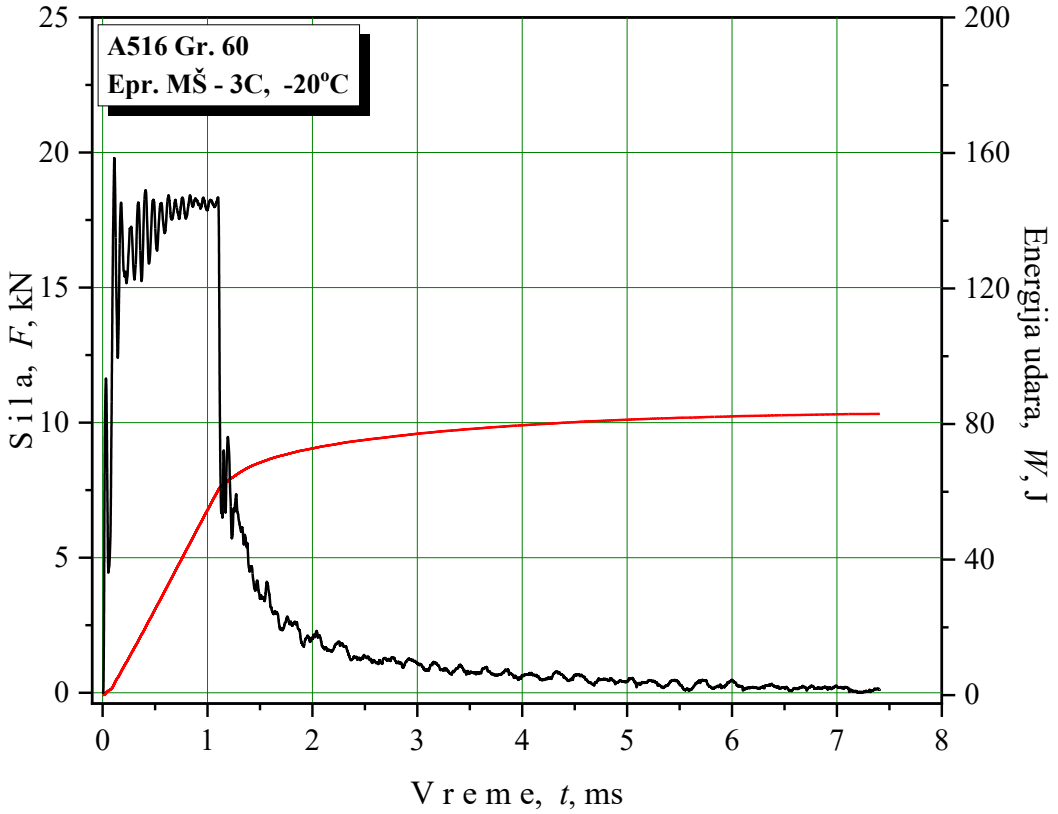


а)

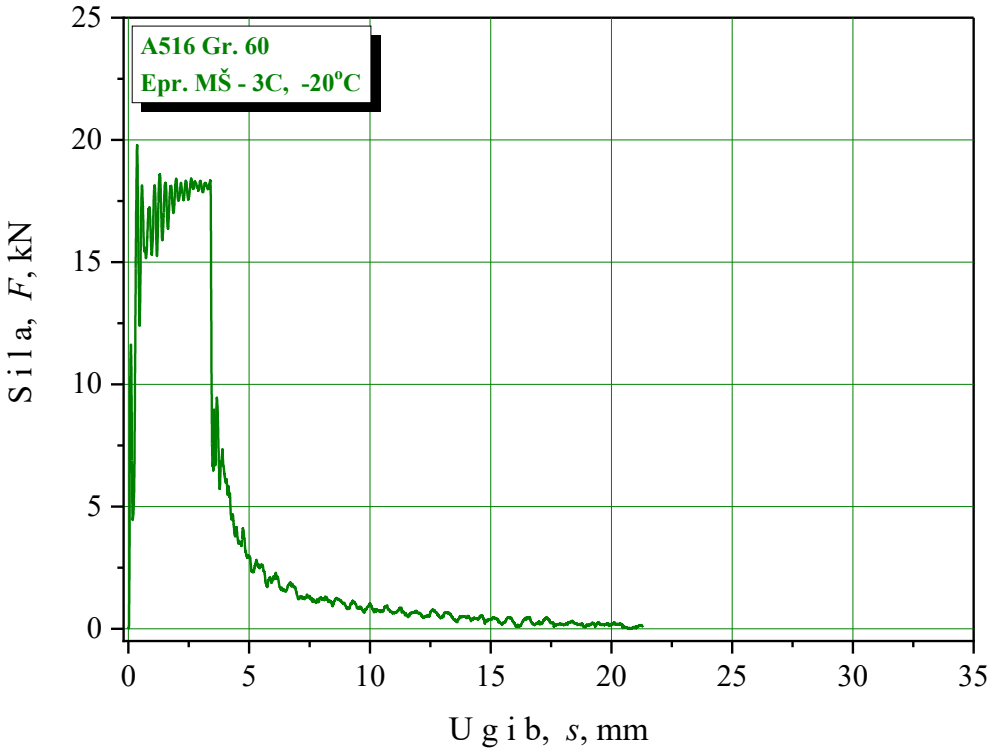


б)

Слика 3.8. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 2C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



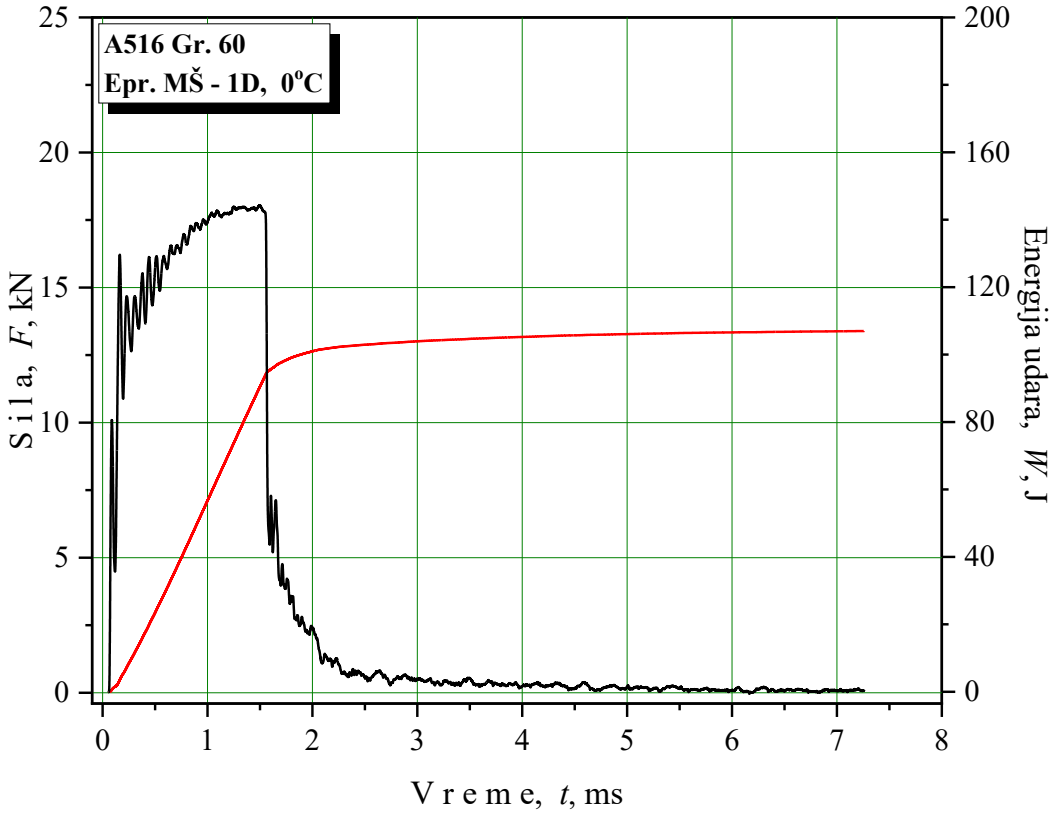
а)



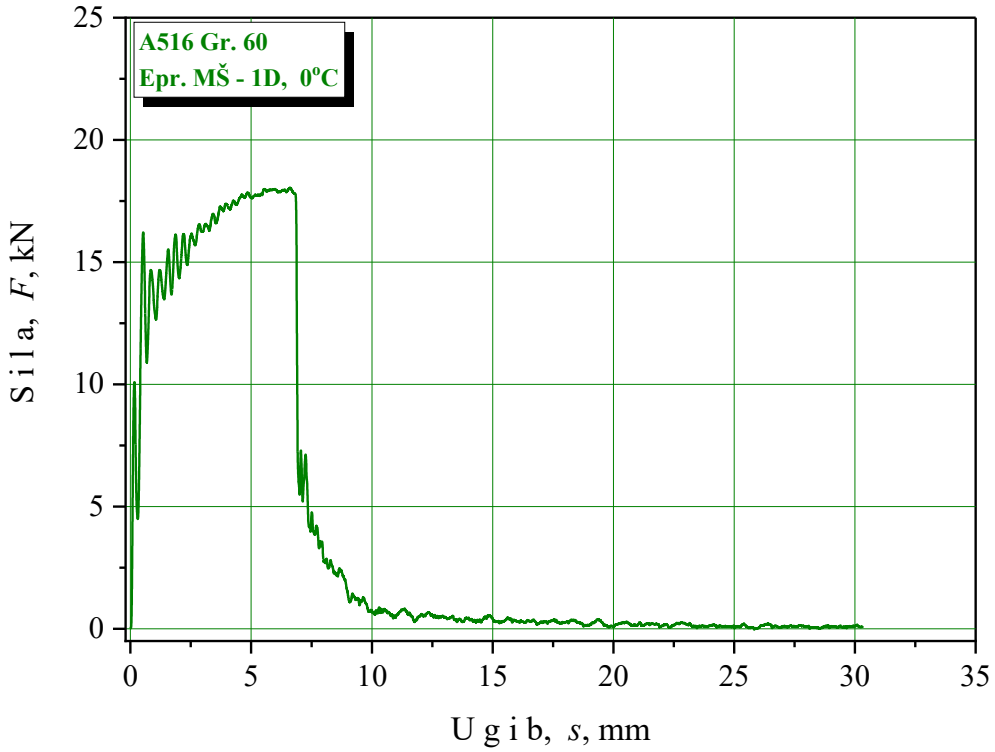
б)

Слика 3.9. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 3C*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Ц4: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *MŠ* на 0°C

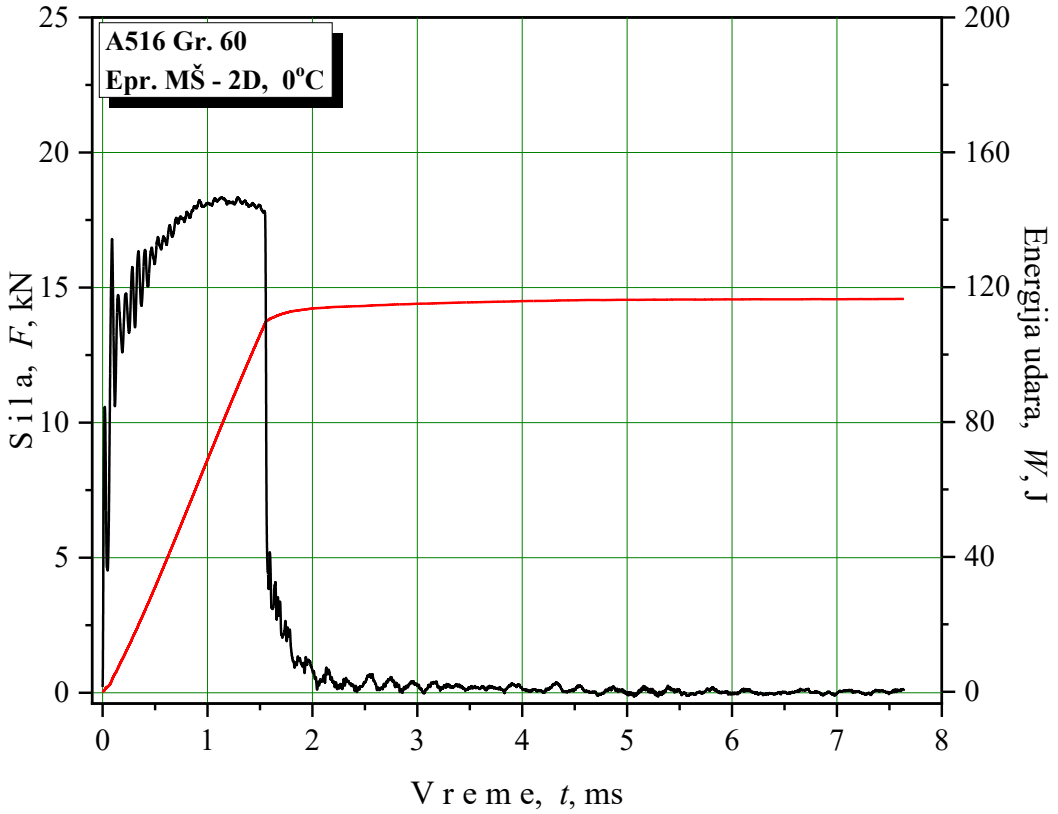


а)

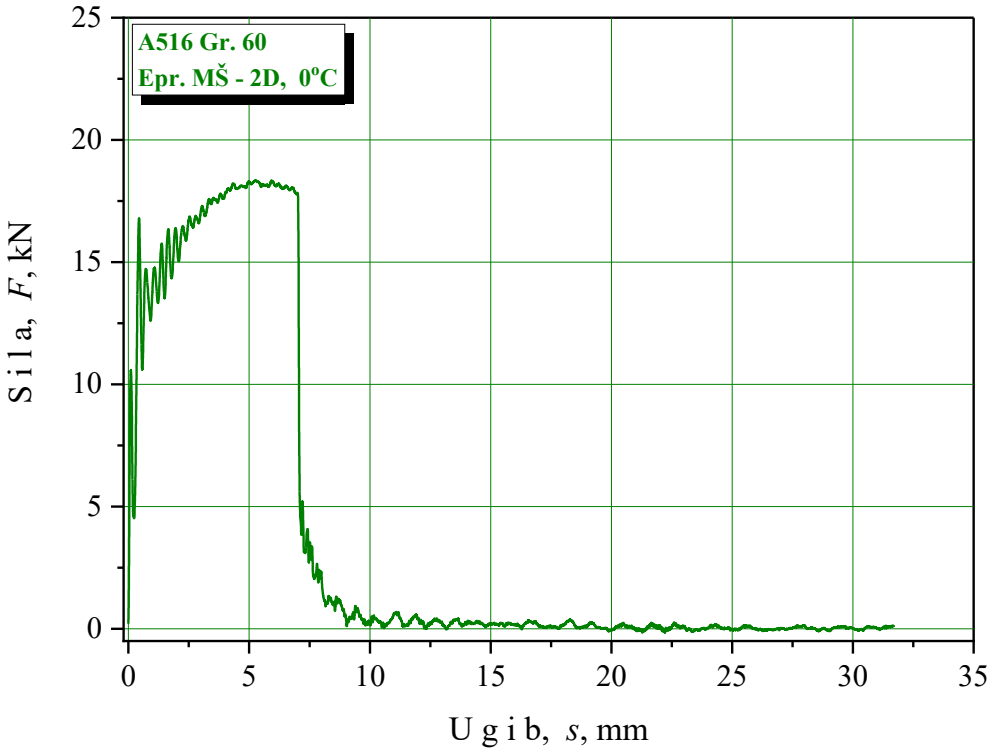


б)

Слика 3.10. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

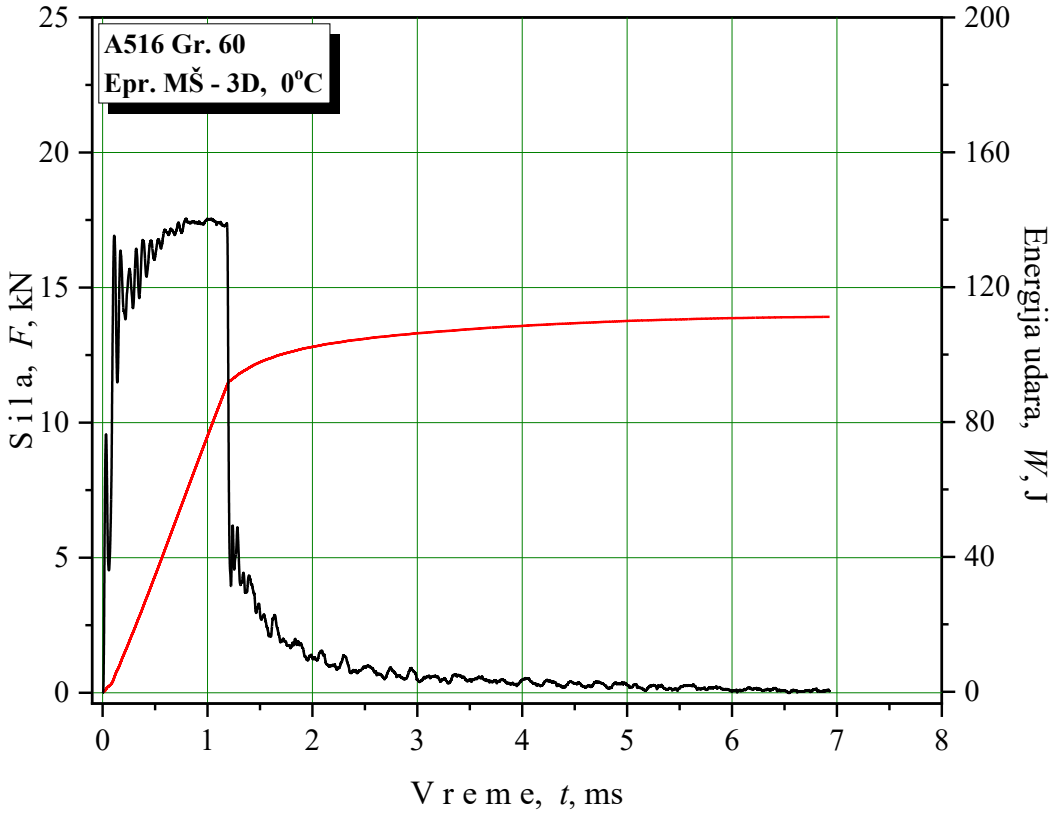


а)

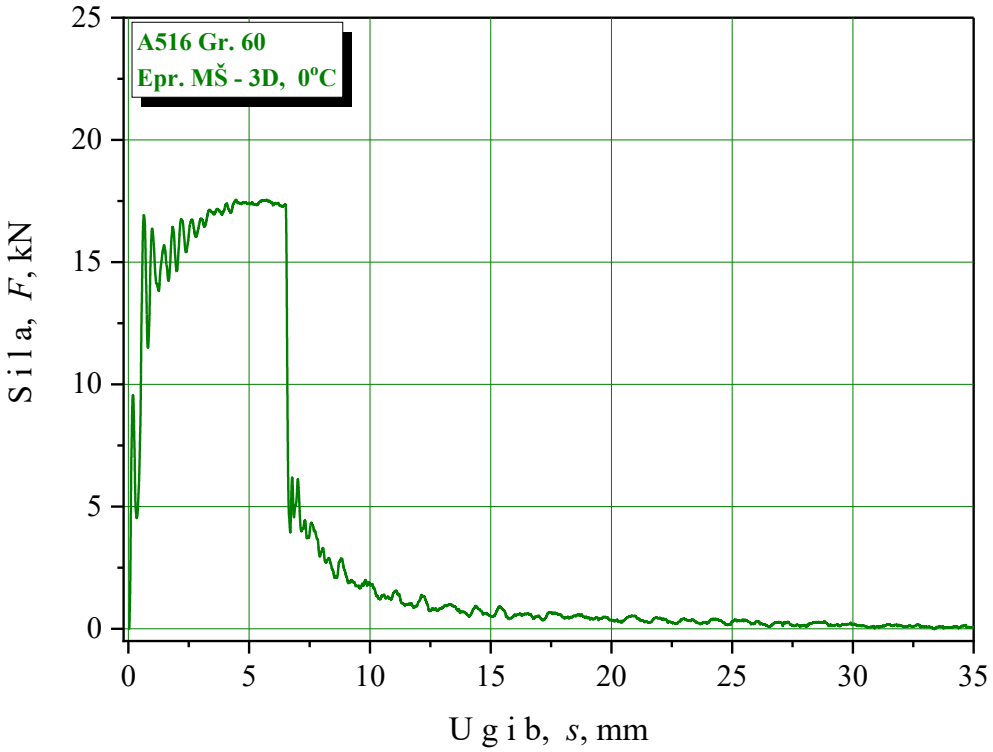


б)

Слика 3.11. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 2D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



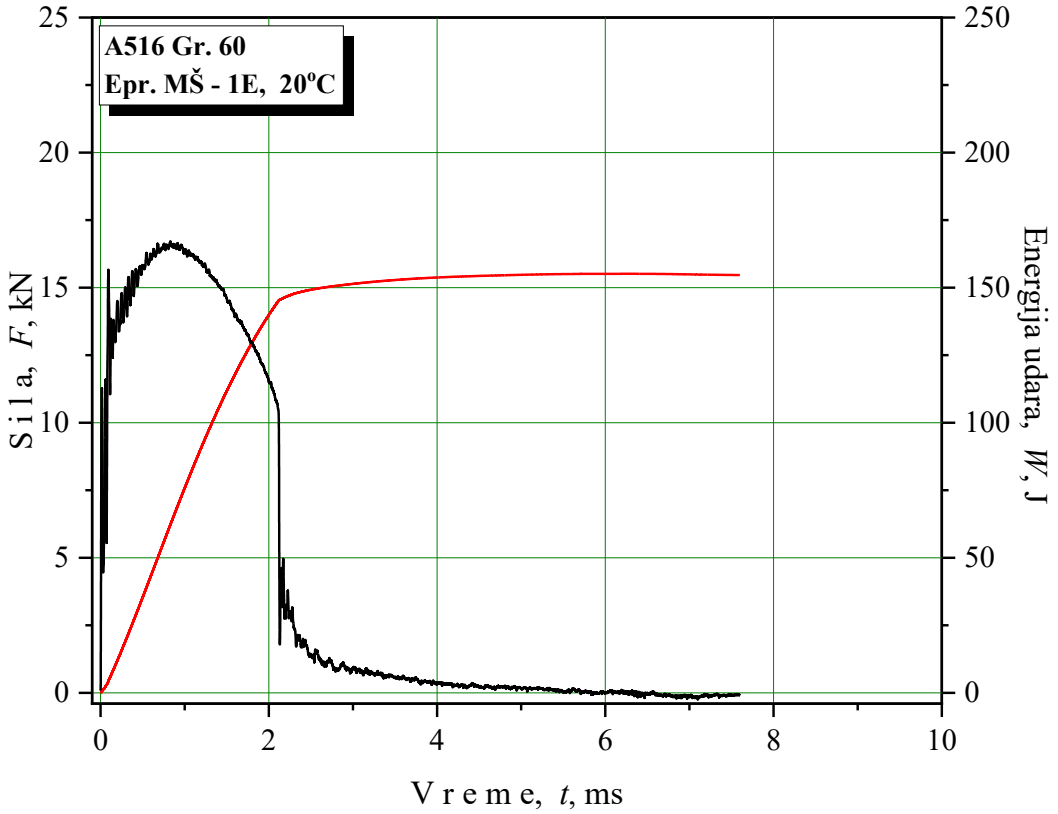
а)



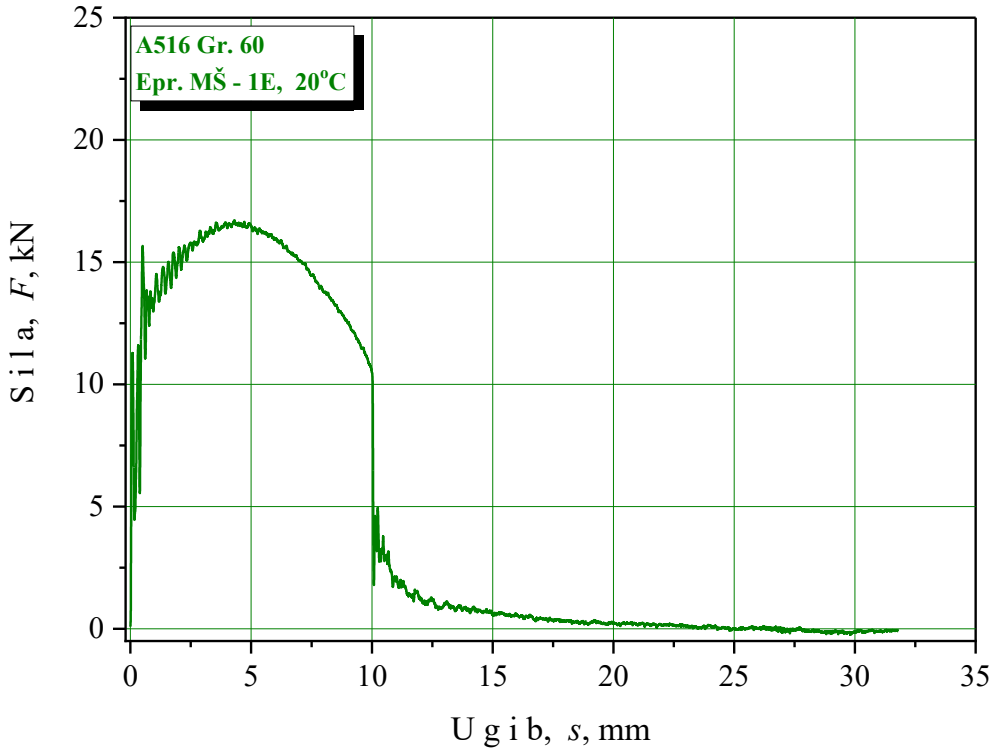
б)

Слика 3.12. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 3D*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

Ц5: Дијаграми ударних испитивања епрувета са *V-2* зарезом у *MŠ* на 20°C

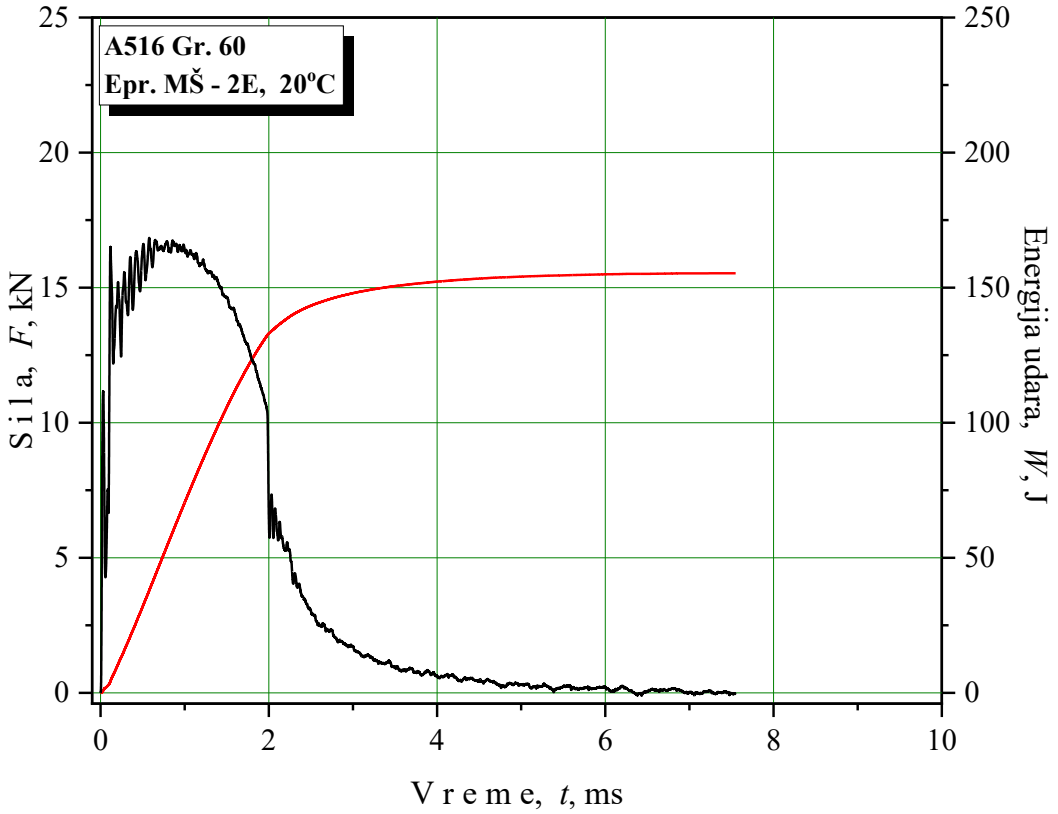


а)

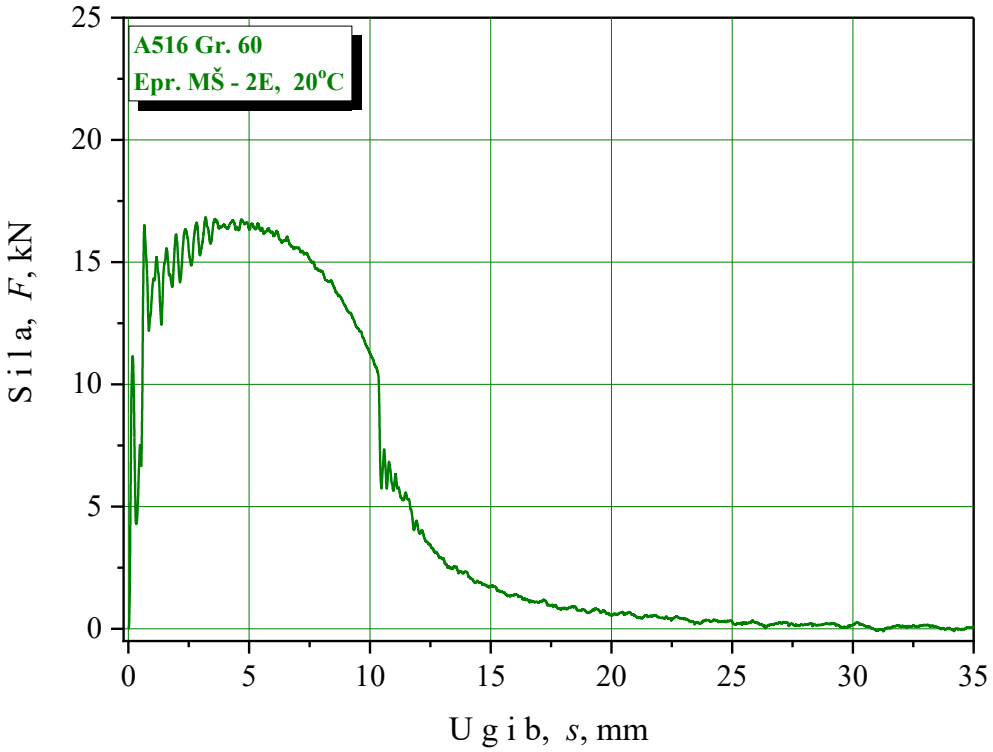


б)

Слика 3.13. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 1E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

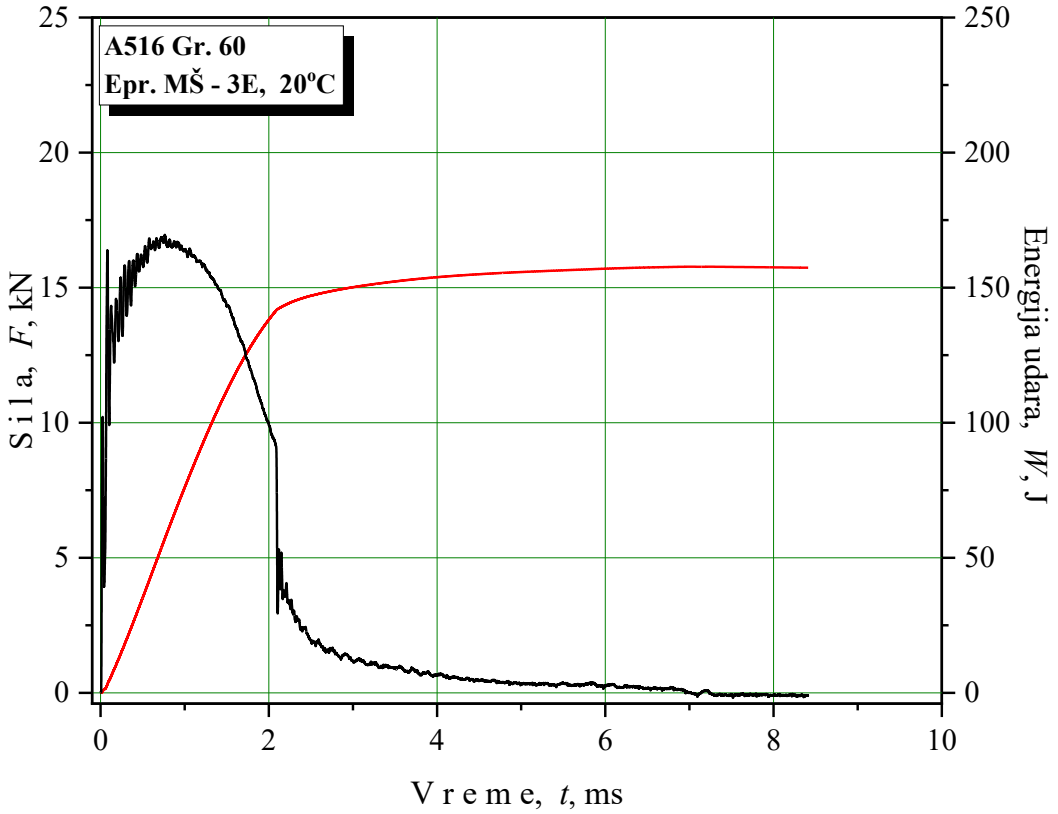


а)

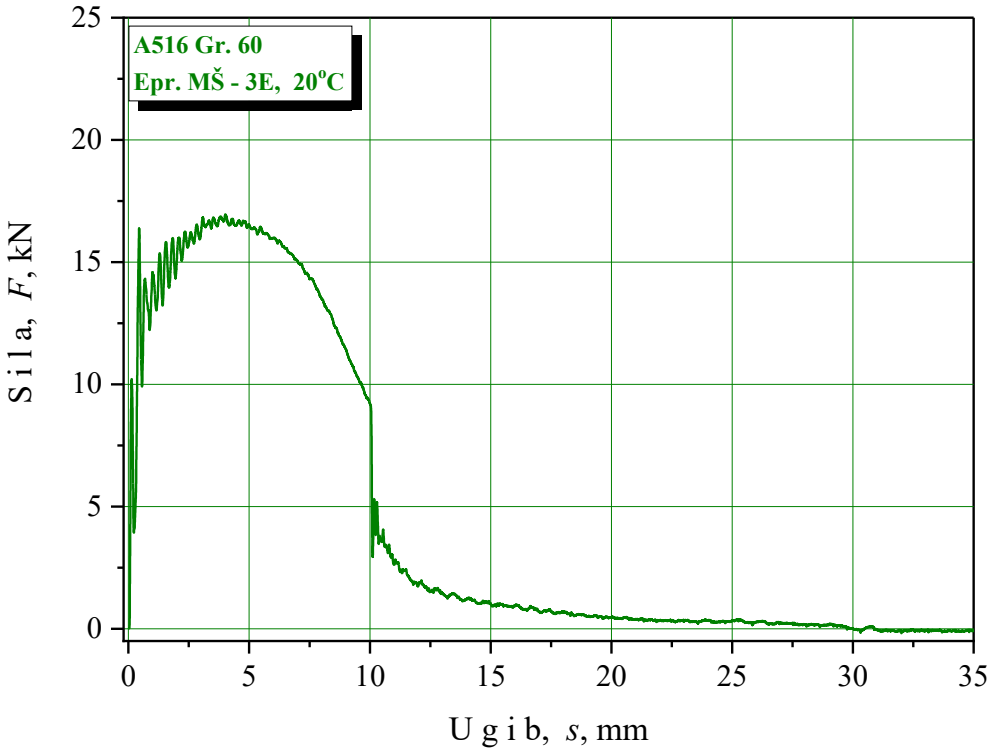


б)

Слика 3.14. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 2E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб



а)



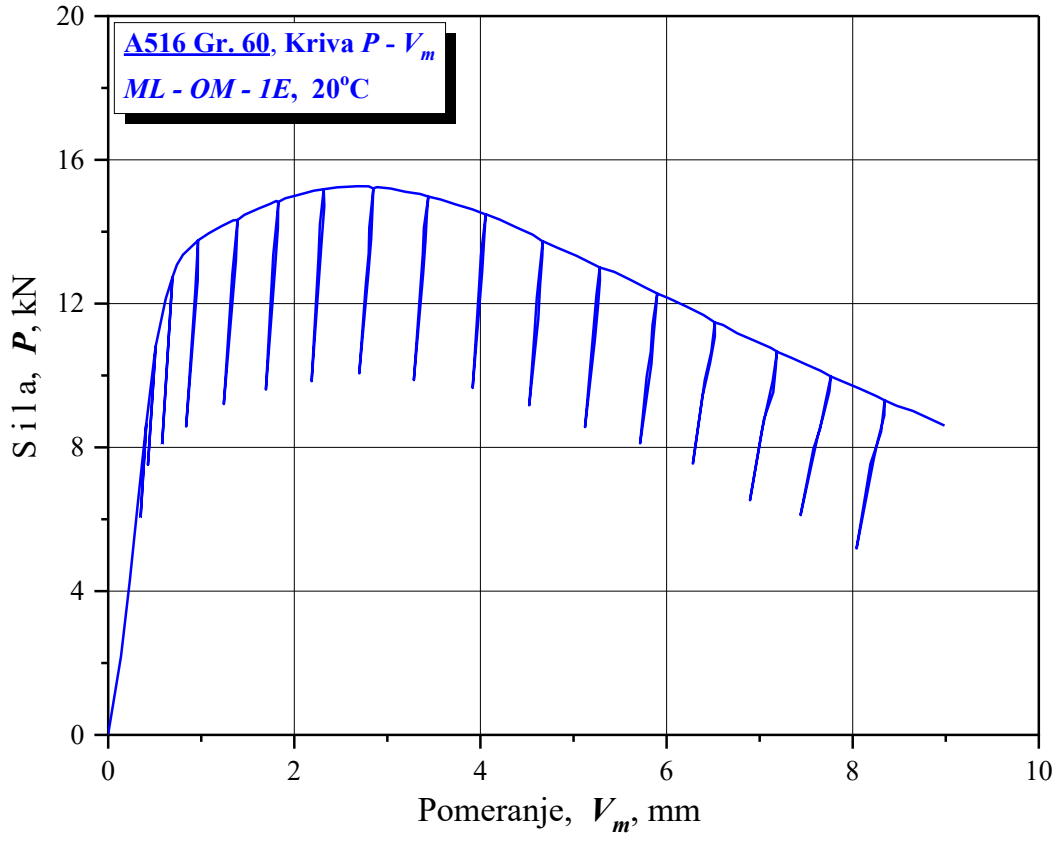
б)

Slika 3.15. Дијаграми добијени ударним испитивањем епрувете *MŠ - 3E*
а) сила - време; енергија - време
б) сила - угиб

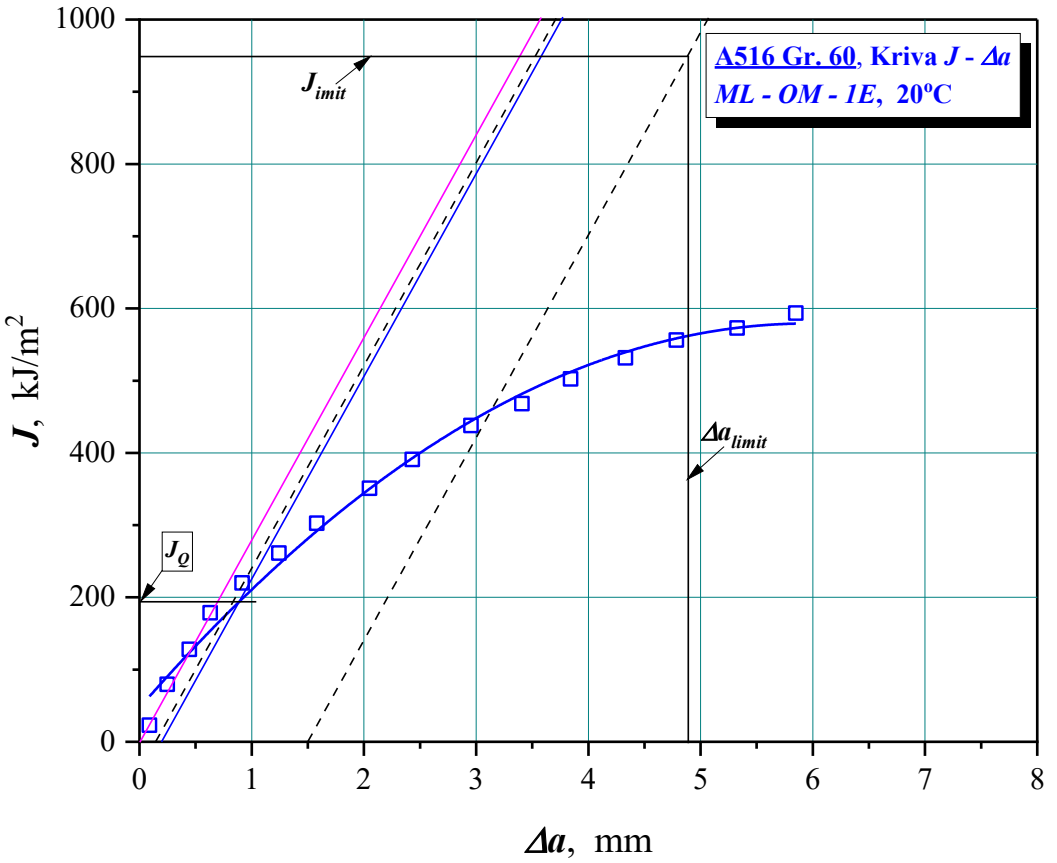
П Р И Л О Г 4

ДИЈАГРАМИ МЕХАНИКЕ ЛОМА
А: Сила *P* - Померање V_m код Основног метала (*OM*)
Б: Сила *P* - Померање V_m код Зоне утицаја топлоте (*ZUT*)
Ц: Сила *P* - Померање V_m код Метала шава (*MŠ*)

А: Дијаграми Сила *P* - Померање V_m и *J* - *Δa* код Основног метала (*OM*)

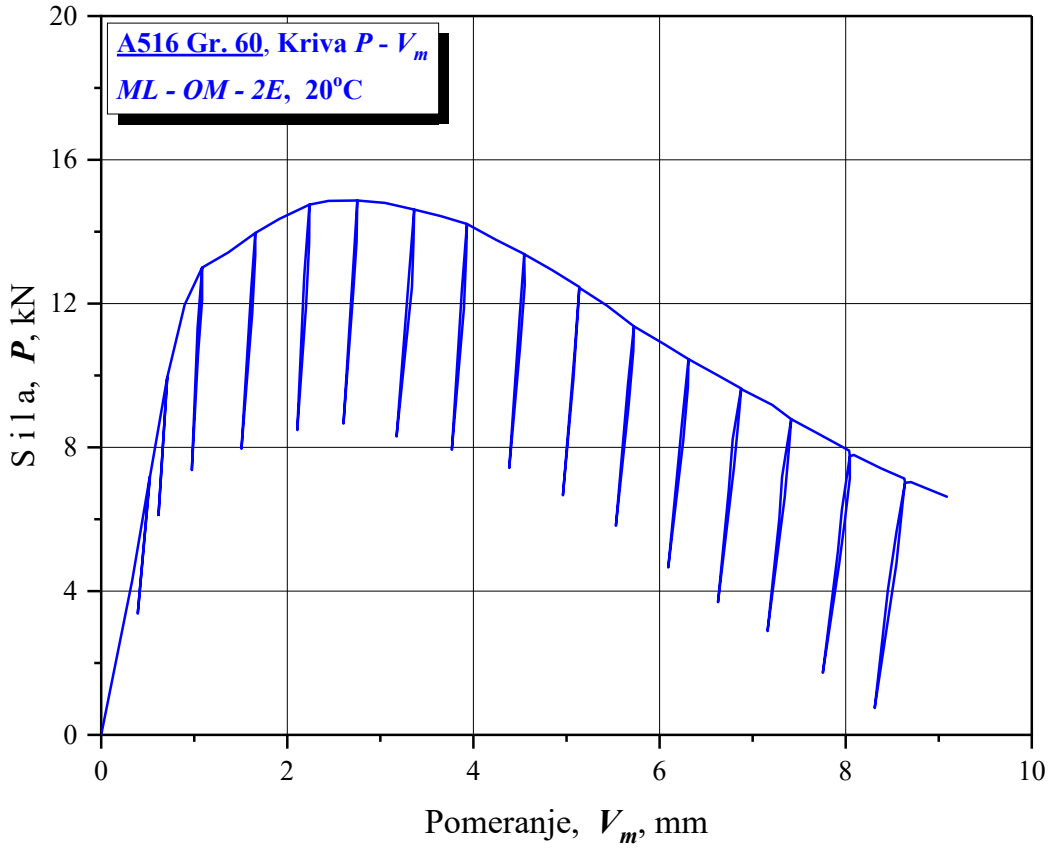


а)

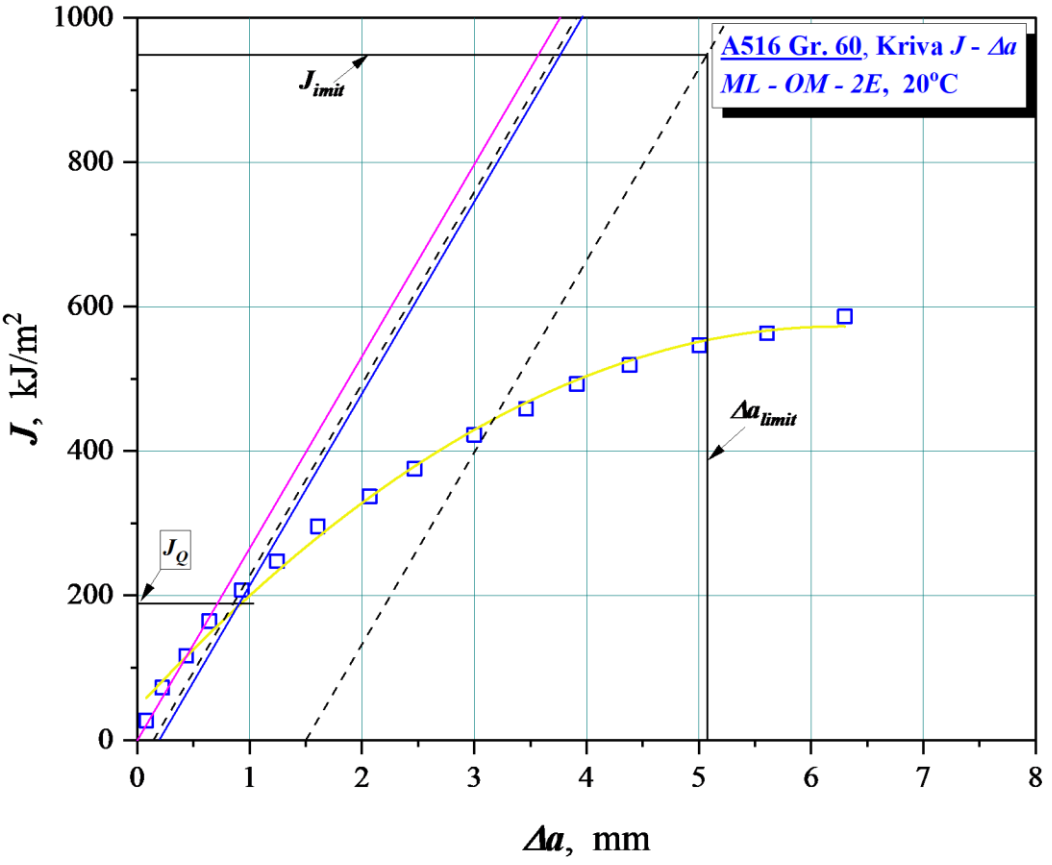


б)

Slika 1.1. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - OM – 1E*

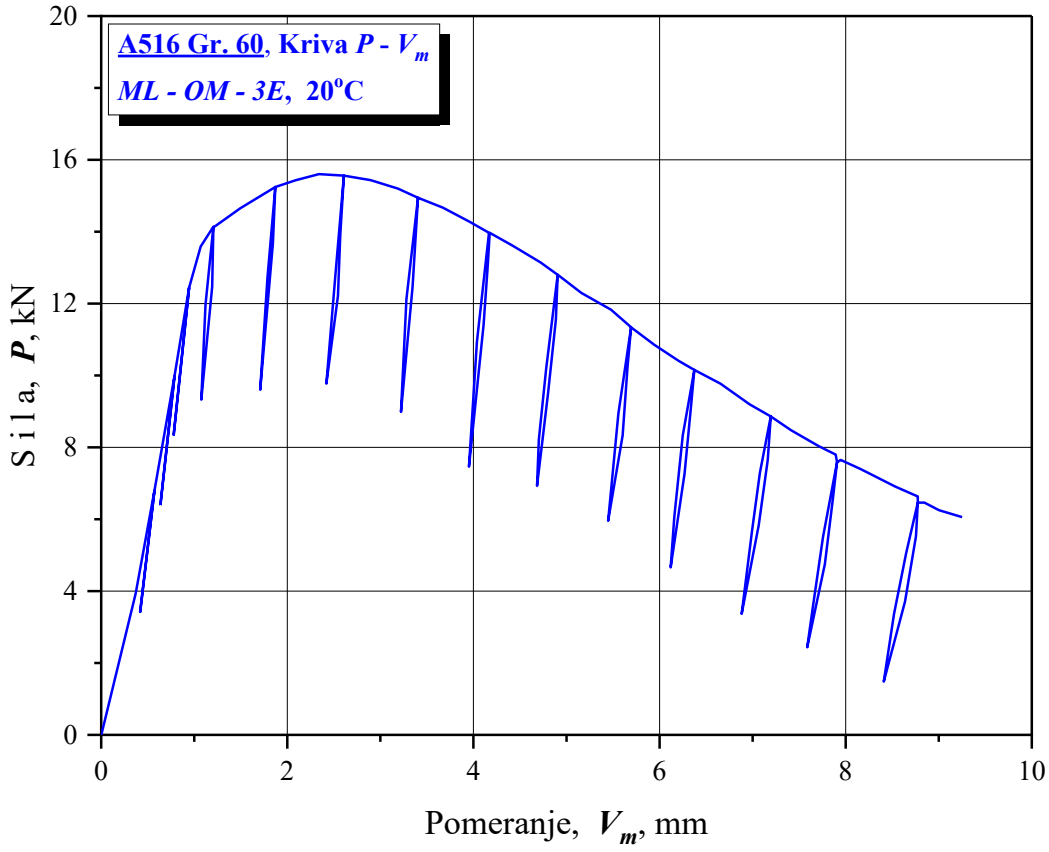


а)

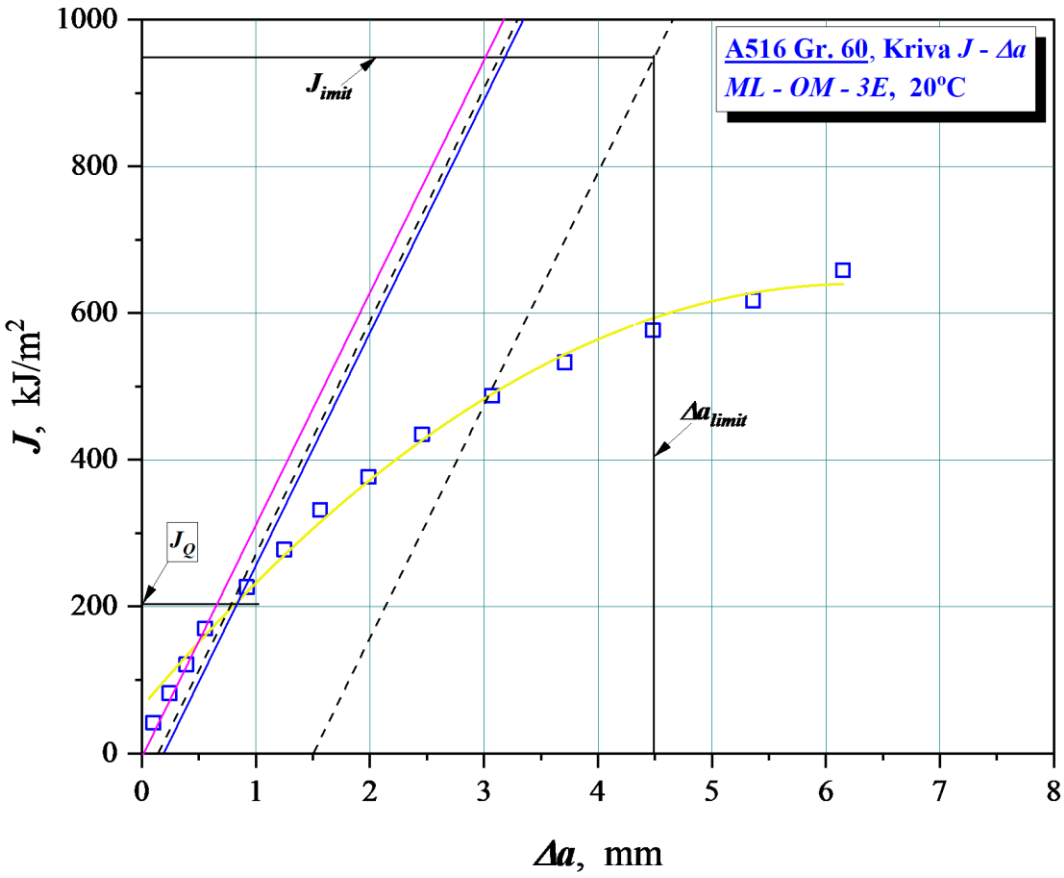


б)

Slika 1.2. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - OM – 2E*



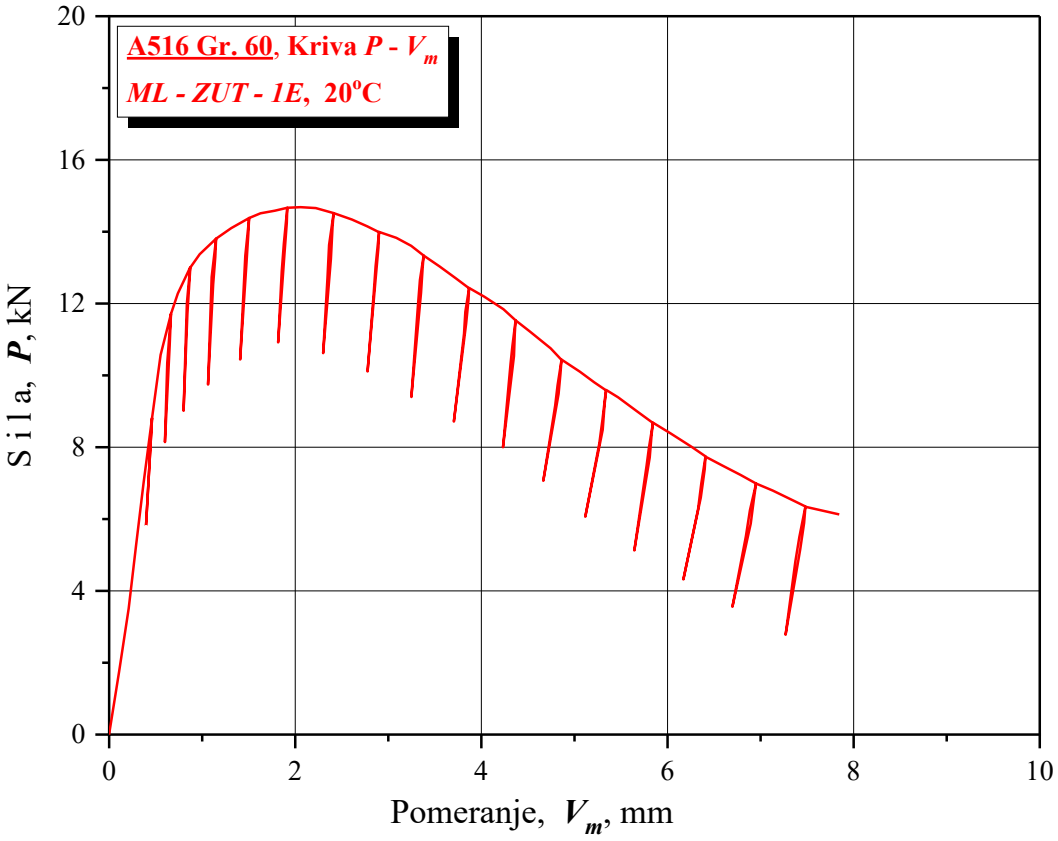
а)



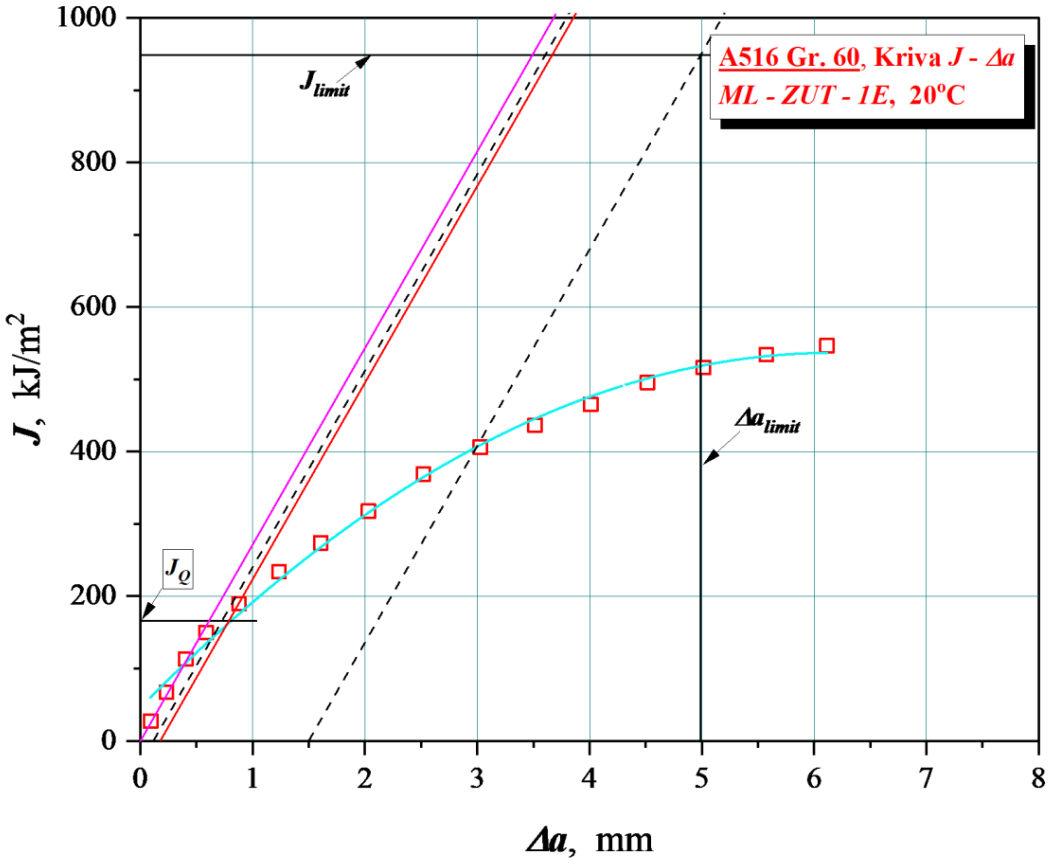
б)

Slika 1.3. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - OM – 3E*

Б: Дијаграми Сила *P*-Померање V_m и *J-Δa* код Зоне утицаја топлоте (*ZUT*)

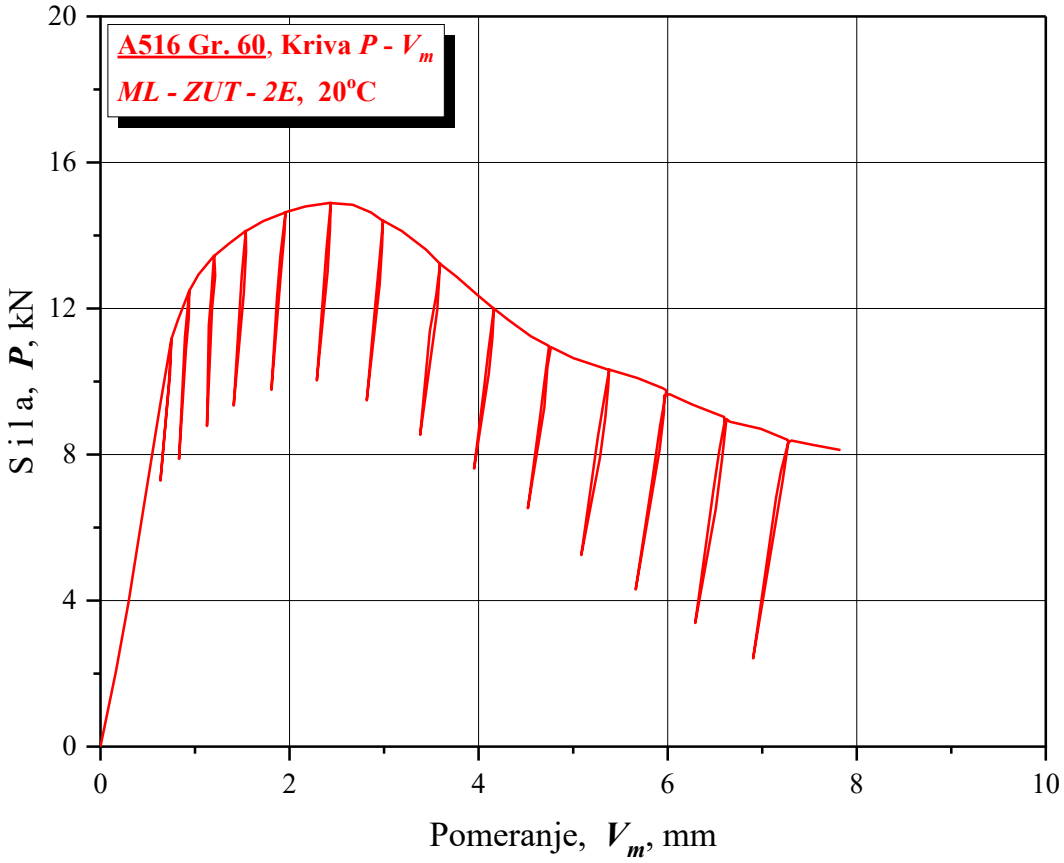


а)

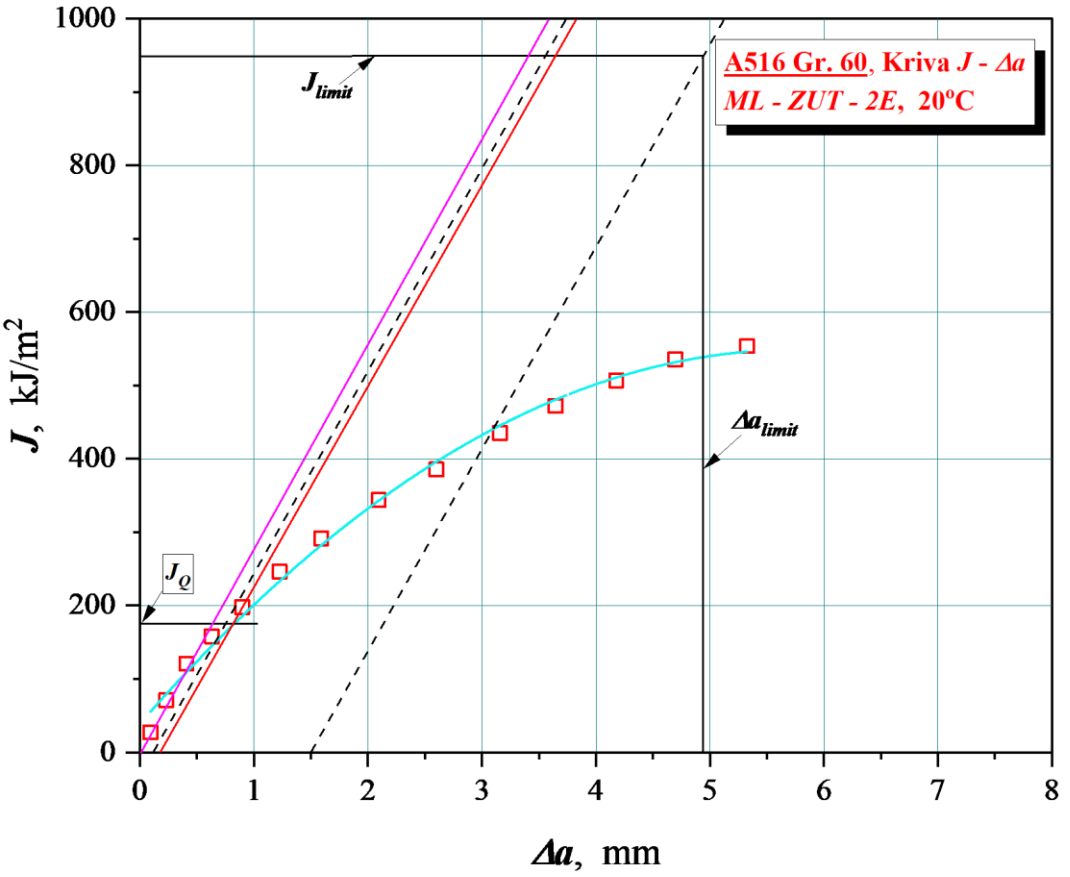


б)

Slika 2.1. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - ZUT – 1E*

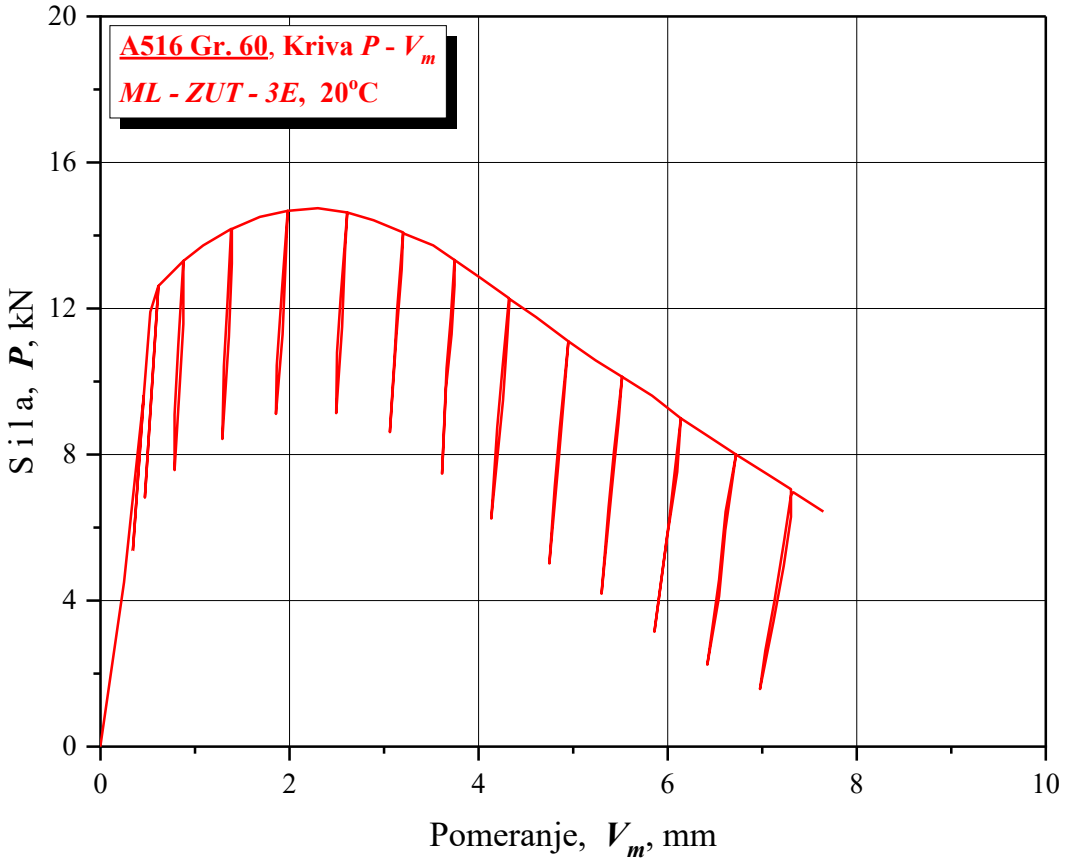


а)

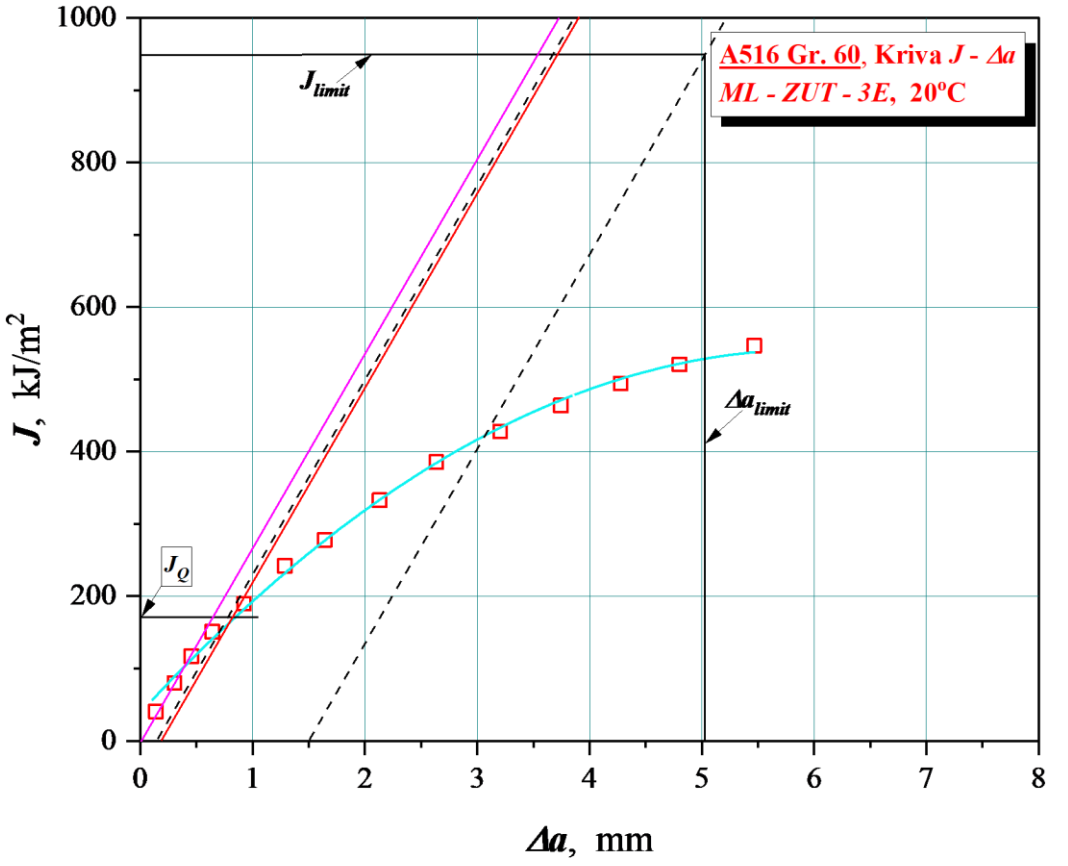


б)

Slika 2.2. Дијаграми $P - V_m$ и $J - \Delta a$ за епрувету ознаке $ML - ZUT - 2E$



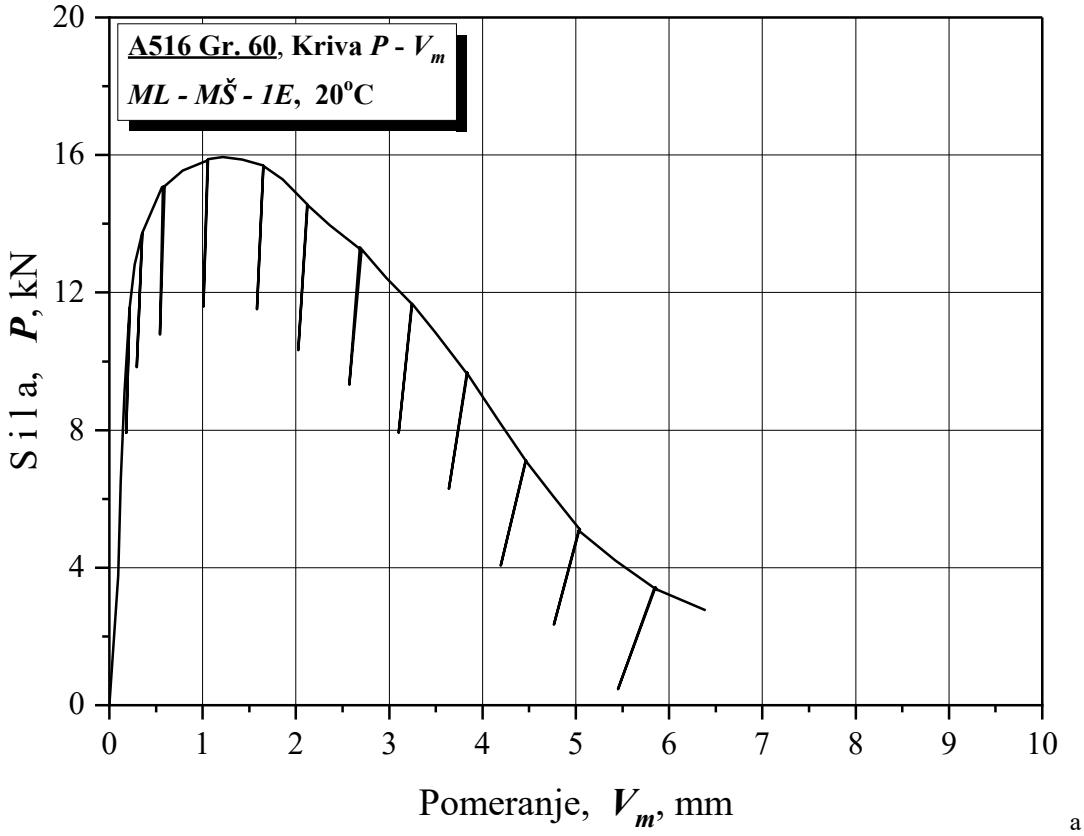
а)



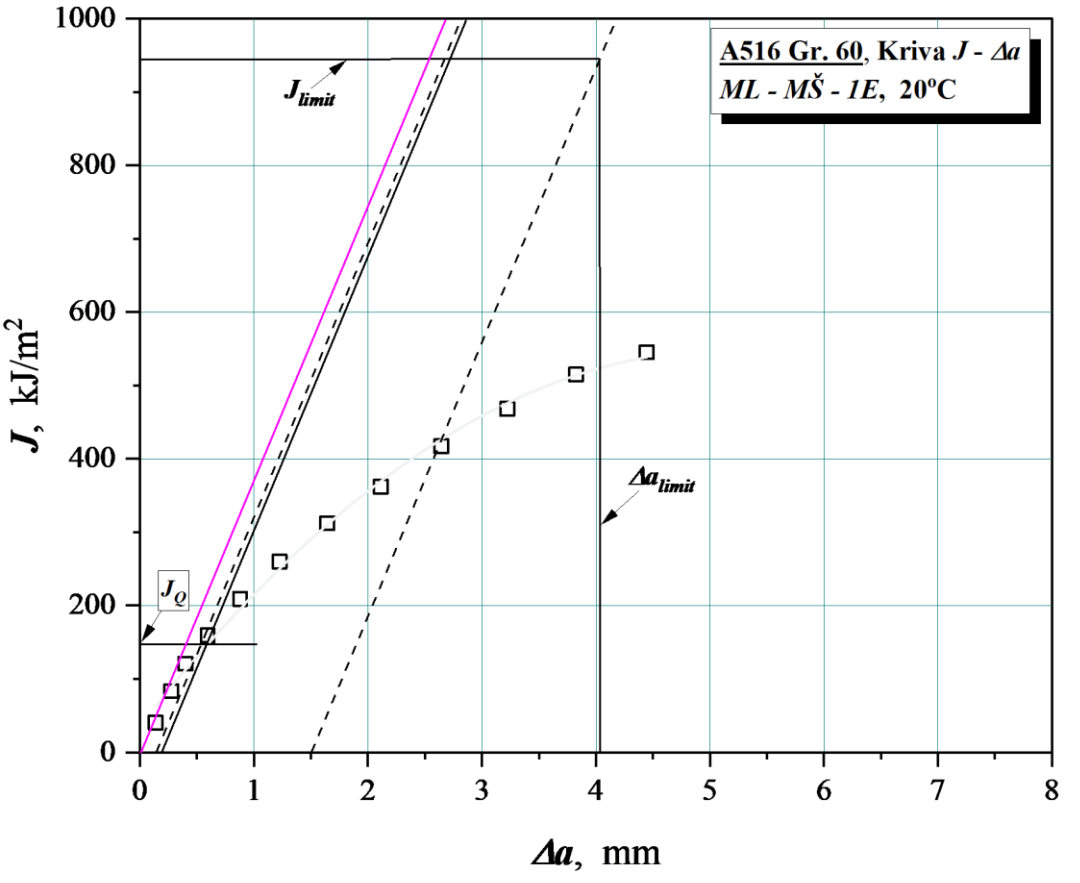
б)

Slika 2.3. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - ZUT – 3E*

Ц: Дијаграми Сила *P* - Померање V_m и *J - Δa* код Метала шава (*МШ*)

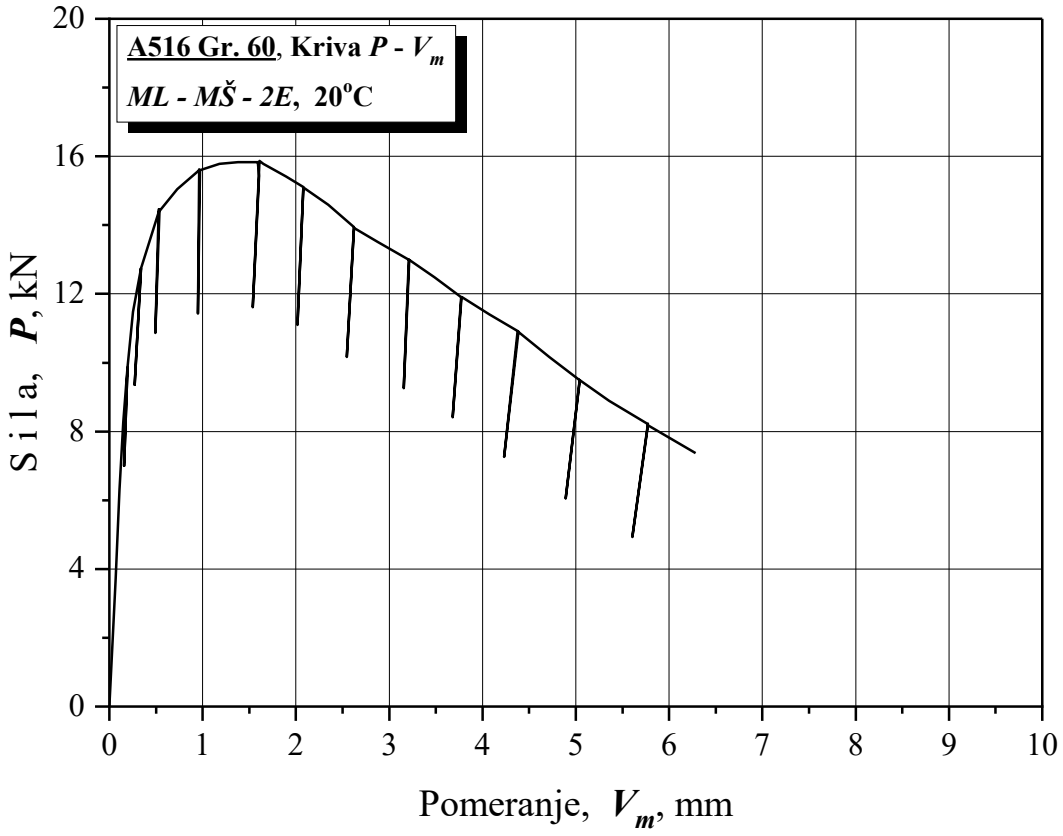


а)

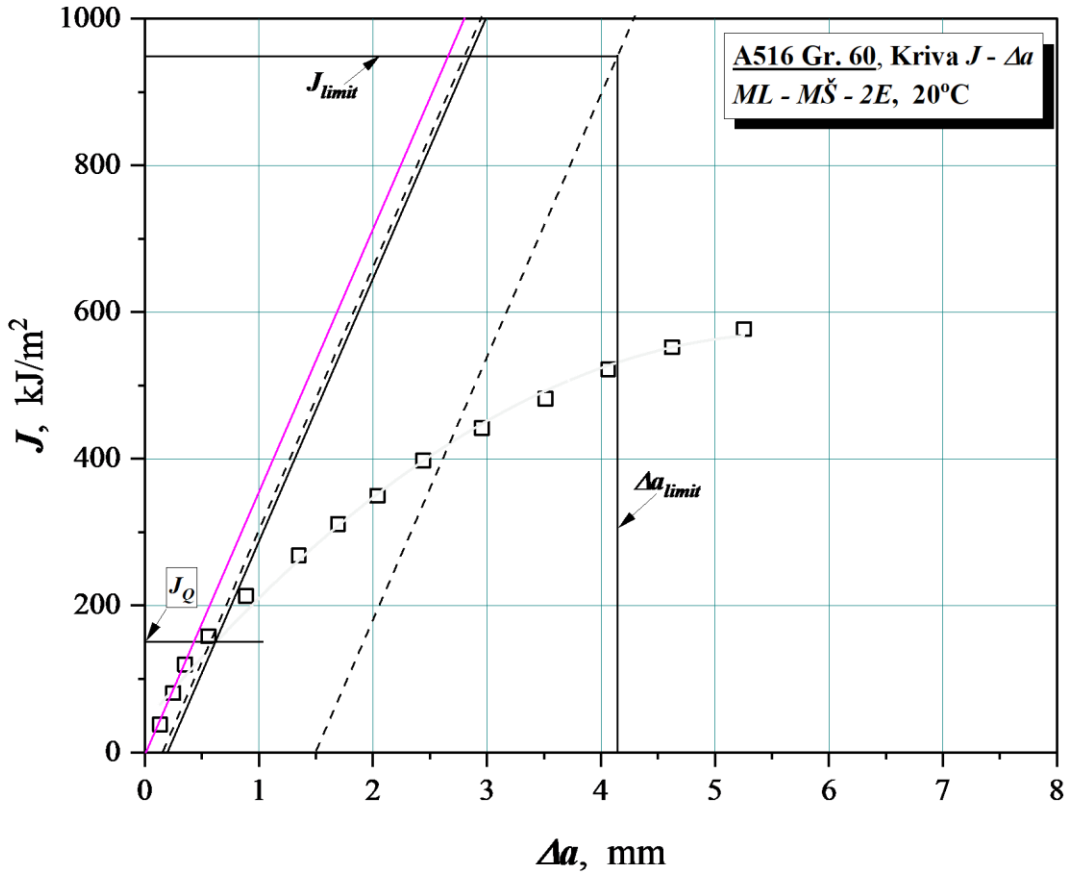


б)

Slika 3.1. Дијаграми $P - V_m$ и $J - \Delta a$ за епрувету ознаке *ML - MŠ – 1E*

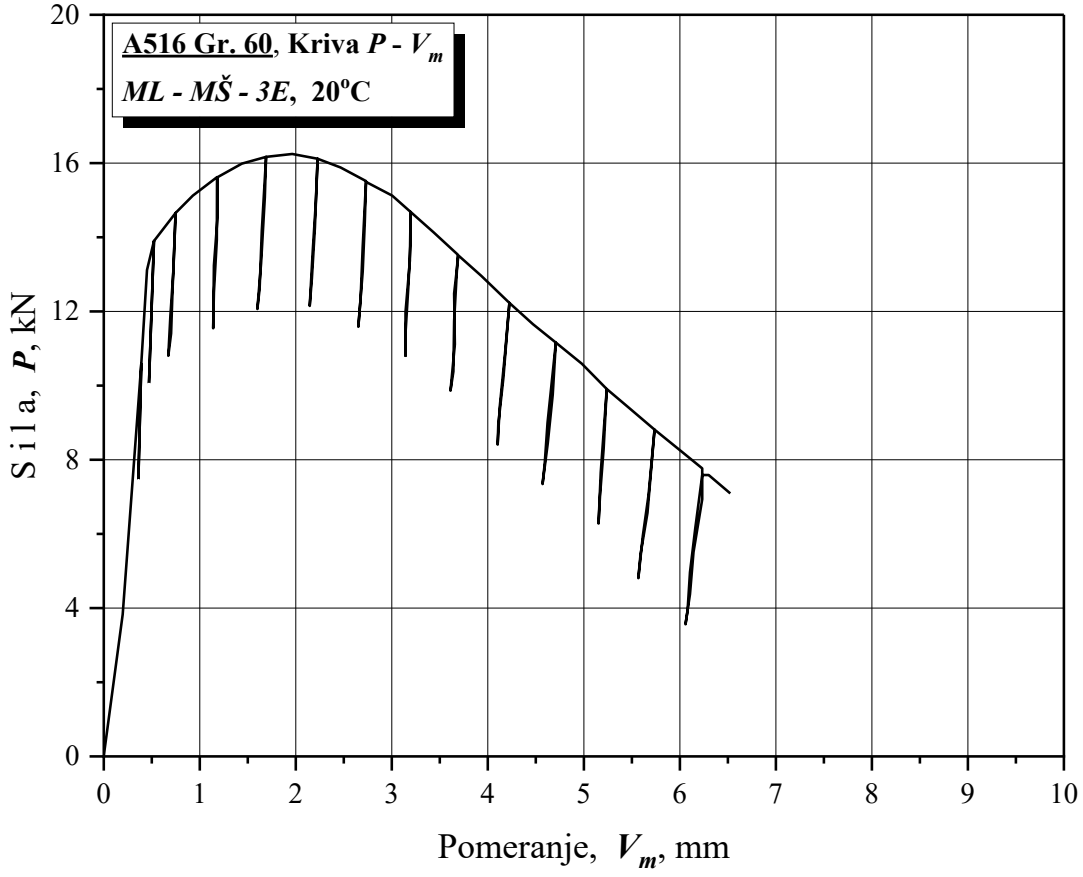


а)

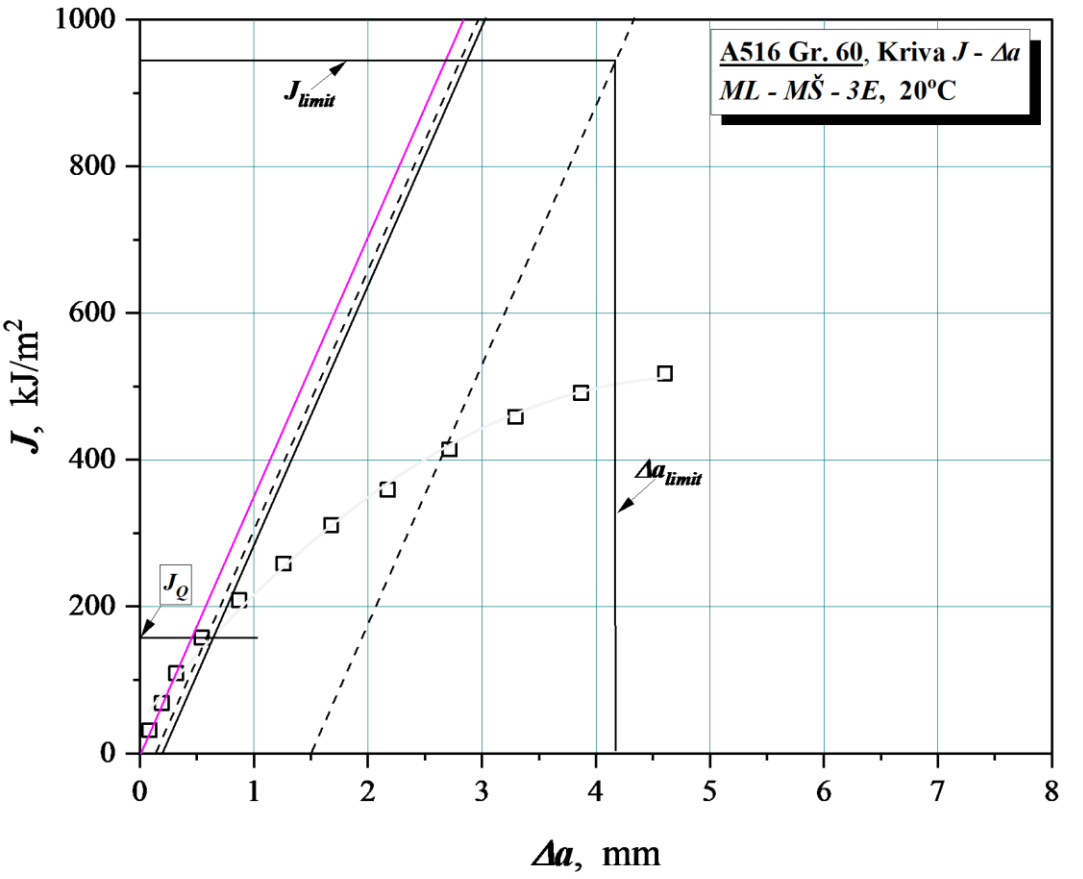


б)

Slika 3.2. Дијаграми $P - V_m$ и $J - \Delta a$ за епрувету ознаке *ML - MŠ – 2E*



а)



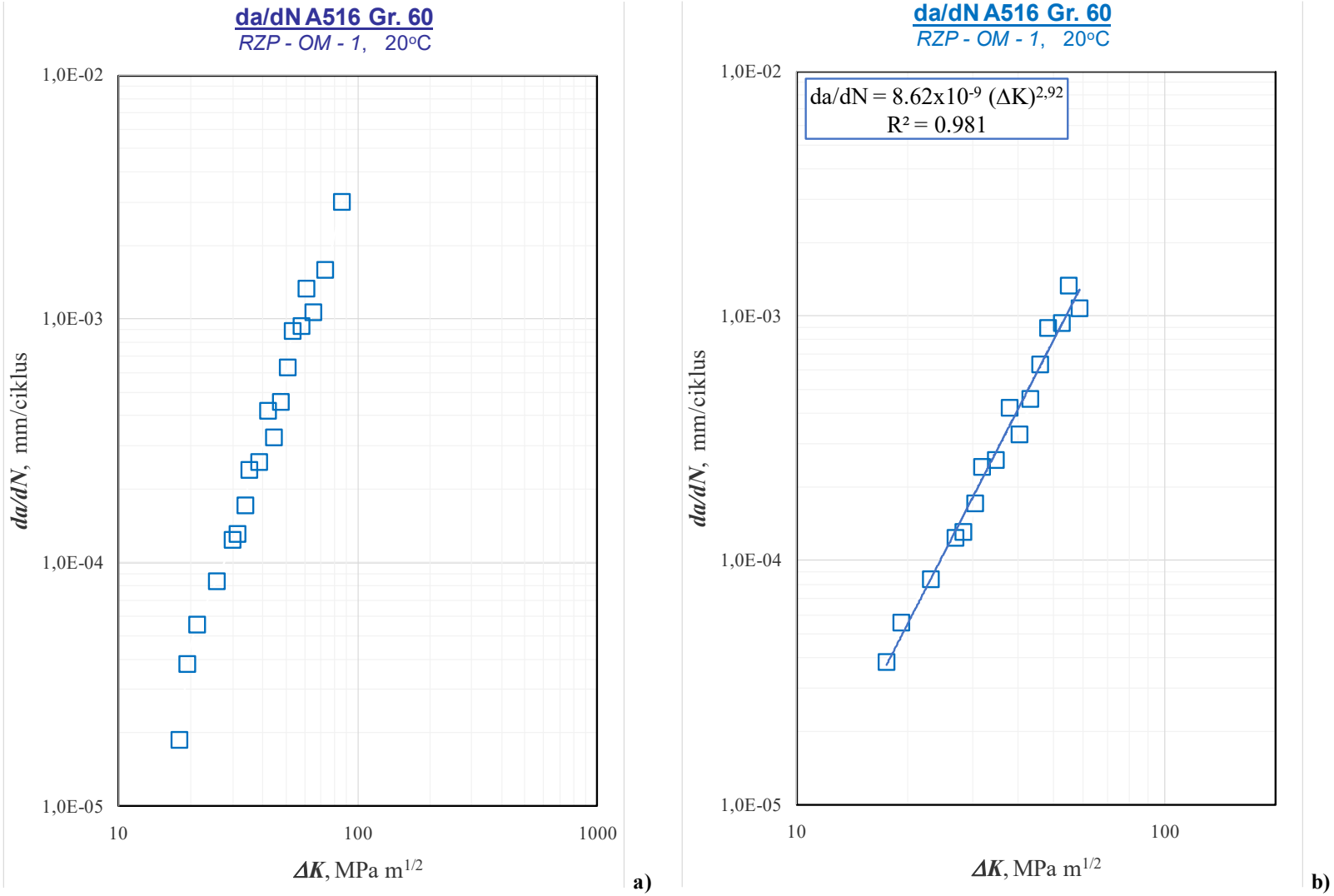
б)

Slika 3.3. Дијаграми *P - V_m* и *J - Δa* за епрувету ознаке *ML - MŠ – 3E*

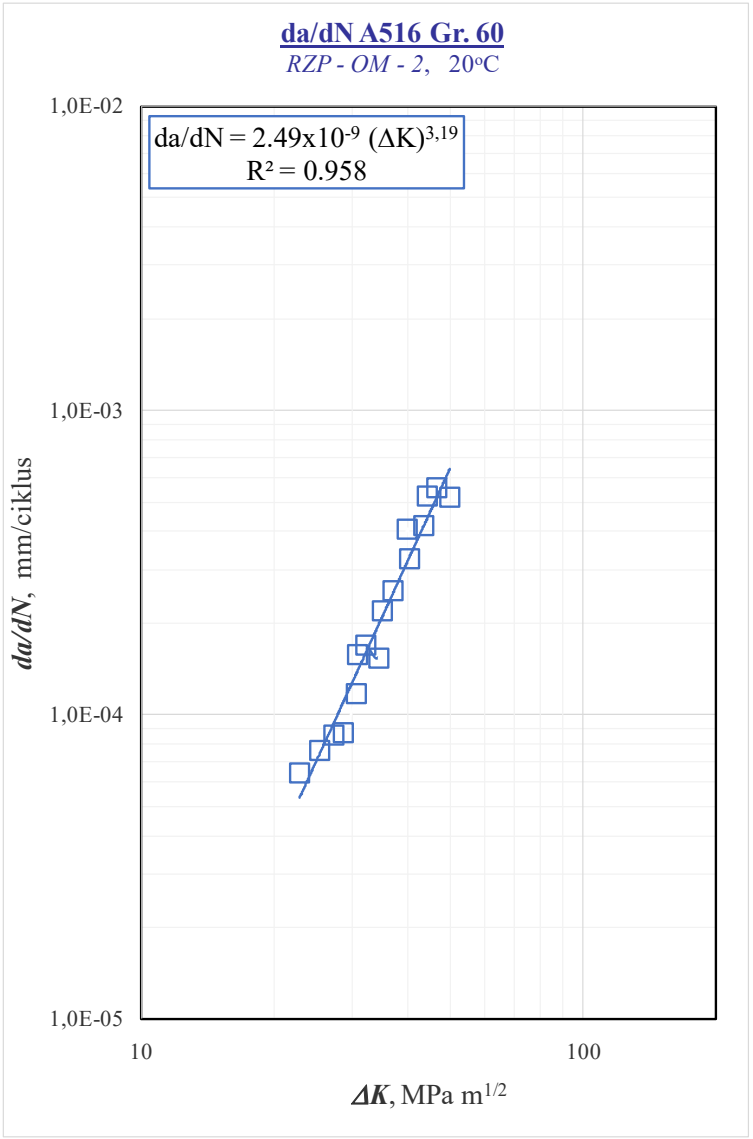
П Р И Л О Г 5

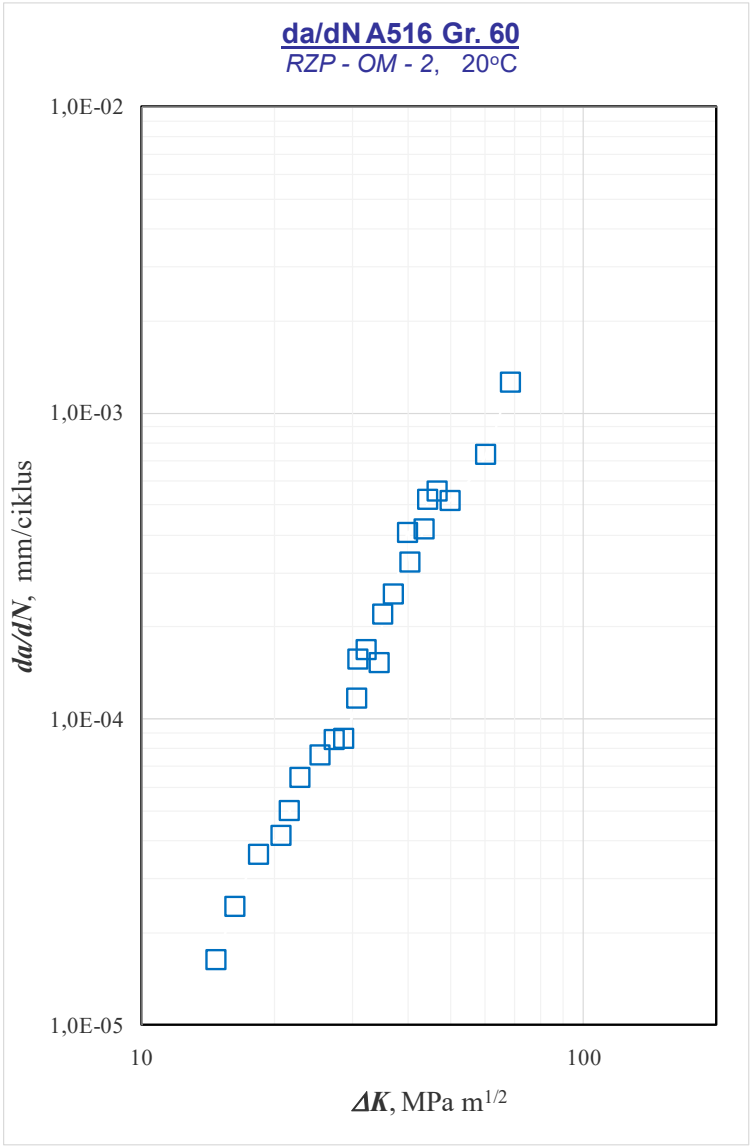
ДИЈАГРАМИ РАСТА ЗАМОРНЕ ПРСЛИНЕ
А: *da/dN - ΔK* код Основног метала (*OM*)
Б: *da/dN - ΔK* код Зоне утицаја топлоте (*ZUT*)
Ц: *da/dN - ΔK* код Метала шава (*MŠ*)

А: Дијаграми *da/dN - ΔK* код Основног метала (*OM*)

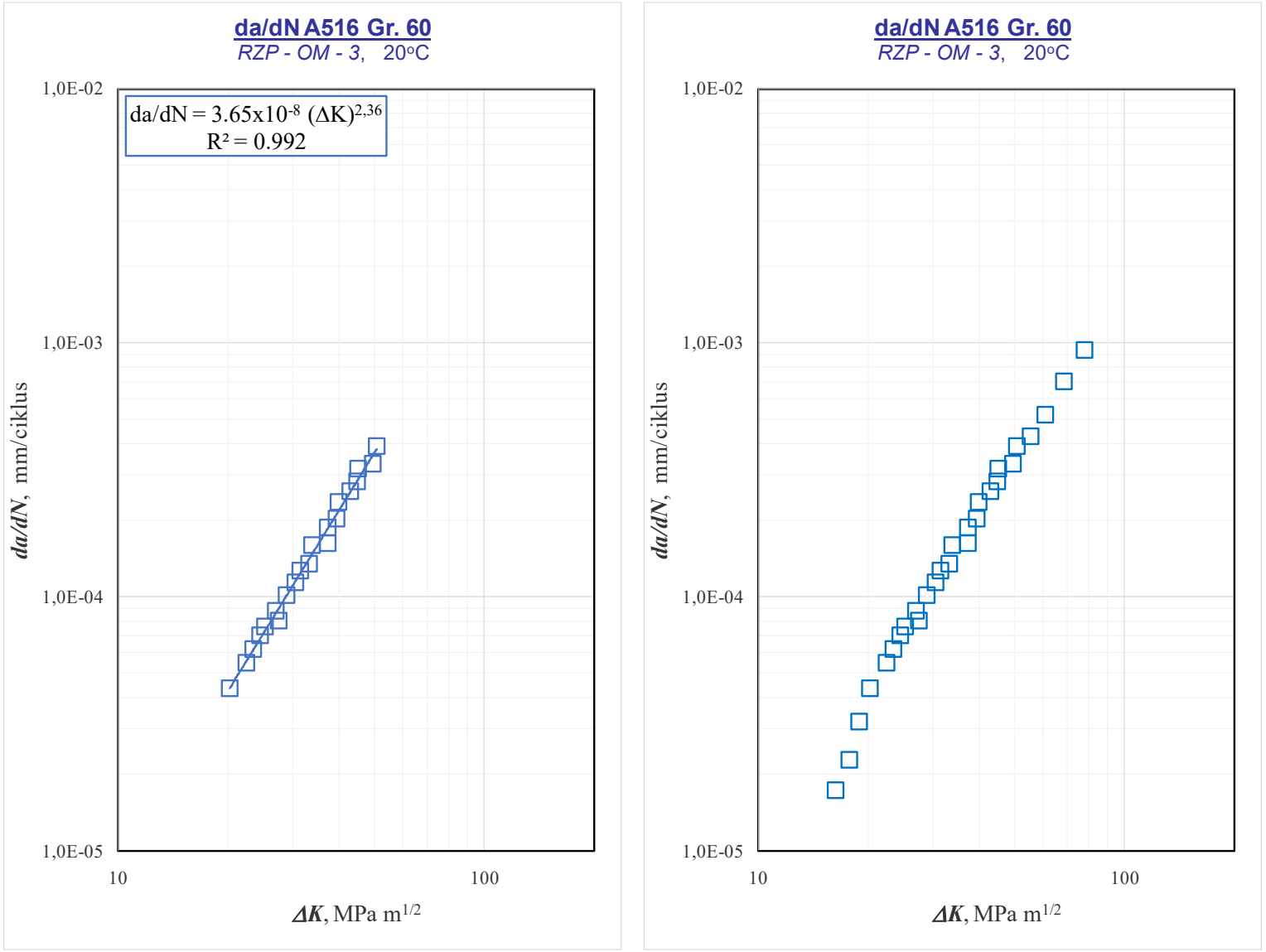


Слика 1.1. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - OM – 1*



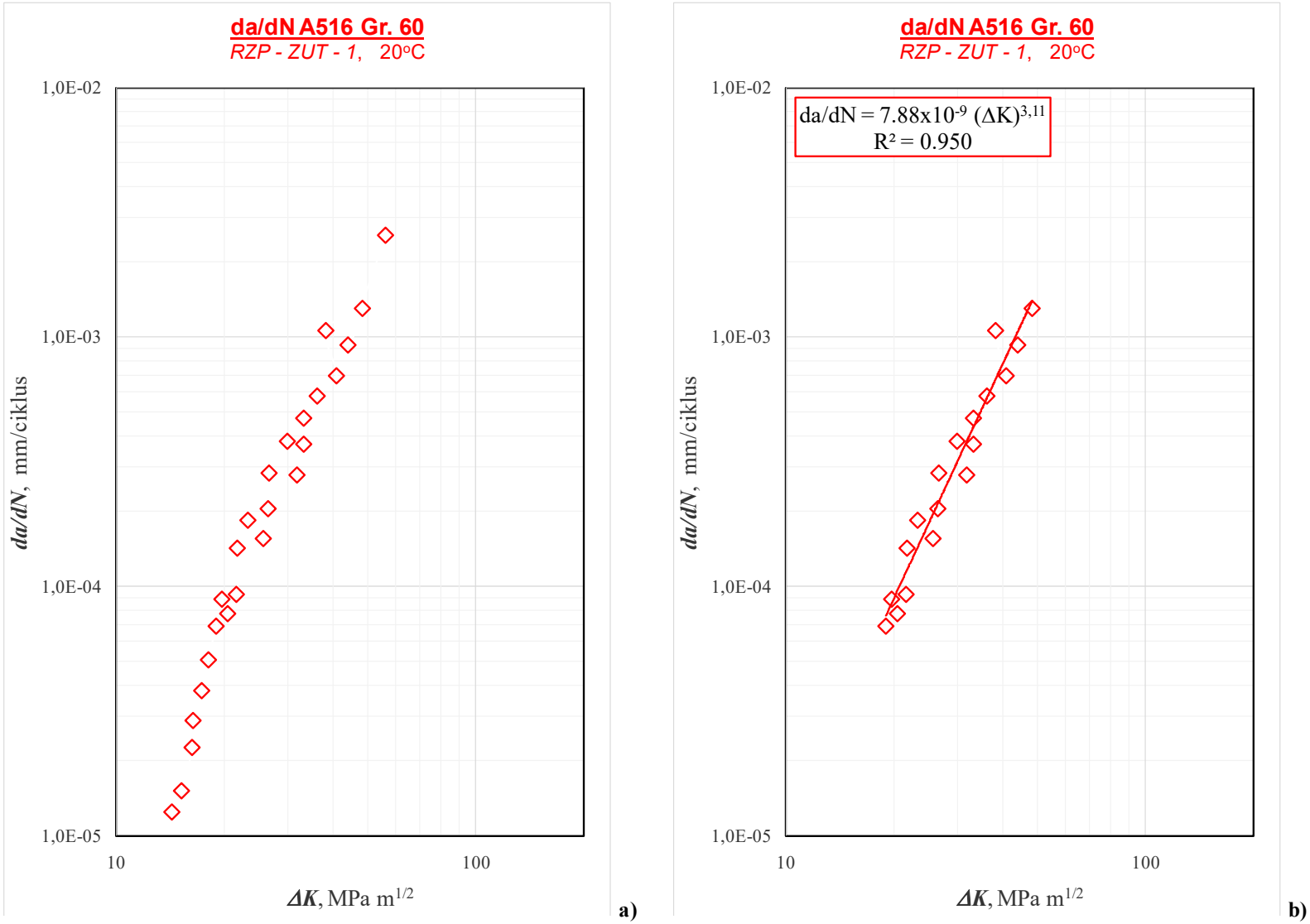


Слика 1.2. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - OM – 2*

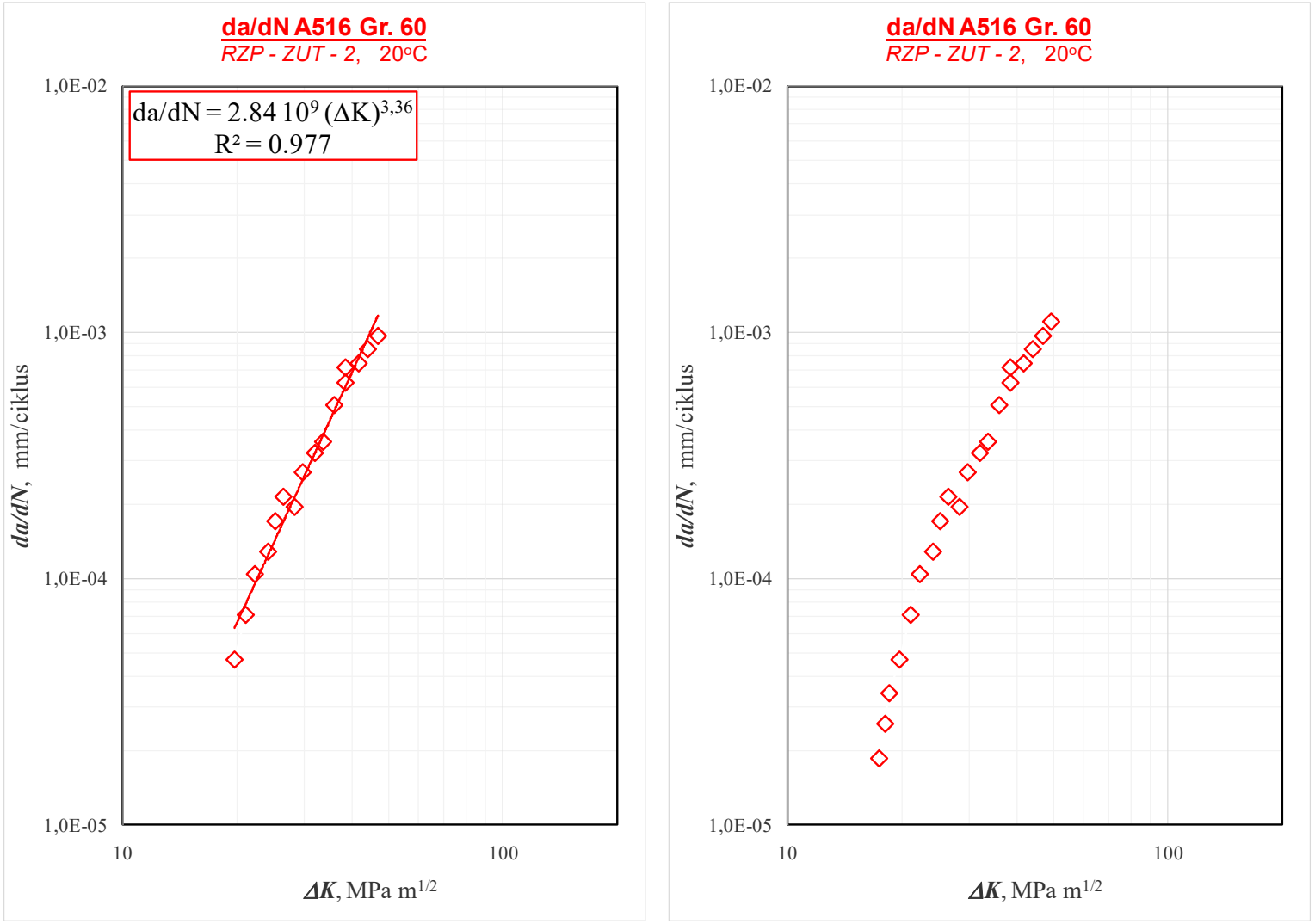


Слика 1.3. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - OM – 3*

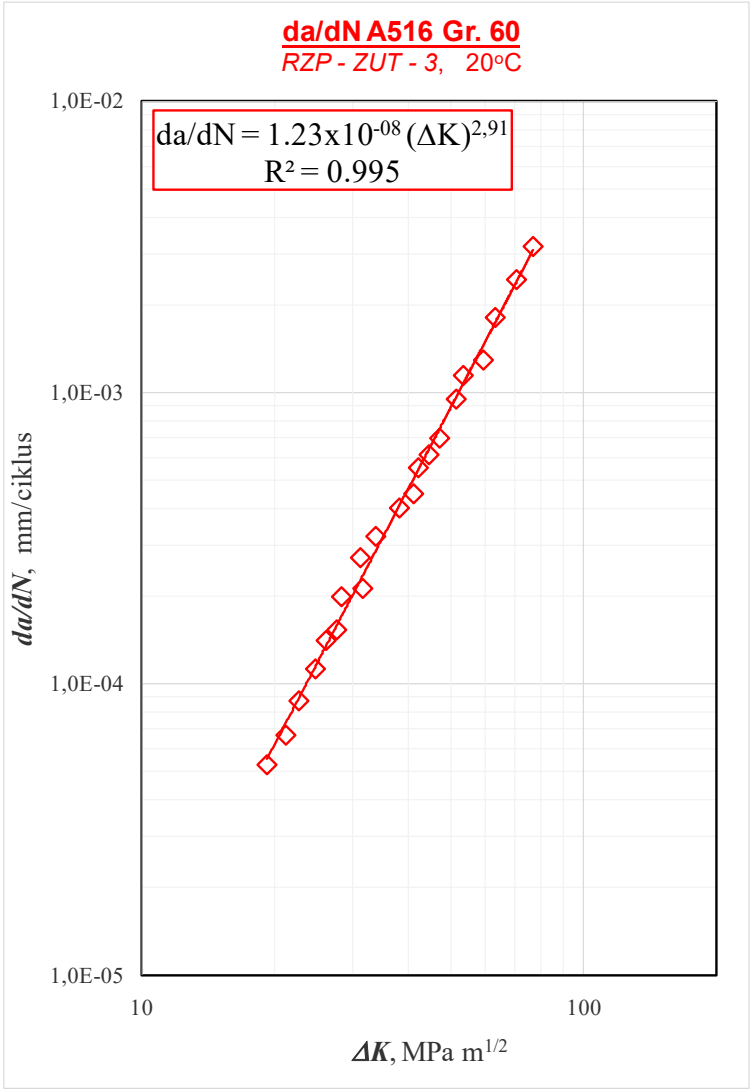
Б: Дијаграми *da/dN - ΔK* код Зоне утицаја топлоте (*ZUT*)

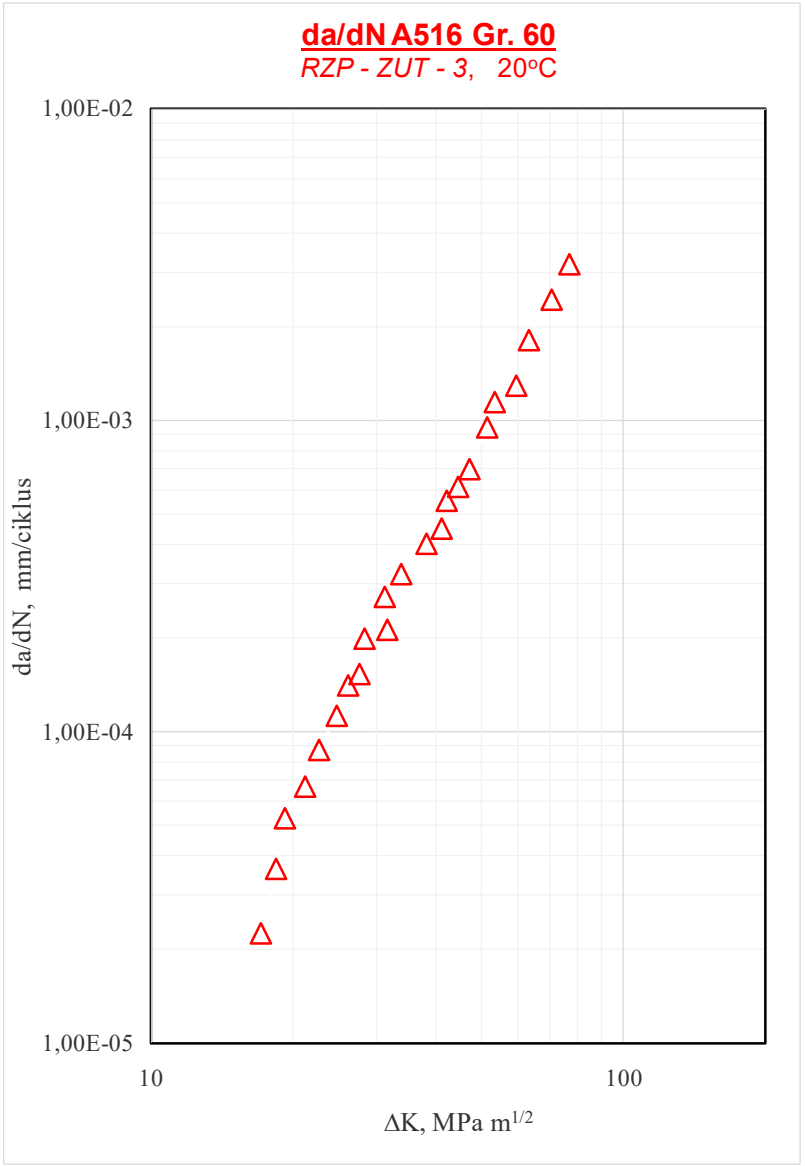


Слика 2.1. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - ZUT – 1*



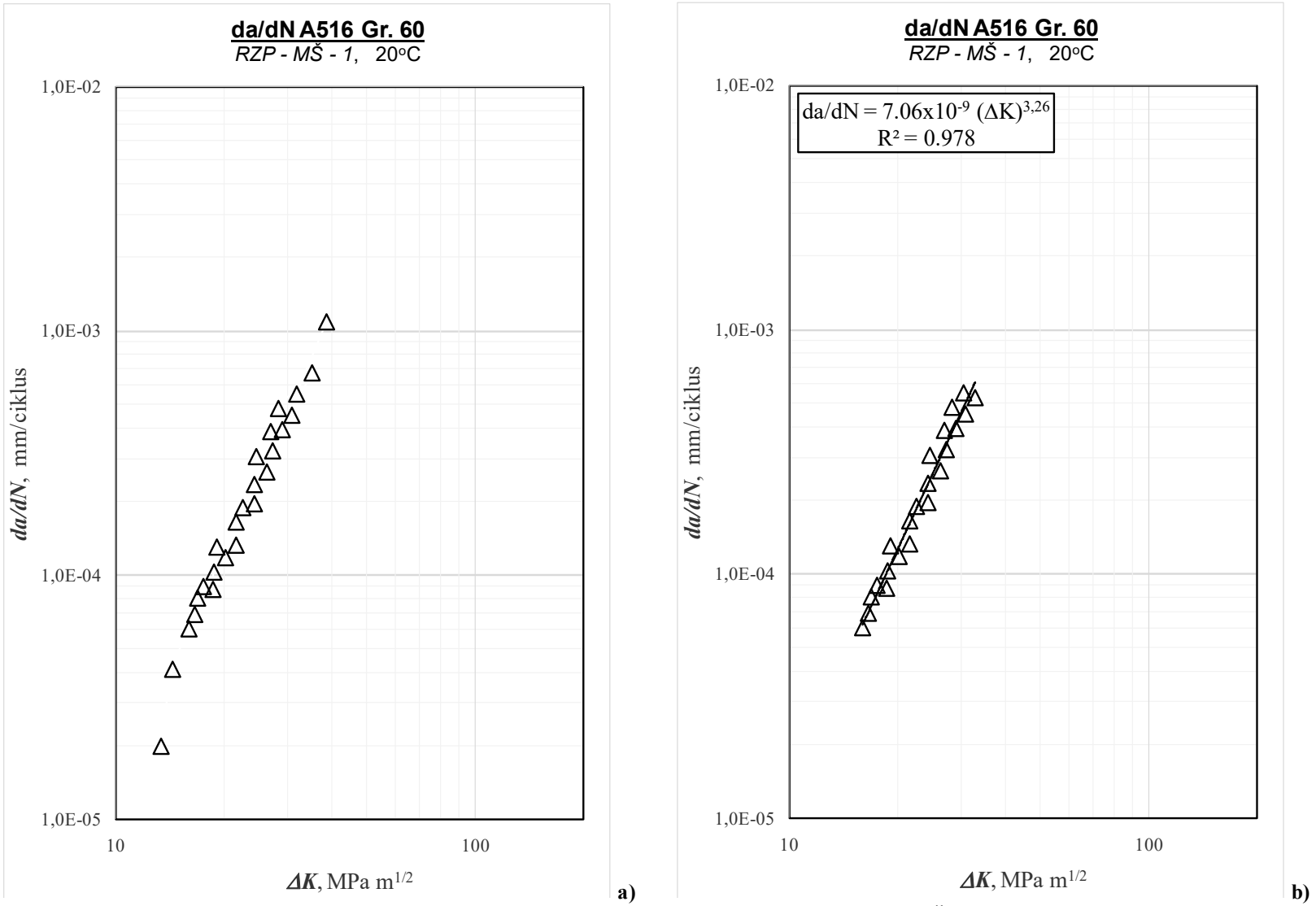
Слика 2.2. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - ZUT – 2*



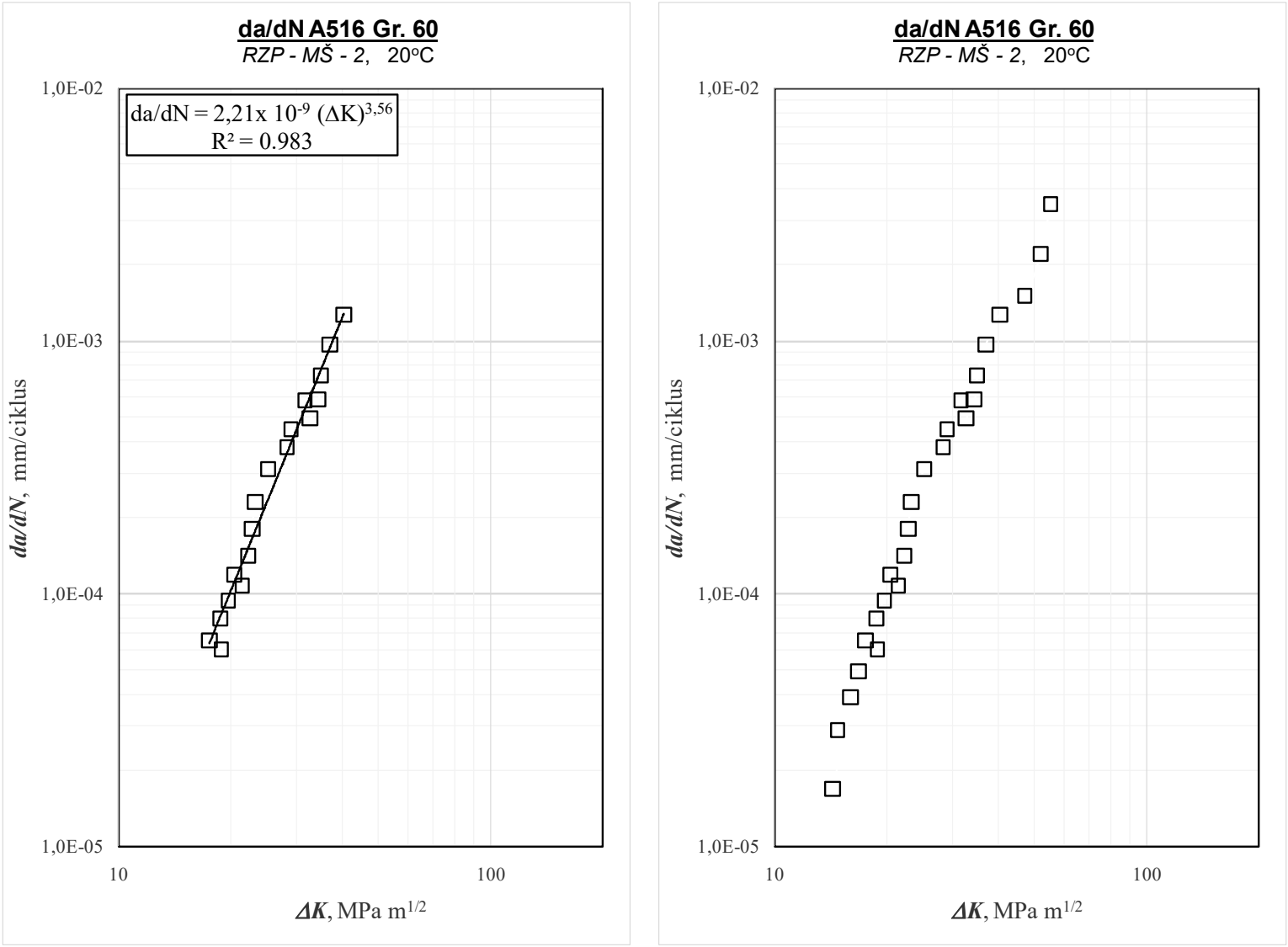


Слика 2.3. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - ZUT – 3*

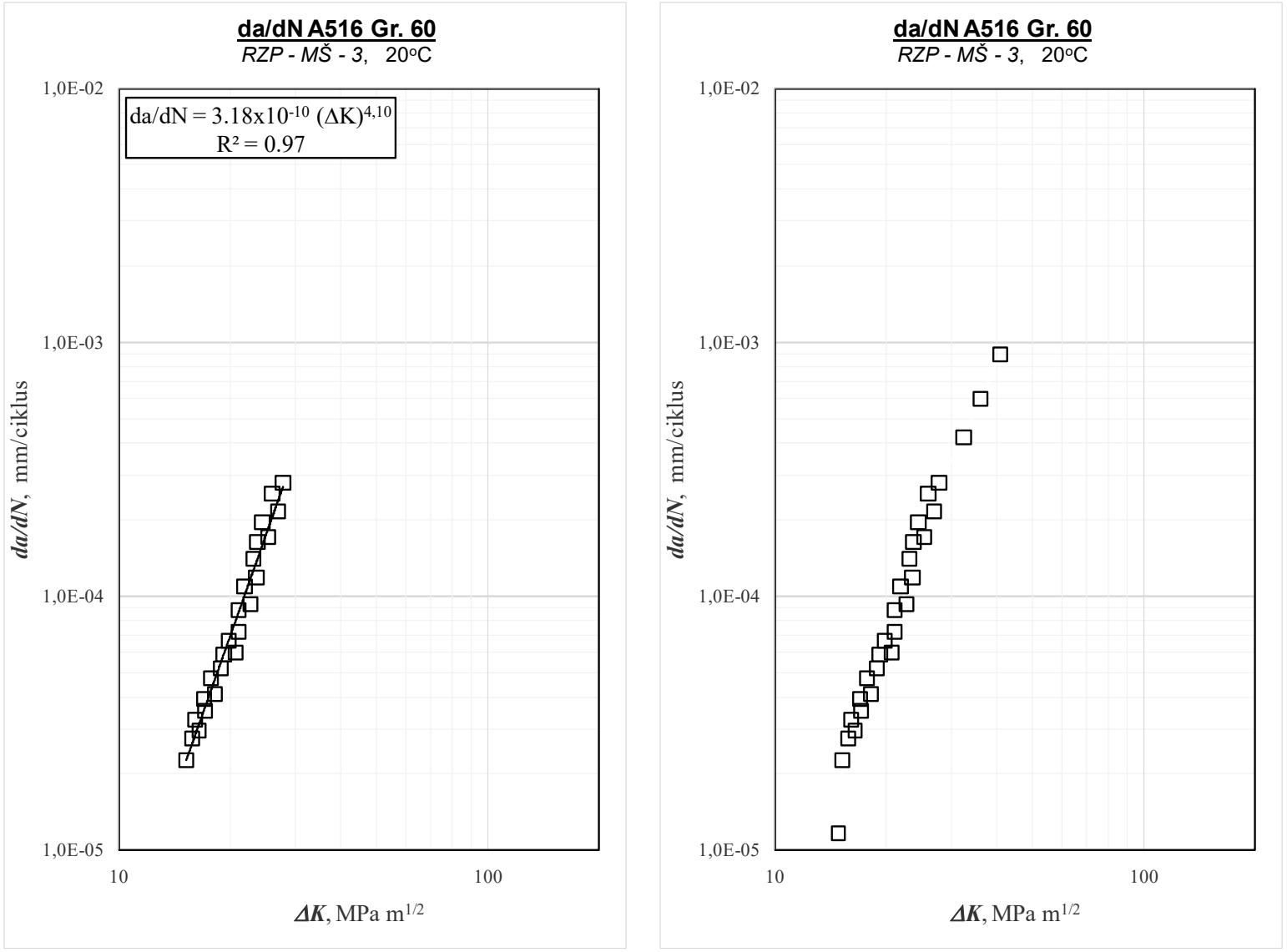
Ц: Дијаграми *da/dN - ΔK* код Метала шава (*МШ*)



Слика 3.1. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - MŠ – 1*



Слика 3.2. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - MŠ – 2*



Слика 3.3. Дијаграм зависности *da/dN - ΔK* epruvete *RZP - MŠ – 3*