

УНИВЕРЗИТЕТ У КРАГУЈЕВЦУ
ФАКУЛТЕТ ИНЖЕЊЕРСКИХ НАУКА



Андреја Б. Илић

УТИЦАЈ СЛОЖЕНОСТИ ОБЛИКА,
МАТЕРИЈАЛА, КОНЦЕНТРАЦИЈЕ
НАПОНА И ТЕМПЕРАТУРЕ НА
ПРОЈЕКТОВАЊЕ ЗАВАРЕНИХ
КОНСТРУКЦИЈА

- докторска дисертација -

Крагујевац, 2015. године

I Аутор	
Име и презиме	Андреја Б. Илић
Датум и место рођења	26. 07. 1972. год., Крагујевац
Садашње запослење	Градска управа Крагујевац
II Докторска дисертација	
Наслов	Утицај сложености облика, материјала, концентрације напона и температуре на пројектовање заварених конструкција
Број страница	244
Број слика	233
Број библиографских података	146
Установа и место израде рада	Факултет инжењерских наука у Крагујевцу
Научна област	Машинске конструкције и механизација
Ментор	Др Лозица Ивановић, ванредни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу
III Оцена и одбрана	
Датум пријаве теме	16. 06. 2011. године
Број одлуке и датум прихватања докторске дисертације	
Комисија за оцену подобности теме и кандидата	Др Лозица Ивановић, ванредни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Вукић Лазић, редовни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Добривоје Ћатић, редовни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Мирослав Живковић, редовни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Звонимир Југовић, редовни професор, Технички Факултет у Чачку
Комисија за оцену и одбрану докторске дисертације	Др Лозица Ивановић, ванредни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Вукић Лазић, редовни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Добривоје Ћатић, редовни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Мирослав Живковић, редовни професор, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу Др Александар Маринковић, ванредни професор, Машински факултет у Београду
Датум одбране дисертације	

Ова докторска дисертација представља резултат мог дугогодишњег интересовања и истраживања у области сложености облика, утицаја материјала, концентрације напона и температуре при пројектовању одговорних заварених конструкција, што је резултирало бројним радовима објављеним у међународним и домаћим научним часописима и саопштеним на симпозијумима и конгресима. Анализа наведених феномена извршена је обимним експерименталним испитивањима, као и анализом и систематизацијом бројних литературних референци уз коришћење савремене експерименталне опреме.

Најпре желим да изразим посебну захвалност професорки др Јосифовић Даници на указаном поверењу, несебичној помоћи, корисним саветима и најискренијим сугестијама, као и великој подршци током израде ове докторске дисертације.

Најискреније се захваљујем свом ментору, професорки др Ивановић Лозици, чије су ме лично ангажовање, корисне сугестије и савети пратили за време израде докторске дисертације.

Захваљујем се професору др Лазић Вукићу и професору др Александровић Србољубу, као и њиховим сарадницима на помоћи и личном ангажовању током извођења експерименталног дела истраживања, корисним саветима, примедбама и свесрдној помоћи при изради ове дисертације.

Захваљујем се професору др Живковић Мирославу и Живковић Јелени на корисним сугестијама и помоћи око нумеричке анализе разматраних феномена.

Захваљујем се професору др Максимовић Стевану и његовим сарадницима на помоћи при извођењу једне фазе експерименталног истраживања у Лабораторији за експерименталну чврстоћу Војнотехничког института у Београду - Жарково. Њихова помоћ и лично ангажовање били су драгоцени.

Захваљујем се КонМат доо, Београд, предузећу које се бави испитивањем материјала, заварених спојева, енергетске и процесне опреме на љубазности и помоћи при извођењу металографских испитивања.

На крају, желим да изразим своје најискренију захвалност мојој супрузи Драгани, сину Бранку као и целој породици на бескрајној подршци, разумевању и стрпљењу. Њихов удео у овом раду је немерљив јер су у сваком тренутку били уз мене као моја највећа подршка.

Андреја Илић

УТИЦАЈ СЛОЖЕНОСТИ ОБЛИКА, МАТЕРИЈАЛА, КОНЦЕНТРАЦИЈЕ НАПОНА И ТЕМПЕРАТУРЕ НА ПРОЈЕКТОВАЊЕ ЗАВАРЕНИХ КОНСТРУКЦИЈА

Резиме

У овој докторској дисертацији заварена конструкција је посматрана као сложен систем елемената са комплексним интеракцијама који су хетерогени из аспекта материјала, облика и димензија, механичких карактеристика, као и експлоатационих и функционалних услова. Хетерогеност елемената заварене конструкције условљава њихове различите карактеристике и одговоре на оптерећење, док нехомогеност њихове микроструктуре условљава и додатно усложњава напонско-деформационо стање. Специфичности пројектовања заварених машинских конструкција сагледане су из аспекта сложености облика, материјала, концентрације напона и температуре експлоатације. Експериментално одређивање механичких карактеристика и анализа понашања у експлоатационим условима, на собној и повишеним температурама, изведена је на моделима од микролегираног челика повишене јачине. Испитивани модели поред зоне завареног споја садрже и зону геометријског дисконтинуитета као додатни извор концентрације напона што је чест случај код елемената заварених конструкција. Скуп фактора који условљавају пројектовање заварених конструкција идентификован је свеобухватном анализом експерименталних резултата и верификован је теоријским разматрањем напонско-деформационог стања које настаје код разматраних модела. Посебна пажња је посвећена анализи механичких особина и карактеристика микролегираних челика повишене јачине за израду веома одговорних заварених машинских конструкција, као савременог материјала, чија употреба омогућава остваривање низа предности, али са собом доноси и специфичне проблеме који морају бити адекватно решени током процеса пројектовања ових конструкција.

Идентификовањем фактора који одређују конструкционо решење заварених машинских конструкција и утврђивањем њиховог утицаја дате су препоруке којима се утемељује рационално коришћење материјала и енергије, остварује смањење укупних трошкова уз прихватљиве еколошке ефекте и истовремено унапређује сигурност и поузданост заварених машинских конструкција.

Кључне речи: Заваривање, челици повишене јачине, концентрација напона, пројектовање, напонско стање.

INFLUENCE OF SHAPE COMPLEXITY, MATERIAL, STRESS CONCENTRATION AND TEMPERATURE TO DESIGNING OF WELDED CONSTRUCTIONS

Summary

In this dissertation welded constructions are analyzed as complex systems of elements with complex mechanisms of interactions that are heterogeneous from the aspects of materials, shape and dimensions, mechanical properties, so as exploitation and functional conditions. Heterogeneity of elements of welded constructions cause their different characteristics and their different response to load, while inhomogeneity of their microstructure cause complex stress-strain state so as additional complication of this state. The specific characteristics of welded constructions design are highlighted from the aspect of shape complexity, material, stress concentrations and exploitation temperature. Experimental determination of mechanical properties and analysis of mechanical response to load during exploitation at room and elevated temperatures were done at models made of low alloyed high strength steel. Tested models besides zone of welded joint have zone of geometrical discontinuities as additional source of stress concentration that is common case at elements of welded mechanical constructions. Set of parameters that influent to design of welded constructions is identified by analysis of experimental results and verified by theoretical considerations of stress-strain state at tested models. Special focus is put on analysis of characteristics and mechanical properties of low alloyed high strength steels for welded mechanical constructions as present material with usage that obtain number of advances, but also bring some specific problems that must be solved during process of design of those constructions.

By identification of factors that influent to constructional solution of welded construction and determination of their influence, recommendations are given to establish rational usage of material and energy, obtained reduction of total costs with minimal ecological impact and with simultaneous improve of safety and reliability of welded constructions.

Key words: *Welding, high strength steels, stress concentration, design, stress state, influence of temperature*

САДРЖАЈ

УВОДНА РАЗМАТРАЊА	21
ПРЕГЛЕД ИСТРАЖИВАЊА	25
1 МАТЕРИЈАЛИ ЗА ИЗРАДУ ЗАВАРЕНИХ МАШИНСКИХ КОНСТРУКЦИЈА	34
1.1 Увод	34
1.2 Историјски преглед развоја гвожђа и челика	34
1.3 Угљенични челици	35
1.4 Угљенично-мангански челици	36
1.5 Умирени челици	36
1.6 Микролегирани челици	37
1.7 Термомеханички контролисано прерађени челици	37
1.8 Микролегирани челици повишене јачине	39
1.8.1 Развој микролегираних челика повишене јачине	40
1.8.2 Примена микролегираних челика повишене јачине	41
1.9 Микролегирани челик повишене јачине - <i>S690QL</i>	44
1.9.1 Процес производње микролегираног челика - <i>S690QL</i>	46
2 ЗАВАРИВАЊЕ МИКРОЛЕГИРАНИХ ЧЕЛИКА ПОВИШЕНЕ ЈАЧИНЕ	50
2.1 Увод и развој метода заваривања	50
2.2 Оцена заварљивости челика	52
2.2.1 Аналитичке методе оцене заварљивости	53
2.2.2 Параметарске једначине хладних прслина	55
2.2.3 Параметарске једначине топлих прслина	59
2.2.4 Параметарске једначине ламеларних прслина	61
2.2.5 Параметарске једначине прслина жарења	62
2.2.6 Остали показатељи заварљивости челика	63
2.2.7 Заварљивост микролегираних челика повишене јачине	64
2.3 Заваривање челика класе <i>S690QL</i>	65
2.3.1 Унос топлоте при заваривању челика класе <i>S690QL</i>	67
2.3.2 Укупни хемјјски еквивалент угљеника челика класе <i>S690QL</i>	68
2.3.3 Одређивање температуре предгревања челика класе <i>S690QL</i>	69
2.3.4 Оцена склоности челика класе <i>S690QL</i> ка образовању прслина	71
2.3.5 Припрема плоча од челика класе <i>S690QL</i> за заваривање	73
2.3.6 Методе уклањања дифузног водоника	74
2.3.7 Додатни материјал за заваривање челика класе <i>S690QL</i>	75
2.3.8 Додатни материјали од нерђајућег челика за заваривање челика класе <i>S690QL</i>	76
2.3.9 Заштитни гас за заваривање челика класе <i>S690QL</i>	76

2.4	Напонско-деформационо стање у завареним спојевима	77
2.5	Микроструктурно стање у зони завареног споја	81
2.6	Дефекти у зонама заварених спојева и њихове карактеристике	82
2.7	Методe релаксације напонско-деформационог стања у завареним спојевима	82
2.8	Технологија и параметри заваривања челика класе <i>S690QL</i>	85
2.8.1	Технологија и параметри РЕЛ/МАГ варијанте заваривања	86
2.8.2	Технологија и параметри МИГ/МАГ варијанте заваривања	88
3	КОНЦЕНТРАЦИЈА НАПОНА КОД ЗАВАРЕНИХ МАШИНСКИХ КОНСТРУКЦИЈА	91
3.1	Уводна разматрања	91
3.2	Концентрација напона као дводимензионални проблем	91
3.3	Концентрација напона као просторни проблем	93
3.4	Локална и структурна концентрација напона	94
3.5	Концентрација напона у зонама заварених спојева	94
3.6	Осетљивост на зарез	98
4	ТЕОРИЈЕ НОСИВОСТИ И ЛОМА	104
4.1	Уводна разматрања	104
4.1	Критеријум максималног нормалног напона	104
4.2	Морова теорија лома кртих материјала	105
4.3	Критеријум максималног смицајног напона	107
4.4	Мизесов критеријум	107
5	АНАЛИЗА КОНСТРУКЦИОНОГ РЕШЕЊА И ДИЗАЈНА ЕЛЕМЕНАТА ЗАВАРЕНИХ КОНСТРУКЦИЈА	110
5.1	Увод	110
5.2	Основне релације	110
5.3	Методe решавања проблема у анализи зависности решења дизајна	112
5.3.1	Коначне разлике	112
5.3.2	Дискретни системи	113
5.4	Метода коначних елемената	116
5.4.1	Основни принципи примене методе коначних елемената	116
6	ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСПИТИВАЊА ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА	120

6.1	Увод	120
6.2	Металографска испитивања заварених спојева	120
6.2.1	Методологија, поступак и уређаји за испитивање	121
6.2.2	Металографско испитивање варијанте РЕЛ/МАГ завареног споја	122
6.2.3	Металографско испитивање варијанте МИГ/МАГ завареног споја	128
6.3	Експериментално одређивање механичких карактеристика на собној температури	133
6.3.1	Метод испитивања и криве ојачања	133
6.3.2	Одређивање механичких карактеристика заварених спојева на собној температури	136
6.3.3	Одређивање механичких карактеристика епрувета са <i>V</i> -жлебом по обиму	144
6.3.4	Одређивање механичких карактеристика епрувета са отворима	155
6.3.5	Одређивање механичких карактеристика епрувета са <i>U</i> -жлебом по обиму	158
6.4	Одређивање механичких карактеристика епрувета на повишеним температурама	170
6.4.1	Методологија, поступак и уређаји за испитивање	170
6.4.2	Одређивање механичких карактеристика епрувета са завареним спојем на повишеним температурама	172
6.4.3	Одређивање механичких карактеристика епрувета са мимоилазним отворима на повишеним температурама	184
6.4.4	Одређивање механичких карактеристика епрувета са <i>U</i> -жлебом по обиму на повишеним температурама	187
6.5	Одређивање ударне жилавости епрувета са завареним спојем	192
6.5.1	Уводна разматрања	192
6.5.2	Методологија и уређај за испитивање ударне жилавости	193
6.5.3	Експериментално одређивање ударне жилавости челика <i>S690QL</i>	194
6.5.4	Одређивање ударне жилавости епрувета са завареним спојем	196
6.5.5	Одређивање ударне жилавости епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја	196
6.5.6	Одређивање ударне жилавости епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја	204
7	АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА И ДИСКУСИЈА	216
7.1	Анализа и дискусија резултата добијених током испитивања затезањем	216
7.2	Анализа и дискусија резултата добијених током испитивања ударне жилавости	224
7.3	Анализа и дискусија резултата добијених нумеричком методом	226
8	ЗАКЉУЧАК	228
	ЛИТЕРАТУРА	237

ПРЕГЛЕД ОЗНАКА И СКРАЋЕНИЦА

ОЗНАКА	ЗНАЧЕЊЕ
<i>PEL</i>	- ручно електролучно заваривање
<i>MIIG</i>	- електролучно заваривање у заштитној атмосфери инертног гаса
<i>MAIG</i>	- електролучно заваривање у заштитној атмосфери активног гаса
<i>CAMS</i>	- компјутерски потпомогнут избор материјала
<i>ISSB</i>	- Биро за статистику челика и гвожђа
<i>A_{c1}, A_{c3}</i>	- доња и горња температура аустенитне трансформације
<i>TMCP</i>	- термо-механички контролисана прерада
<i>SSC</i>	- контрола неметалних укључака
<i>ASM</i>	- Америчко удружење за материјале
<i>СРПС</i>	- Национални стандард Републике Србије
<i>EN</i>	- Европске норме
<i>TWIP</i>	- изазивање пластичности дуплицирањем зрна
<i>DP</i>	- двофазни
<i>CP</i>	- комплексна фаза
<i>ISO</i>	- Међународна организација за стандардизацију
<i>AFNOR</i>	- Национални стандард Републике Француске
<i>DIN</i>	- Национални стандард Републике Немачке
<i>R_m</i>	- затезна јачина материјала
<i>R_{p0,2}</i>	- напон течења материјала
<i>IW</i>	- Међународни институт за заваривање
<i>CE</i>	- хемијски еквивалент угљеника
<i>CE_{IW}</i>	- хемијски еквивалент угљеника према Међународном институту за заваривање
<i>HV_{min}, HV_{max}</i>	- минимална и максимална тврдоћа у зони споја
<i>[C]</i>	- укупан еквивалент угљеника према Сеферијану
<i>s</i>	- дебљина у зони споја
<i>T_p</i>	- температура предгревања
<i>P_{CM}</i>	- параметар за оцену склоности ка хладним прслинама
<i>P_C</i>	- параметар за оцену склоности нисколегираних челика ка образовању хладних прслина
<i>Q + T</i>	- каљење и отпуштање
<i>P_X</i>	- параметар којим се процењује дебљина плоча које се заварују
<i>v_h</i>	- брзина хлађења
<i>v_{hmin}, v_{hmax}</i>	- минимална и максимална брзина хлађења
<i>v_{hd}</i>	- дозвољена брзина хлађења
<i>v_{kr}</i>	- критична брзина хлађења
<i>v₃₀₀</i>	- брзина хлађења до 300°C
<i>t_{8/5}</i>	- време хлађења од 800 до 500°C
<i>P_S</i>	- параметар за оцену склоности ка настанку хладних прслина
<i>M_S</i>	- температура почетка разлагања подхлађеног аустенита
<i>CE_m</i>	- модификовани еквивалент угљеника
<i>H. C. S.</i>	- осетљивост на топле прслине

ΔT	- температурни интервал рекристализације
T_l	- ликвидус температура
T_s	- солидус температура
v_{kr0}	- критична брзина деформисања
P_l	- параметар за оцену склоности ка настанку хладних прелина
ΔG	- параметар за оцену склоности ка настанку прелина жарења код нискоугљеничних челика
P_z	- параметар за оцену склоности ка прелинама жарења
TTT	- трансформациони дијаграм температура-време
CCT	- дијаграм континуалног хлађења
$q_l, kJ/cm$	- погонска енергија заваривања
U, V	- напон заваривања
I_z, A	- јачина струје заваривања
$v_z, mm/min$	- брзина заваривања
k	- бездимензијски коефицијент термичке ефикасности поступка заваривања
CEV, CET	- хемијски еквивалент угљеника за челик <i>WELDOX 700</i>
d	- дебљина плоча које се заварују
HD	- садржај водоника у металу шава
$T_{interpas}$	- међуслојна температура при заваривању из више пролаза
C	- концентрације водоника у челику
t	- време
D	- коефицијент дифузије
E	- модул еластичности
S	- крутост компоненте
α	- коефицијент термичког ширења
δ	- дубина уваривања
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	- компоненте нормалног напона у правцима оса Декартовог координатног система
$\bar{P}_{Vx}, \bar{P}_{Vy}$	- компоненте спољашњег оптерећења по јединици запремине у правцима координатних оса
P_x, P_y	- компоненте спољашњих површинских сила по јединици површине у правцима координатних оса
K_{ix}	- фактор концентрације напона у правцу уздужне осе
$K_{t\theta}$	- фактор концентрације напона у правцу тангенте
σ_{nom}	- референтни номинални напон
K_e	- фактор концентрације ефективног напона
K_t	- теоријски фактор концентрације напона
q	- фактор осетљивости на зарез
K_{tf}	- фактор осетљивости на зарез при оптерећењу на замор у случају нормалних напона
K_{tsf}	- фактор осетљивости на зарез при оптерећењу на замор у случају смицајних напона
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	- главни нормални напони
τ_1, τ_2, τ_3	- главни смицајни напони

τ_x, τ_y, τ_z	- компоненте смицајног напона у правцима оса Декартовог координатног система
σ_{eq}	- еквивалентни напон
n_ψ	- укупан број функција одговора конструкције
b	- вектор параметара дизајна
n_b	- број параметара дизајна
$\psi_{i,j}$	- функције одговора конструкције
a_i	- придружене вредности
$x_{,j}$	- поље брзине дизајна конструкције

СПИСАК ИЛУСТРАЦИЈА

Слика 1. Материјали појединих делова каросерије путничког аутомобила.....	42
Слика 2. Структура употребе материјала у аутомобилској индустрији са пројекцијом	43
Слика 3. Механичке карактеристике генерација челика повишене јачине	43
Слика 4. Схематски приказ процеса производње челика WELDOX 700 у железари SSAB	47
Слика 5. Заварљивост као сложен проблем	52
Слика 6. Водонична прлина формирана у зони утицаја топлоте са стране корена.....	55
Слика 7. Максимално дозвољена брзина хлађења у зависности од $P_{CM} + \frac{H}{60}$ и дебљине s	57
Слика 8. Топла прлина код угаоног завареног споја.....	60
Слика 9. Површина лома услед развоја ламеларних прлина код угаоног завареног споја	61
Слика 10. Интеркристална прлина жарења.....	62
Слика 11. Препоручене вредности максималне погонске енергије за заваривање челика WELDOX 700	67
Слика 12. Препоручене вредности погонске енергије за заваривање са предгревањем на температури од 125 и 175°C.....	67
Слика 13. Препоручене температуре предгревања при заваривању челика WELDOX 700.....	70
Слика 14. Принцип одређивања еквивалентне дебљине	71
Слика 15. Положаји мерења температуре код угаоног завареног споја.....	71
Слика 16. Облик и димензије жлеба за сучеоно заваривање плоча варијантом РЕЛ/МАГ	73
Слика 17. Облик и димензије жлеба за сучеоно заваривање плоча варијантом МИГ/МАГ	73
Слика 18. Изглед жлеба за сучеоно заваривање плоча поступком МИГ/ МАГ	74
Слика 19. Препоруке за избор додатног материјала за заваривање челика WELDOX 700.....	75
Слика 20. Заваривање додатним материјалима различитих јачина.....	76
Слика 21. Препоруке за избор додатног материјала од нерђајућих челика за заваривање челика WELDOX 700	76
Слика 22. Заостали напони као последица фазних трансформација при хлађењу завареног споја	80
Слика 23. Утицај уноса топлоте на трансформациону температуру	80
Слика 24. Заостале деформације код угаоних заварених спојева.....	83
Слика 25. Заостале деформације заварених делова	83
Слика 26. Конструкциона решења угаоних заварених спојева: а) и в) - неисправно; б), г) и д) - исправно	84
Слика 27. Испрекидани шав: а) начин извођења неповољан за динамичка оптерећења и склон корозији; б) бољи начин извођења шавовима са затвореном контуром	84
Слика 28. Распоред заваривања код дугачких шавова: а) заваривање у једном потезу неповољно; б) заваривање техником уназад -повољније; в) заваривање на прескок - најповољније.....	84
Слика 29. Позиционирање плоча од челика S690QL на заваривачком столу	85
Слика 30. Изглед припојних спојева додатним материјалом ниже јачине	85
Слика 31. Варијанта заваривања РЕЛ/МАГ - коренски пролаз РЕЛ и пролази попуне МАГ	86
Слика 32. Макрофотографија попречног пресека завареног споја РЕЛ/МАГ	86
Слика 33. Полагање коренског пролаза РЕЛ поступком (лево) и изглед коренског пролаза после полагања (десно)	87
Слика 34. Уређај за заваривање и извођење пролаза попуне МАГ поступком	88
Слика 35. Варијанта заваривања МИГ/МАГ - коренски пролаз МИГ и пролази попуне МАГ	88
Слика 36. Макрофотографија попречног пресека споја МИГ/МАГ	88
Слика 37. Схематски приказ поступка жлебљења и поновног полагања коренског пролаза	89
Слика 38. Заварени спој варијантом МИГ/МАГ и одговарајући уређај за заваривање.....	90
Слика 39. Раванско напонско-деформационо стање.....	92
Слика 40. Напони код затегнуте шипке кружног попречног пресека са жлебом по обиму.....	93
Слика 41. Заостали напони код завареног сучеоног V-споја	95
Слика 42. Расподела напона код завареног сучеоног V-споја при затезању	95

Слика 43. Расподела напона код једностраног и двостраног угаоног завареног споја.....	96
Слика 44. Расподела напона при затезању код: а) симетричног сучеоног споја; б) крстастог добро провареног споја и в) крстастог споја са отворима	96
Слика 45. Расподела напона код преклопних заварених спојева при затезању	97
Слика 46. Места концентрације напона и разарања заварених спојева и обрада лица споја.....	97
Слика 47. Настанак и ширење прслине у сучеоним и угаоним завареним спојевима	98
Слика 48. Ширење и простирање прслине код сучеоних и угаоних заварених спојева.....	98
Слика 49. Принцип експерименталног одређивања фактора концентрације ефективног напона	99
Слика 50. Распоред напона у зони зареза код дуктилних материјала	100
Слика 51. Осетљивост материјала на зарез при заморном оптерећењу	102
Слика 52. Напони код затегнуте шипке	104
Слика 53. Критеријуми лома код кртих материјала у равни	105
Слика 54. Морова теорија лома кртих материјала	105
Слика 55. Просторни услови за критеријуме лома код дуктилних материјала	106
Слика 56. Модификације дизајна елемента конструкције	114
Слика 57. Металографски микроскоп тип JENAVERT произвођача Carl Zeiss - Jena.....	121
Слика 58. Уређај за мерење микротврдоће тип НРО - 250KR/AQ	122
Слика 59. Правци мерења микротврдоће на узорку са спојем РЕЛ/МАГ	122
Слика 60. Места мерења микротврдоће на металографском узорку са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја.....	123
Слика 61. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу I-I за варијанту РЕЛ/МАГ завареног споја.....	124
Слика 62. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу II -II	125
Слика 63. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу III -III	127
Слика 64. Места мерења микротврдоће на металографском узорку са МИГ/МАГ варијантом завареног споја	128
Слика 65. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу I-I.....	129
Слика 66. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу II -II за варијанту МИГ/МАГ завареног споја	130
Слика 67. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу III-III за варијанту МИГ/МАГ завареног споја	132
Слика 68. Универзални уређај за испитивање Zwick Roell z100	133
Слика 69. Карактеристични облици дијаграма зависности сила - издужење	134
Слика 70. Облик, димензије и изглед епрувете	136
Слика 71. Зависност сила - издужење за испитивану епрувету 1-1.....	137
Слика 72. Зависности сила - издужење одређене експериментално и нумерички.....	138
Слика 73. Поље ефективне пластичне деформације на температури од 20°C	138
Слика 74. Поље ефективне пластичне деформације у зони настанка прелома епрувете	139
Слика 75. Поље ефективног напона на температури од 20°C.....	139
Слика 76. Поље ефективног напона на температури од 20°C.....	140
Слика 77. Зависност сила - издужење за епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја	141
Слика 78. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и са завареним спојем оствареним варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ	142
Слика 79. Хистограмски приказ вредности издужења до кидања код епрувета од ОМ и са завареним спојем оствареним варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ	143
Слика 80. Изглед епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после кидања	143
Слика 81. Изглед епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја после кидања	143
Слика 82. Облик, димензије и изглед епрувете са V-жлебом по обиму на половини мерног дела.....	144
Слика 83. Дијаграми сила - издужење за епрувету 4-1 са V-жлебом по обиму на половини мерног дела	145

Слика 84. Хистограмски приказ вредности затезне чврстоће и напона течења код епрувета од ОМ и са V-жлебом по обиму.....	145
Слика 85. Изглед епрувета са V-жлебом по обиму после изведеног испитивања	146
Слика 86. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са завареним спојем и V-жлебом по обиму	147
Слика 87. Хистограмски приказ вредности затезне чврстоће и напона течења код епрувета са V-жлебом од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја.....	147
Слика 88. Изглед епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму чије се осе поклапају после испитивања	148
Слика 89. Изглед епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму чије се осе поклапају после испитивања	148
Слика 90. Облик, димензије и изглед епрувете са V-жлебом по обиму на 5 mm од осе завареног споја варијанте РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ.....	149
Слика 91. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 5 mm од осе овог споја.....	150
Слика 92. Хистограмски приказ затезне чврстоће и напона течења код епрувета од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 5 mm од осе споја ...	150
Слика 93. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 10 mm од осе овог споја.....	151
Слика 94. Хистограмски приказ затезне чврстоће и напона течења код епрувета од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 10 mm од осе споја .	152
Слика 95. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму на 10 mm од осе споја после изведеног испитивања.....	152
Слика 96. Епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму на 10 mm од осе споја после изведеног испитивања.....	153
Слика 97. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом чије се осе поклапају...	153
Слика 98. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом	154
Слика 99. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом	155
Слика 100. Облици и димензије епрувета са отворима	156
Слика 101. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са отворима	157
Слика 102. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са отворима	157
Слика 103. Изглед серије епрувета са мимоилазним отворима на растојању 5 mm после испитивања	158
Слика 104. Изглед серије епрувета са мимоилазним отворима на растојању 10 mm после испитивања	158
Слика 105. Изглед серије епрувета са мимоилазним отворима на растојању 15 mm после испитивања	158
Слика 106. Облик и димензије епрувете са U-жлебом по обиму радијуса 10 mm.....	159
Слика 107. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 10 mm.....	160
Слика 108. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 10 mm.....	160
Слика 109. Изглед епрувета од основног материјала са U-жлебом по обиму радијуса 10 mm на половини мерног дела после испитивања	161
Слика 110. Епрувете са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm чије се осе поклапају после испитивања	161

Слика 111. Епрувете са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm чије се осе поклапају после испитивања	161
Слика 112. Облик и димензије епрувете са U-жлебом по обиму радијуса 20 mm	162
Слика 113. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 20 mm	163
Слика 114. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 20 mm	163
Слика 115. Изглед епрувета од основног материјала са U-жлебом по обиму радијуса 20 mm после испитивања	164
Слика 116. Изглед епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 20 mm после испитивања затезањем	164
Слика 117. Изглед епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 20 mm после испитивања затезањем	164
Слика 118. Облик и димензије епрувете са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm	165
Слика 119. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm	166
Слика 120. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm	166
Слика 121. Изглед епрувета од основног материјала са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm после испитивања затезањем	167
Слика 122. Изглед епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm после испитивања затезањем	167
Слика 123. Изглед епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm после испитивања затезањем	167
Слика 124. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од основног материјала са U-жлебом по обиму	168
Слика 125. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом	168
Слика 126. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом	169
Слика 127. Комора са загревање на универзалном уређају за испитивање Zwick Roell z100	170
Слика 128. Електрични грејачи у комори за загревање епрувета	171
Слика 129. Управљачки модул коморе за загревање	171
Слика 130. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета на 250°C при испитивању затезањем	172
Слика 131. Дијаграмски приказ експериментално и нумерички одређене зависности сила - издужење код епрувете на 250°C при испитивању затезањем	173
Слика 132. Поље ефективне пластичне деформације на температури 250°C	173
Слика 133. Поље ефективне пластичне деформације у зони прелома на температури 250°C	174
Слика 134. Поље ефективног напона на температури 250°C	174
Слика 135. Поље ефективног напона у зони прелома на температури од 250°C	175
Слика 136. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 250°C	175
Слика 137. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење	176
Слика 138. Дијаграмски приказ експериментално и нумерички одређене зависности сила - издужење код епрувете на 350°C при испитивању затезањем	177
Слика 139. Поље ефективне пластичне деформације на температури 350°C	177
Слика 140. Поље ефективне пластичне деформације у зони прелома на температури 350°C	178
Слика 141. Поље ефективног напона на температури 350°C	178
Слика 142. Поље ефективног напона у зони прелома на температури од 350°C	179
Слика 143. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 350°C	179

Слика 144. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после испитивања затезањем на 350°C	180
Слика 145. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење.....	181
Слика 146. Дијаграмски приказ експериментално и нумерички одређене зависности сила - издужење код епрувете на 450°C при испитивању затезањем	181
Слика 147. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 450°C.....	182
Слика 148. Изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја после испитивања затезањем на 450°C	182
Слика 149. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после испитивања затезањем на 450°C	182
Слика 150. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ на температурама од 20, 250, 350 и 450°C при испитивању затезањем	183
Слика 151. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја на температурама од 20, 250, 350 и 450°C.....	183
Слика 152. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја на температурама од 20, 250, 350 и 450°C	184
Слика 153. Облик и димензије епрувета са отворима за испитивање на повишеним температурама .	185
Слика 154. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење.....	186
Слика 155. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са отворима при затезању на температурама од 20, 350 и 450°C.....	186
Слика 156. Изглед епрувете са мимоилазним отворима после испитивања затезањем до кидања на 350°C	187
Слика 157. Изглед епрувете са мимоилазним отворима после испитивања затезањем до кидања на 450°C	187
Слика 158. Облик и димензије епрувета са завареним спојем и U-жлебом радијуса 10 mm за испитивање на повишеним температурама.....	187
Слика 159. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом радијуса 10 mm на температури од 20, 350 и 450°C	188
Слика 160. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом на температурама од 20, 350 и 450°C 188	188
Слика 161. Изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm после испитивања затезањем на 350°C	189
Слика 162. Изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm после испитивања затезањем на 450°C	189
Слика 163. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом радијуса 10 mm на температури од 20, 350 и 450°C	190
Слика 164. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом на температурама 20, 350 и 450°C ...	190
Слика 165. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm после испитивања затезањем на 350°C	191
Слика 166. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm после испитивања затезањем на 450°C	191
Слика 167. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са завареним спојем и U-жлебом на температури 350°C.....	191
Слика 168. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са завареним спојем и U-жлебом на температури 450°C.....	192
Слика 169. Облик и димензије епрувета за испитивање ударне жилавости.....	193
Слика 170. Шарпијево клатно са електричним давачима повезано са персоналним рачунаром	194
Слика 171. Промена енергије за време лома епрувета од челика S690QL при испитивању на собној температури	194

Слика 172. Зависност сила - време код епрувета од челика S690QL при испитивању ударне жилавости на собној температури	195
Слика 173. Енергија лома и ударна жилавост код епрувета од челика S690QL при испитивању на собној температури	195
Слика 174. Положаји зареза за испитивање ударне жилавости у карактеристичним зонама са стране лица и корена завареног споја	196
Слика 175. Епрувете за испитивање ударне жилавости са зарезима у карактеристичним зонама са стране лица завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	196
Слика 176. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости	197
Слика 177. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	197
Слика 178. Изглед места прелома код епрувете са зарезом са стране лица у оси завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања на собној температури	197
Слика 179. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости	198
Слика 180. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању	198
Слика 181. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	198
Слика 182. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	199
Слика 183. Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури за различите положаје зареза са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ	199
Слика 184. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања	200
Слика 185. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања	200
Слика 186. Епрувете за испитивање ударне жилавости са зарезима у карактеристичним зонама са стране корена завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	200
Слика 187. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости	201
Слика 188. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	201
Слика 189. Изглед места прелома код епрувете са зарезом са стране корена у оси завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања на собној температури	201
Слика 190. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости	202
Слика 191. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању	202
Слика 192. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	202
Слика 193. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ	203
Слика 194. Изглед места прелома код епрувете са зарезом у зони стапања са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања	203
Слика 195. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања	203
Слика 196. Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури за различите положаје зареза са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ	204
Слика 197. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ при испитивању ударне жилавости	205

Слика 224. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од температуре код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја.....	218
Слика 225. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од температуре код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја	218
Слика 226. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од растојања завареног споја изведеног варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ и V-жлеба по обиму	219
Слика 227. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од међусобног растојања равни у којима се налазе осе мимоилазних отвора	220
Слика 228. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од величине радијуса U-жлеба код епрувета припремљених од основног материјала	221
Слика 229. Зависност механичких карактеристика епрувета са завареним спојем од величине радијуса U-жлеба	222
Слика 230. Дијаграмски приказ напона течења и затезне јачине код епрувета са два отвора чије су осе мимоилазне на температурама од 20, 350 и 450°C.....	223
Слика 231. Дијаграмски приказ напона течења и затезне јачине код епрувета са завареним спојем и U-жлебом на температурама од 20, 350 и 450°C	224
Слика 232. Енергија лома код епрувета са зарезом са стране лица у појединим зонама завареног споја изведеног варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ	225
Слика 233. Енергија лома код епрувета са зарезом са стране корена у појединим зонама завареног споја изведеног варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ	225

СПИСАК ТАБЕЛА

Табела 1. Хемијски састав челика WELDOX 700	45
Табела 2. Ударне карактеристике челика WELDOX 700	45
Табела 3. Механичке карактеристике челика WELDOX 700	45
Табела 4. Максимална дозвољена тврдоћа у ЗУТ-у	63
Табела 5. Вредности CEV и CET за челике WELDOX 700E и WELDOX 700F	68
Табела 6. Параметри хладних прслина за челик S690QL	71
Табела 7. Параметри топлих прслина за челик S690QL	72
Табела 8. Параметри прслина жарења за челик S690QL	72
Табела 9. Параметар за оцену склоности ка настанку ламеларних прслина за челик S690QL	72
Табела 10. Хемијски састав и механичке карактеристике додатних материјала за варијанту РЕЛ/МАГ завареног споја	86
Табела 11. Параметри заваривања за РЕЛ/МАГ варијанту завареног споја	87
Табела 12. Параметри термичке обраде за заварени спој изведен варијантом РЕЛ/МАГ	87
Табела 13. Основне карактеристике додатних материјала за варијанту МИГ/МАГ завареног споја	89
Табела 14. Параметри заваривања за варијанту МИГ/МАГ завареног споја	89
Табела 15. Механичке карактеристике епрувета од основног материјала	136
Табела 16. Механичке карактеристике епрувета са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја	140
Табела 17. Механичке карактеристике епрувета са V-жлебом по обиму на половини мерног дела епрувете	144
Табела 18. Механичке карактеристике епрувета са завареним спојем и V-жлебом по обиму чије се осе поклапају	146
Табела 19. Механичке карактеристике епрувета са завареним спојем и V-жлебом по обиму чије су осе на растојању 5 mm од осе споја	149
Табела 20. Механичке карактеристике епрувета са завареним спојем и V-жлебом чије су осе на растојању 10 mm од осе разматраног завареног споја	151
Табела 21. Механичке карактеристике епрувета са мимоилазним отворима	156
Табела 22. Механичке карактеристике епрувета са U-жлебом радијуса 10 mm по обиму	159
Табела 23. Механичке карактеристике епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 20 mm	162
Табела 24. Механичке карактеристике епрувета са жлебом радијуса 30 mm по обиму	165
Табела 25. Механичке карактеристике епрувета на 250°C при испитивању затезањем	172
Табела 26. Механичке карактеристике епрувета на 350°C при испитивању затезањем	176
Табела 27. Механичке карактеристике епрувета на 450°C при испитивању затезањем	180
Табела 28. Вредности механичких карактеристика епрувета са отворима при испитивању затезањем на температури 350 и 450°C	185
Табела 29. Вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом радијуса 10 mm на 20, 350 и 450°C	187
Табела 30. Вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом радијуса 10 mm на 20, 350 и 450°C	189

УВОДНА РАЗМАТРАЊА

Флексибилност поступка заваривања, као и економски аспекти овог поступка спајања, условили су да он постане један од најважнијих метода спајања при формирању машинских конструкција. Развој нових и унапређење карактеристика постојећих челика за израду заварених машинских конструкција омогућили су веома широку област примене ових конструкција, као што су мостови, дизалице, кровне конструкције, зграде, резервоари, елементи машина (зупчаници, ременице, постоља, кућишта, ...) и др. Технологија заваривања се нагло развила у последњих педесетак година уз издвајање и дефинисање великог броја различитих поступака заваривања.

Захтеви за повећањем енергетске ефикасности, као и растућа цена материјала условљавају смањење масе заварених машинских конструкција, што се често постиже употребом конструкционих материјала побољшаних карактеристика и особина. Конструкциона решења са смањеном масом нису истог облика и димензија као конструкције које функционално мењају па је напонско стање које у њима влада, најчешће, много сложеније. Анализа сложених напонско-деформационих стања у завареним машинским конструкцијама уз неизбежну нехомогеност структуре материјала, представља основ оцене конструкционог решења и анализе интегритета анализираних конструкција.

Сагласно тежњи за смањењем масе, при пројектовању савремених заварених машинских конструкција постоји тренд смањења димензија попречног пресека њихових елемената, што условљава раст нивоа напона и усложњавање напонског стања. Механичка оптерећења одговорних заварених машинских конструкција током експлоатације су најчешће веома променљивог карактера. Повећање учесталости промена карактера напона, као и само повећање напона условљавају већу опасност од замора материјала, као и настанка и развоја заморних прелина. Узрок повећања нивоа напона у савременим завареним машинским конструкцијама јесте и снижавање њиховог степена сигурности. Узроци снижавања степена сигурности су смањење масе и укупних трошкова, побољшање енергетске ефикасности, али истовремено условљен раст сигурносних ризика који представља ограничење при пројектовању конструкције.

Савремени захтеви који се постављају пред одговорне заварене машинске конструкције имплицирају развој и употребу нових класа челика чије се карактеристике и понашања морају анализирати у реалним експлоатационим условима. Предности употребе ових материјала утемељују се током пројектовања заварених конструкција. Истовремено, све већа пажња поклања се контроли улазних сировина (репро материјала), технологији примарне прераде и контроли њиховог квалитета.

Захтеви и очекивања друштва за повећавањем сигурности и поузданости уз истовремени раст безбедносних ризика представљају значајне аспекте пројектовања заварених машинских конструкција.

Феномен концентрације напона у зонама заварених машинских конструкција је изузетно важан фактор при анализи напонско-деформационог стања у завареним машинским конструкцијама. Одређивање утицаја концентрације напона на понашање и носивост заварених конструкција у реалним условима експлоатације представља један од основних фактора који треба размотрити при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција.

Узроци губитка интегритета и функционалности конструкција су предмет разматрања већ више од 150 година. Ломови који се јављају у материјалу и зонама заварених спојева услед оптерећења која су наизглед у предвиђеним границама, стални су предмет истраживања

конструктора и металурга већ дуже време. Хајнрих Гербер (*Heinrich Gerber*) је 1865. године разматрао овај феномен приликом доказа носивости конструкције моста на реци Рајни (*Mainzer Rheinbrücke*), још пре објављивања истраживања Августа Велера (*Augusta Wöhler*) о концентрацији напона и замору материјала од 1877. године. У првим прописима за железничке мостове (*Vorschrift für Eisenbahnbrücken*) који су издати 1922. године проблем концентрације напона је обухваћен увођењем одговарајућег фактора [18, 20, 41]. Актуелне процедуре за анализу напонског стања у завареним конструкцијама прописује Европски комитет за стандардизацију (*European Committee for Standardization*) у стандарду *EN 1993-1-1(2005): Eurocode 3* који је имплементиран у већини националних стандарда земаља Европске уније као и у националном стандарду Републике Србије SRPS ЕН 1993-1-1:2012 Еврокод 3 - Пројектовање челичних конструкција [30].

Пројектовање заварених машинских конструкција заснива се на дефинисању њиховог граничног стања које карактерише скуп фактора (оптерећење, деформације, итд.) и чијим прекорачењем конструкција више не задовољава задате захтеве (нпр. оптерећење веће од носивости или деформације веће од дозвољених које омогућавају функцију). Гранична стања заварених конструкција могу се односити како на гранична стања носивости (делимични или потпуни отказ, односно трајно оштећење конструкције), тако и на гранична стања функционалности.

При пројектовању заварених машинских конструкција издвојила су се два основна приступа: класични - детерминистички и приступ који се заснива на вероватноћи правилног функционисања - пробабилистички.

Основа класичног приступа пројектовању заварених машинских конструкција је успостављање односа између карактеристика конструкције (материјал, облик, димензије, итд.) и оптерећења (тип, карактер и интензитет), а све у оквиру тачно одређених дозвољених вредности.

Приступ који се заснива на вероватноћи правилног функционисања (пробабилистички) обухвата статистичку обраду података добијених експлоатацијом заварених машинских конструкција, процену параметара који утичу на носивост и функционалност и анализу сигурносних ризика. Овај приступ при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција захтева сложена и скупа испитивања и прикупљање података па се за уобичајене инжењерске проблеме у пракси најчешће користи семи-пробабилистички приступ. Код семи-пробабилистичког приступа пројектовању заварених машинских конструкција референтно оптерећење садржи парцијалне коефицијенте сигурности за појединачна оптерећења и утицаје. Ови парцијални коефицијенти сигурности су мера вероватноће да појединачна оптерећења и утицаји на конструкцију наступе једновремено. Коефицијент сигурности на коме се заснива овај приступ је мера вероватноће да се поједини фактори (оптерећења и утицаји) нађу ван предвиђаних, на основу граничног стања унапред дефинисаних граница [34, 35, 39].

Избор приступа и методологије пројектовања заварених машинских конструкција у конкретном случају представља комплексан проблем од чијег решења, даље зависи и релевантност добијеног пројекта. Одговарајући стандарди, као правни оквир пројектовања, базирају се у основи на семи-пробабилистичком приступу. Експериментално одређене карактеристике и понашања у реалним условима експлоатације и утврђивање корелације са теоријским анализама напонско-деформационог стања и особинама, како материјала заварене машинске конструкције, тако и самих заварених спојева представљају основу пројектовања ових конструкција. Из овог разлога је експериментално одређивање механичких карактеристика и анализа понашања у експлоатационим условима предмет истраживања ове докторске дисертације. Пројектовање одговорне заварене машинске конструкције, а нарочито

зона спојева ових конструкција разматрано је из више аспеката од којих су најважнији: утицај карактеристичних облика, материјала, концентрације напона и температуре.

На почетку докторске дисертације приказано је тренутно стање истраживања везаних за проблеме пројектовања заварених конструкција као и утврђивање њиховог понашања за време експлоатације. Приказана су теоријска и експериментална разматрања заварених машинских конструкција на више нивоа разматрања, процена микроструктурних стања у зонама заварених спојева, локална и структурна анализа напонско-деформационог стања при различитим условима оптерећења.

У првој глави дисертације приказане су основне карактеристике најчешће коришћених челика за заварене машинске конструкције и принципи њиховог развоја. Историјски преглед развоја појединих класа челика и технологија њихове производње, са освртом на заварљивост и њене специфичности, приказани су у овом поглављу. Посебна важност посвећена је челицима повишене јачине као материјалима чије коришћење за израду заварених машинских конструкција обезбеђује многе предности, али и условљава специфичности при њиховом заваривању. Познавање особина и карактеристика челика је основни услов за пројектовање одговорних заварених конструкција. С обзиром да се особине и карактеристике челика утемељују у процесу примарне производње челика, овај процес је приказан на крају прве главе докторске дисертације.

Друга глава обрађује карактеристике технолошког поступка заваривања микролегираних челика повишене јачине. Поступак заваривања је у оквиру ове главе критички сагледан из више аспеката. После приказа историјског развоја поступака заваривања, приказана је методологија оцене заварљивости челика. У оквиру ове главе посебан значај је дат оцени заварљивости и препорукама произвођача које се односе на поступке и параметре заваривања челика повишене јачине класе *S690QL*. Такође, ове вредности су критички упоређиване са вредностима одређеним аналитички на основу разматрања литературних извора који се баве заваривањем ове класе челика.

Разматрање концентрације напона код заварених машинских конструкција, нарочито у зонама спојева приказана је у оквиру треће главе. Концентрација напона прво је посматрана као дводимензионални, а затим и као просторни проблем. Природа завареног споја изазива концентрацију напона и заједно са концентрацијом напона коју изазива сам облик и геометријске карактеристике зоне споја доводи до прерасподеле напонско-деформационог стања. Овако условљена прерасподела напона анализирана је у оквиру ове главе, као локална и структурна, будући да представља основ формирања математичког модела при пројектовању конструкције. На крају треће главе приказан је приступ разматрању концентрације напона преко осетљивости на зарез.

У оквиру четврте главе дат је приказ теорија лома које се користе у анализи напонско-деформационог стања заварених машинских конструкција. Специфичности и ограничења појединих теорија носивости и лома приказане су из аспекта практичне примене при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција. Природа заварених спојева условљава велика ограничења у примени приказаних теорија носивости и лома тако да експериментално одређене механичке карактеристике и понашања у експлоатационим условима ових спојева представљају основ за дефинисање граничних стања при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција.

У петој глави приказане су савремене методе анализе конструкционог решења и дизајна заварених конструкција на којима се базира нумерички приступ решавању проблема при пројектовању заварених машинских конструкција.

Шеста глава докторске дисертације приказује експериментално испитивање епрувета са симулацијом експлоатационих услова. Експериментално испитивање извршено је из више

фаза. У оквиру ове главе, прво су приказана разматрања затеченог микроструктурног стања код разматраних типова заварених спојева са мерењем микротврдоће у три различита правца по попречном пресеку металографских узорка спојева. Затим, анализирано је механичко понашање серије епрувета при квази-статичком затезању до кидања и одређене су њихове основне механичке карактеристике. Експериментална испитивања су изведена на собној, а затим и на повишеним температурама на епруветама са разматраним типом завареног споја и различитим конфигурацијама извора концентрације напона, које се јављају и код реалних заварених конструкција. На крају ове главе приказано је испитивање ударне жилавости и промене енергије до лома код епрувета са разматраним типовима заварених спојева. Зарез за испитивање ударне жилавости на епруветама постављен је у карактеристичне зоне разматраног завареног споја.

У седмој глави приказана је анализа резултата са дискусијом. Резултати истраживања добијени испитивањем појединачних група епрувета упоређивани су међусобно у циљу сагледавања утицаја појединачних аспеката на механичке карактеристике.

Осма глава дисертације доноси закључке са предлозима за модификовање процедура пројектовања заварених машинских конструкција на основу свеобухватне анализе експериментално одређених вредности у корелацији са теоријским разматрањима и нумеричком анализом. Такође, оцењена је актуелност истраживања и добијени резултати су упоређени са резултатима приказаним у одговарајућим литературним референцама. У овој глави приказане су и практичне вредности добијених резултата кроз могућност примене при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција.

ПРЕГЛЕД ИСТРАЖИВАЊА

Преглед истраживања у овој области односи се на савремене референце које разматрају утицај појединих фактора на карактеристике, понашање током експлоатације, као и сигурност и поузданост заварених машинских конструкција, а тиме дефинишу методологију, захтеве и ограничења при њиховом пројектовању.

Микролегирани челици повишене јачине представљају предмет испитивања многих аутора још током њиховог развоја. Прва истраживања везана за микролегиране челике повишене јачине везују се за Корхинског (*Korchynsky*), који је и један од носилаца патента *US3666452 A* којим је патентирана ова класа челика [67].

Пикеринг (*Pickering*) је у [95] приказао истраживање особина и карактеристика микролегираних челика повишене јачине из више аспеката. Поред детаљног приказа развоја микролегираних челика дат је упоредо и приказ развоја процеса производње ових челика. Такође, особине и карактеристике појединих класа микролегираних челика повишене јачине приказане су у корелацији са њиховим микроструктурним стањем и хемијским саставом који су успостављени за време производње.

Веи Ша (*Wei Sha*) је у књизи [111] приказао специфичности микролегираних челика повишене јачине у односу на друге врсте челика. Такође, у књизи су приказани специфични фактори који утичу на избор појединих класа микролегираних челика повишене јачине за конкретну примену.

Миглин (*Miglin*) је са сарадницима истраживао микроструктурно стање челика који су произведени каљењем и отпуштањем као и утицај хемијског састава на њихово микроструктурно стање, а тиме на њихове особине и карактеристике, што је приказано у [86].

Ли (*Lee*) је са сарадницима анализирао механичке карактеристике и микроструктурно стање микролегираних челика повишене јачине и успоставио корелацију између њих, што је приказано у [70].

Шрот (*Schroth*) је са сарадницима разматрао механизме настанка лома код микролегираних челика повишене јачине [109].

Рашид (*Rashid*) је са сарадницима истраживао утицај микроструктуре на обрадивост код микролегираних челика повишене јачине [91]. У раду је разматран и утицај параметара обраде на микроструктурне трансформације код микролегираних челика повишене јачине.

Ламберт-Перлејд (*Lambert - Perlade*) је са сарадницима анализирао фазну трансформацију аустенита у бејнит у зони утицаја топлоте заварених спојева [68].

Михкинен (*Miihkinen*) са сарадницима је анализирао деформисање при затезању код микролегираних челика повишене јачине, са изотермичном бејнитном трансформацијом [87].

Мохандас (*Mohandas*) је са сарадницима испитивао утицај процеса заваривања и хемијског садржаја на омекшавање у зони утицаја топлоте заварених спојева код микролегираних челика повишене јачине [88]. На основу истраживања које је приказано закључује се да при заваривању са високим уносом топлоте већи степен омекшавања јавља се код челика са вишим хемијским еквивалентом угљеника.

Мадхусутхан (*Madhusudhan*) је са сарадницима експериментално истраживао утицај начина и параметара заваривања на балистичке карактеристике појединих зона оствареног завареног споја [75]. Мадхусутхан је са сарадницима у раду [76] приказао заварљивост микролегираних челика повишене јачине са аустенитним додатним материјалом.

Ши (*Shi*) је са сарадницима истраживао утицај температурског циклуса приликом заваривања на микроструктурно стање и жилавост лома у зонама заварених спојева код микролегираних челика повишене јачине [112].

Коо (*Koo*) са сарадницима је анализирао металуршки аспект развоја напредних микролегираних челика повишене јачине [66].

Колинс (*Collins*) је са сарадницима истраживао типове отказа који настају у машинским конструкцијама с циљем њиховог предвиђања и избегавања [14]. Разматрао је улогу и важност анализе отказа у фази конструисања и приказао класификацију отказа који настају у машинским конструкцијама. У референци [14] дати су основни параметри издржљивости и деформација машинских материјала и анализирана напонска стања која се јављају при разним врстама оптерећења. Такође, успостављене су везе између напонског и деформационог стања конструкције и разматрано је акумулирање оштећења, предвиђање века конструкције и контролу лома. Приказана је статистичка метода у анализи отказа. У књизи [14] је анализирана концентрација напона у машинским конструкцијама, пузање материјала, замор материјала и лом.

А. Фатеми (*A. Fatemi*) са сарадницима у књизи [32] је разматрао замор металних материјала. У књизи су анализирани методе конструисања с обзиром на заморна оптерећења, као и микро и макро аспекти замора металних материјала. Такође, приказана су испитивања механичких карактеристика при оптерећењу на замор и одређивање издржљивости на замор и анализирана је деформација при цикличним оптерећењима. У књизи је развијен приступ еласто - линеарне механике лома на одређивање брзине раста заморне прслине. Приказани су зарези и њихов утицај на напонско-деформационо стање и разматрани су заостали напони и њихов утицај на механичке карактеристике.

А. Фрик (*A. Fricke*) са сарадницима у раду [34] је разматрао метод одређивања напонског стања на основу структурног напона разматрајући пораст напона у зависности од конфигурације структуре заварене конструкције. Разматрани метод омогућава и утврђивање заморне издржљивости заварених бродских конструкција различитих геометријских облика помоћу функција зависности напона и броја циклуса оптерећења (Велерова крива) на основу типа завареног споја. Међутим, тачно дефинисање и нумеричко одређивање структурних напона је сложено па је развијен велики број различитих варијација овог приступа. Различити методи процене издржљивости су анализирани и међусобно упоређивани у овом раду. Такође, у раду је приказана примена на три карактеристична практична примера, а добијени резултати су упоређивани како међусобно, тако и са резултатима експерименталних испитивања. Исти аутор у раду [35] је приказао преглед савремене литературе која се бави анализом заварених спојева у условима оптерећења на замор. У раду је разматрано више метода анализе понашања заварених спојева који су оптерећени на замор. Такође, приказано је и критичко упоређивање резултата добијених различитим методама. У раду је детаљно анализирано понашање шавних заварених спојева.

А. Хобахер (*A. Hobbacher*) у раду [40] је приказао препоруке за конструисање заварених спојева код машинских конструкција које су оптерећене на замор.

А. Путиаинен (*A. Poutiainen*) са сарадницима у раду [100] је разматрао могућност продужења радног века заварених машинских конструкција у условима оптерећења на замор. Метод процене заморне издржљивости заварених конструкција на основу напона не разматра утицај димензије заварених спојева и утицај оптерећења угаоних заварених спојева. У раду је извршена линеаризација распореда напона дуж дебљине заварених плоча, чиме се делимично обухвата утицај локалних карактеристика зоне шави и концентрације напона. У раду је, такође, изведена апроксимација стварних услова оптерећења помоћу две линеарне функције.

У књизи [5] је разматрано оптерећење конструкције на замор у условима повишене температуре. Овај начин оптерећења представља уобичајен тип оптерећења, па се и јавила потреба за увођењем критеријума конструисања који разматрају наведене радне услове. Књига

представља једну од првих комплетних референци која се односи на заморно понашање конструкција у условима повишене температуре.

Вунд (*Wundt*) је са сарадницима у књизи [121] разматрао проблем нискоцикличног замора у условима повишене температуре. Наведени проблем је разматран кроз примену на конструкције какве се користе у електранама, хемијским постројењима и постројењима за технолошку прераду сирове нафте. Разматрање које је приказано извршено је на моделима критичних елемената симулирајући реалне услове експлоатације.

С. Дејвис (*C. Davies*) у књизи [20] је разматрао технолошки процес заваривања из теоријског и практичног аспекта. Приказао је велики број поступака заваривања са примерима примене уз међусобно критичко упоређивање и идентификацију предности и мана појединих поступака.

Д. Јосифовић је у књизи [141] приказала методологију испитивања машинских конструкција. Савремене машинске конструкције као сложени системи елемената се могу сагледати из више аспеката. Сваки од ових аспеката везан је за одређену методологију испитивања како самих особина и карактеристика конструкција тако и њихове функционалности, сигурности и поузданости.

Радај (*Radaj*) и Сонзино (*Sonsino*) у књизи [102] су разматрали одређивање заморних карактеристика заварених спојева локалним приступом. Приказали су следеће методе: метод номиналног и локалног напона, метод локалног напона у случају тачкасто завареног споја, метод одређивања напона и деформација услед зареза и одређивање осетљивости на утицај зареза. Такође, приказан је метод одређивања заморних карактеристика на основу раста иницијалне заморне прелине, принцип одређивања концентрације напона код преклопних заварених спојева, као и локални приступ код заварених спојева цеви. У последњем делу разматран је значај, ограничења и потенцијалне могућности наведених локалних метода за одређивање карактеристика на замор код заварених конструкција.

Радај (*Radaj*) у књизи [103] је представио интеграцију теоријског разматрања и конкретних конструкционих решења заварених конструкција које су отпорне на оптерећења на замор. У књизи је приказано више метода конструисања заварених конструкција и предложена су конкретна конструкциона решења с обзиром на заморна оптерећења.

Г. Хикс (*G. Hicks*) је своја истраживања представио у књизи [39] која представља обиман извор података и поступака за конструисање заварених спојева. Прво су размотрене основне теорије напонско-деформационог стања, а затим су анализирани напони у зони заварених спојева. Разматрана је теорија савијања и увијања, а затим су представљене основе конструисања заварених конструкција. Приказани су основни поступци конструисања самих заварених спојева и принципи одређивања њихових основних димензија. Анализирано је понашање на замор код заварених конструкција и крти лом ових конструкција. Последњи део књиге разматра одређивање структурног интегритета заварених конструкција.

Г. Маркиз (*G. Marquis*) са сарадницима је у раду [82] приказао предлоге за унапређење конструисања заварених конструкција у условима оптерећења на замор. У раду су анализирани критеријуми квалитета заварених конструкција и њихов утицај на заморну издржљивост и методи одређивања геометрије завареног споја помоћу рачунара. Приказане су модификације процеса заваривања делова од челика повишене јачине, методе одређивања заосталих напона и предложене су њихове модификације. Такође су обрађени појава грешака и алати за симулацију предвиђања њиховог појављивања. Разматрани су нови начини сечења метала у циљу успостављања утицаја карактеристика добијене површине на заморну издржљивост заварене конструкције.

Г. Плувинаж (*G. Pluvinage*) је у књизи [98] приказао анализу лома и замора материјала у зонама концентрације напона. У првој глави наведене књиге посматрани су ефекти зареза и

замор материјала, док је у другој глави разматрана расподела напона у зони врха прслине. У трећој глави анализирана је концентрација напона. У четвртој глави је обрађена концентрација напона услед зареза и напонски критеријуми лома у зони зареза. Пета глава књиге је приказала разматрање енергетских критеријума у зони зареза као концентратора напона. У шестој глави анализирани су критеријуми деформација у зони зареза. Седма глава наведене књиге је приказала тестирање узорака са зарезом у циљу одређивање граничне температуре кртог лома. У осмој глави су посматрани проблеми везани за утицај зареза на замор материјала. У деветој глави је разматран утицај концентрације напона у завареним спојевима на њихову заморну издржљивост. У десетој глави обрађен је настанак и развој заморне прслине услед концентрације напона у зони плитког зареза.

Г. С. Холистер (*G. S. Holister*) је у својој књизи [41] приказао основне принципе и методе експерименталног одређивања напона. Приказане су основе теорије еластичности везане за разумевање принципа и метода експерименталног одређивања напона. Затим су приказани електроотпорни давачи, посебно мерне траке, као веома коришћени тип давача. Такође, у оквиру наведене књиге разматране су методе фотоеластичне анализе напона и приказана је Моаре метода експерименталног одређивања напона.

Ц. Дерк (*J. Doerk*) са сарадницима је у раду [21] приказао поређење резултата различитих метода за израчунавање напона у зонама заварених спојева у циљу утврђивања њихове применљивости и релевантности у конкретној ситуацији.

Ц. Лудвиг (*J. Ludwig*) је приказао и детаљно разрадио технички услов за заваривање бродских конструкција [72]. Приказани технички услов нарочито пажњу поклања квалитету заварених спојева и грешкама које настају приликом заваривања. Посебно су размотрени заостали напони и деформације, отпорност на корозију и концентрација напона код заварених спојева при заморним оптерећењима.

Ц. Мекдоналд (*J. MacDonald*) је у књизи [73] анализирао лом и замор који се јављају код заварених спојева и конструкција у циљу одређивања оних решења којима се постиже повећање носивости и смањење опасности од лома. Посматране су методе одређивања издржљивости заварених спојева и конструкција на заморна оптерећења, као и методе конструисања с обзиром на отпорност према оптерећењу на замор. Приказан је приступ механике лома за настанак и развој заморних прслина у завареним спојевима и конструкцијама. У другом делу књиге анализиран је процес замора материјала код осовина и утицајни фактори овог процеса. На крају овог дела књиге дати су конкретни примери конструкционих решења, којима се повећава отпорност осовина при оптерећењу на замор.

Ц. Магазди (*J. Magasdi*) са сарадницима је у раду [77] навео да се у индустрији обраде дрвета најчешће користе нисколегирани алатни челици који садрже никл и хром. Овакви челици у термички обрађеном стању имају високу затезну чврстоћу (1200 до 1400 МПа). Закључено је да је главни узрок отказа и оштећења у оваквим експлоатационим условима заморно оштећење. Сложени услови експлоатације, резање и савијање алата изазивају оптерећење на замор нарочито у зони завареног споја. У раду је дат закључак да је заваривање у процесу производње поступак са највише утицаја на поузданост тракастих тестера за обраду дрвета.

Ц. Мартинсон (*J. Martinsson*) је у својој докторској дисертацији [83] анализирао процесе који се јављају у сложеним завареним конструкцијама које су изложене оптерећењу на замор. Разумевање механизма замора код заварених машинских конструкција, које су хетерогене из аспекта материјала, је услов њиховог адекватног конструкционог решења. Такође, приказан је оригинално развијен метод прорачуна издржљивости заварених спојева на заморна оптерећења, који се заснива на примени методе коначних елемената.

Џ. В. Дејли (*J. W. Dally*) са сарадницима је у књизи [18] приказао принципе и методе експерименталног одређивања напонско-деформационог стања. Посебно је анализирано напонско-деформационо стање у зонама геометријских дисконтинуитета.

К. Х. Грот (*K. H. Grote*) са сарадницима је у књизи [38] приказао своја истраживања везана за методе и процедуре одређивања најповољнијег конструкционог решења. Кроз низ практичних примера приказан је метод одређивања најповољнијег конструкционог решења у конкретном случају.

К. Л. Јерина (*K. L. Jerina*) је са сарадницима истраживао основе механике замора и лома [63]. Анализирани су механизми процеса замора кроз настанак и развој заморне прслине у машинским конструкцијама. Разматране су методе одређивања заморне издржљивости и одређивање брзине раста прслине.

Л. Ф. Кофин (*L. F. Coffin*) је своја истраживања представио у књизи [13]. Књига представља једну од првих комплетних референци која разматра замор конструкција у условима повишене температуре.

Л. Ливиери (*L. Livieri*) са сарадницима је у раду [71] приказао анализу заморне издржљивости заварених спојева од челика и алуминијума помоћу генерализованог фактора концентрације напона и помоћу локалне деформационе енергије.

Л. П. Пук (*L. P. Pook*) у књизи [99] је разматрао замор који се јавља у металним материјалима из различитих аспеката. Прво је приказана методологија која се користи у области испитивања замора, а затим је анализиран механизам настанка замора. Даље, размотрена су конкретна конструкциона решења којима се повећава отпорност на замор и приказани су конкретни примери оваквих решења.

Л. Јокота (*L. Yokota*) и К. Анами (*K. Anami*) су у раду [123] приказали метод локалног напона као приступ за одређивање заморних карактеристика заварених спојева код челичних конструкција мостова. У наведеном раду, поред приказа ове методологије, приказана је и анализа саме методологије. У раду су анализирани специфичности, предности и мане, ове методологије одређивања заморних карактеристика.

М. Алам (*M. Alam*) је у својој докторској дисертацији [2] приказао анализу раста заморне прслине у завареним и репаратурно навареним конструкцијама. У дисертацији је наведено да методологија одређивања структурног интегритета конструкције обухвата структурну анализу, анализу отказа, испитивање без разарања, разматрање замора и пузања, металургију и материјале, механику лома, оцену издржљивости на заморна оптерећења, металургију заваривања, праћење понашања структуре итд. Приказан је метод симулације раста заморне прслине у два различита еластична материјала, који је затим примењен на сучеоно заварени спој равних плоча и цеви. У дисертацији је приказан и нумерички прорачун за разматране случајеве заварених и репаратурно наварених конструкција.

М. Биот (*M. Biot*) је у свом раду [9] приказао концентрацију напона која се односи на поремећаје у напонским линијама у зонама структурних дисконтинуитета и условљава повећање нивоа напонског стања у свим правцима као и степена еласто - пластичног стања деформација. Конвенционалне методе анализе није могуће применити без модификација за високе степене концентрације напона, као и у случају поновљених пластичних деформација самог материјала. У раду је наведено да је приступ заснован на напонском стању установио Радај са сарадницима (2006) као и Ванг са сарадницима исте године. С друге стране, напонска стања у свим правцима могу се анализирати помоћу другог критеријума, који је генерално оријентисан ка традиционалном кумулативном заморном оштећењу материјала и која се заснива на коришћењу Велерових кривих, као што је приказано у техничком извештају *ISSC Committee III.2 - Замор и лом од 2009. године*. Рад приказује анализу, у циљу побољшања, структурних детаља, односно заварених спојева који су оптерећени променљивим

оптерећењем у две осе до нивоа који изазива пластичне деформације високог степена. У раду су приказане и анализирани модификације кривих динамичке издржљивости које треба извршити у циљу њихове примене код оптерећења у више праваца.

М. Бранко (*M. Branco*) са сарадницима је у књизи [10] разматрао механичко понашање материјала на повишеним температурама. Прво је анализирано понашање металних материјала који се широко користе у машинским конструкцијама при повишеним температурама. Затим је анализирано пузање, као и пузање у спреси са заморним оптерећењем. Понашање заварених спојева у условима повишене температуре и различитих оптерећења приказано је у другом делу књиге.

М. Фаркаш (*M. Farkas*), у раду [31] је приказао литературни преглед који показује да је производни аспект веома важан за економично обликовање заварених конструкција. Укупни трошкови производње представљају веома важан фактор за економичност заварене конструкције. У раду је приказан детаљан прорачун на примеру заварене конструкције која је оптерећена на замор. Принцип одређивања укупних трошкова који је приказан у раду обухвата веома велики број фактора.

М. Јовановић са сарадницима је у радовима [133, 135, 136, 137, 139, 140] свеобухватно приказао технологију заваривања, принципе избора најповољније технологије и методологију одређивања најповољнијих параметара заваривања.

В. Лазих са сарадницима је у раду [142] детаљно приказао методологију дефинисања граничних параметара заваривања конструкционих челика повишене јачине.

М. Маликутсакис (*M. Malikoutsakis*) и Г. Саваидис (*G. Savaidis*) у раду [78] су навели да су елементи моторних возила најчешће оптерећени на замор. Истовремено ови елементи су, због своје конструкције и услова оптерећења веома осетљиви на овај тип оптерећења. У раду су, као карактеристични елементи, анализирани осовине теретних возила. Заварене компоненте које формирају средишњи део осовине, због својих димензија припадају танкозидним елементима и посебно су анализирани у овом раду. Особине и карактеристике разматраних елемената имају значајан утицај на укупну сигурност и поузданост теретних возила. Обзиром да лом настаје у зонама заварених спојева ових елемената и да је ове зоне тешко поуздано анализирати постојећим методама, приказан је модификован приступ ефективног локалног напона. Посебна важност поклоњена је техници моделирања и предложена су конструкциона решења са смањеним бројем елемената. Такође, приказано је поређење аналитички и експериментално добијених резултата при статичким и динамичким условима оптерећења.

Т. Иранманеш (*T. Iranmanesh*) и А. Р. Дарвази (*A. R. Darvazi*) су у раду [58] приказали аналитички и нумерички приступ анализи температурских циклуса у зони сучеоног завареног споја који се често користи у конструкцијама бродова. Приказана нумеричка анализа је урађена помоћу *ANSYS* програмског пакета коришћењем тродимензионалног термо-механичког модела, док је за аналитичко решење напонског стања коришћен дводимензионални модел и програмски пакет *MATLAB*. Модел развијен применом методе коначних елемената је употребљен за анализу термичких заосталих напона, прво за тродимензионалну, а затим и дводимензионалну анализу. Резултати који су приказани показују да се у случају посматраног сучеоног завареног споја добијају сагласни резултати за оба нумеричка модела, с тим што се коришћењем дводимензионалног модела знатно скраћује потребно време израчунавања.

Т. Кобајаши (*T. Kobayashi*) је у књизи [65] обрадио понашање материјала у условима статичког и динамичког оптерећења. Посебно је разматрана микроструктура материјала и њен утицај на карактеристике материјала. Највећи део књиге посвећен је металним материјалима, док је последње поглавље посвећено анализи композитних материјала и њихових

карактеристика. Наведена књига приказује аналитички приступ у механици лома, механизме настанка и развоја заморне прслине. У књизи су теоријски разматрани механизми настанка кртог лома и успостављен је аналитички модел ових појава. Такође, приказани су примери примене механике лома на реалне машинске конструкције у циљу анализе њиховог понашања и одређивања издржљивости у експлоатацији.

Т. Перишић са сарадницима у раду [93] је приказао анализу расподеле напона у завареним спојевима. У раду је закључено да конвенционални метод одређивања заморне издржљивости на основу Велерових кривих није поуздан у свим случајевима. Расподела напона у зонама заварених спојева која је условљена геометријским дисконтинуитетима и структуром завареног споја је веома сложена, тако да је принцип одређивања локалног напона много прецизнији при одређивању напонског стања у овим зонама.

Т. Вухерер (*T. Vuherer*) са сарадницима у раду [120] је анализирао чврстоћу при оптерећењу на замор код сучеоног завареног споја у присуству површинске грешке, чије су димензије реда димензија металних зрна. Ова чврстоћа је у раду упоређена са одговарајућом заморном чврстоћом споја када оваква грешка не постоји. С обзиром да је критична зона заварених спојева крупнозрна зона утицаја топлоте, микроструктура ове зоне код споја разматраног у раду је остварена симулацијом температурског циклуса приликом заваривања. Затим, слична микроструктура је остварена у пећи, растом металних зрна на високој температури и каљењем. Чврстоћа при заморном оптерећењу одређена је затим на епруветама са микроструктурним стањем оствареним на оба начина. Грешка у завареном споју, чије су димензије блиске димензијама металних зрна, симулирана је утискивањем утискивача који се користи при мерењу тврдоће Викерс методом. С обзиром да утискивање изазива заостале напоне у материјалу, у раду је разматран и утицај ових напона на заморну чврстоћу. Утицај овако изазваних заосталих напона анализиран је поређењем експериментално одређених вредности заморних чврстоћа епрувета са и без грешака. Постојећи притисни заостали напони на епруветама са грешкама, утичу на време иницијације заморне прслине.

М. Мејерс (*M. Meyers*) и К. Шавла (*K. Chawla*) у књизи [85] су обрадили понашање машинских материјала: метала, полимера, керамике и композитних материјала. После генералних информација о особинама и карактеристикама материјала, разматрана је њихова еластичност, деформације и течење, као и критеријуми лома. Такође, анализирани су грешке у материјалима и приказани су основи математичког моделирања ових грешака. Приказан је принцип кретања дислокација при деформисању и анализирани су механизми лома на микроскопском и макроскопском нивоу. У књизи су приказане и микроструктурне трансформације материјала.

З. Барзум (*Z. Barsoum*) у докторској дисертацији [7] је разматрао издржљивост заварених машинских конструкција при оптерећењима на замор. У дисертацији су анализирани грешке које се јављају при заваривању као и њихов утицај на заморну издржљивост. Такође, приказано је аналитичко одређивање заморне издржљивости заварених конструкција приступом линеарно еластичне механике лома. Приказана је симулација температурских циклуса током заваривања, одређивање и мерење нивоа заосталих напона, као и њихов утицај на заморну издржљивост.

Р. Бадинас (*R. Budynas*) је са сарадницима у књизи [11] разматрао основе инжењерског дизајна. Књига приказује основе инжењерског дизајна из аспекта примене инжењерске механике и карактеристика примењених материјала. Такође, у књизи су анализирани методе дизајна у циљу превенције отказа при статичким и динамичким оптерећењима. Књига приказује практичан приступ наведеним проблемима који је илустрован великим бројем практичних примера. Такође, у књизи су приказане основе повезивања анализе математичког модела конструкције и њеног дизајна.

М. Кушо (*M. Couchaux*) са сарадницима у раду [16] приказао је метод напонске тачке на примеру конструисања спојева цеви кружног попречног пресека обзиром на раст заморне прслине. Овај метод захтева познавање фактора концентрације напона у карактеристичним тачкама. Фактор концентрације напона у овом случају дат је параметарским изразима развијеним на основу експерименталне анализе. Такође, у раду је приказан аналитички приступ одређивања фактора концентрације напона применом законитости развијених у оквиру теорије еластичности. Поређењем добијених резултата установљено је да постоји сагласност између вредности фактора концентрације напона одређених експериментално и аналитички употребом параметарских израза.

М. Ф. Ханамех (*M. F. Ghanameh*) са сарадницима у раду [36] разматра утицај конфигурације и врсте оптерећења на концентрацију напона код заварених цевних спојева. Наведени рад разматра концентрацију напона код заварених спојева цеви који су изложени разним типовима оптерећења: аксијалном, раванском и сложеном. У овом раду је дат приказ методе резултујућег еквивалентног оптерећења у зонама заварених спојева цеви.

Приказани преглед референци представља теоријску основу за разматрање понашања заварених машинских конструкција у експлоатационим условима, на основу које се идентификују и дефинишу методе пројектовања ових конструкција. С обзиром на веома широку област примене заварених машинских конструкција и њихове функционалне особине и карактеристике, теоријска основа пројектовања заварених машинских конструкција је веома велика. Поред овог, упркос тенденцији ка свеобухватности разматрања, хетерогеност заварених машинских конструкција из аспекта материјала, сложености технологије заваривања и експлоатационих услова, условљавају и различите нивое анализе заварених машинских конструкција.

Велики број референци које се односе на пројектовање одговорних заварених машинских конструкција бави се добро заварљивим конструкционим челицима опште намене. У савременом пројектовању заварених машинских конструкција постоји тренд замене оваквих материјала нисколегираним челицима повишене јачине. Ова класа челика својом применом доноси нове могућности при пројектовању заварених машинских конструкција али доноси и специфичности које се односе на свеобухватно познавање карактеристика и особина ових материјала.

Због условне заварљивости ових челика њихови произвођачи прописују и технологију њиховог заваривања. Ови челици су осетљиви на микроструктурне трансформације које изазивају поступци заваривања. Иако су познати узроци и механизми ових трансформација, тачно одређивање њиховог степена утицаја на механичке карактеристике заварених конструкција још увек није могуће, тако да је експериментални приступ одређивању ових карактеристика најрелевантнији. Експериментални приступ за анализу механичког понашања и одређивања механичких карактеристика је примаран.

Концентрација напона коју изазивају сами заварени спојеви као и облик зоне заварених спојева одређен је за материјале који су добро заварљиви и који су по својој природи мање осетљиви на ову концентрацију. Применом савремених приступа заснованих на методи коначних елемената омогућено је одређивање фактора концентрације напона и код сложених облика. Међутим, с обзиром на хетерогеност микроструктурног стања у зони завареног споја овако одређене вредности фактора концентрације напона треба узети условно. Осетљивост микролегираних челика повишене јачине на концентрацију напона додатно компликује разматрање овог аспекта при пројектовању заварених конструкција, које је приказано у дисертацији.

Експлоатациони услови који су анализирани у приказаним референцама првенствено се односе на ниво и карактеристике оптерећења. Температура експлоатације разматрана је код

знатно мањег броја референци и то анализирано је понашање и механичке карактеристике заварених спојева на сниженим температурама због опасности од кртог лома. Мањи број референци приказује карактеристике и понашање материјала и самих заварених спојева на повишеним температурама, и то првенствено код заварених машинских конструкција специјалних намена и при температурама који су блиске максимално дозвољеним температурама за конкретни материјал. Међутим, велики број конструкција опште намене које су израђене од општих конструкционих микролегираних челика повишене јачине раде на повишеним температурама у интервалу од 200 до 500°C. С обзиром на осетљивост јединственог микроструктурног стања микролегираних челика повишене јачине, нарочито у зони заварених спојева, овај температурски интервал је изабран за разматрање утицаја температуре на пројектовање заварене машинске конструкције.

1 МАТЕРИЈАЛИ ЗА ИЗРАДУ ЗАВАРЕНИХ МАШИНСКИХ КОНСТРУКЦИЈА

1.1 УВОД

Материјал машинске конструкције може се дефинисати као чврста материја одређене масе и димензија са једном или више специфичних карактеристика које га чине погодним за конкретну примену. Овако генерализована дефиниција базира се на особинама и карактеристикама материјала које су резултат његове микроструктуре, што понекад захтева разматрање и на атомском нивоу. Материјали заварених машинских конструкција су метални материјали који према пореклу припадају природним материјалима. С обзиром на то да материјал машинске конструкције представља континуум у коме се остварују најповољније физичке и механичке карактеристике, избор материјала представља једну од најважнијих фаза у пројектовању одговорних заварених конструкција. Основни циљ при избору материјала заварених конструкција јесте обезбеђивање потребних механичких карактеристика при предвиђеним условима експлоатације. За избор материјала за заварене машинске конструкције постоји више различитих метода: употреба и анализа података из каталога произвођача материјала, коришћењем база података и информационих система за материјале као и коришћењем експертних система као подршке при одлучивању (*Computer Aided Materials Selection - CAMS*). Све већи број материјала и њихових карактеристика, потреба за брзом и ефикасном претрагом информација уз истовремене комплексне анализе и поређења упућују на коришћење рачунарских система, који обрађују, чувају и процесирају информације о материјалима и њиховим карактеристикама и омогућавају моделирање и симулацију понашања материјала у конкретним условима експлоатације. Програмски пакети ових рачунарских система се најчешће састоје од базе података о материјалима, базе знања и модула за одлучивање, као и модула за моделирања и анализе [84, 85].

Као материјали заварених машинских конструкција најчешће се користе челици, као и алуминијум, односно његове легуре. Механичке карактеристике, доступност, цена и природа технологије заваривања условили су да челици представљају најчешће коришћен материјал за заварене машинске конструкције. Укупна производња челика у свету је у 2013. години износила 1832 милиона тона према подацима Бироа за статистику челика и гвожђа (*Iron & Steel Statistic Bureau - ISSB*). Однос цене и квалитета је код челика, као конструкционог материјала, веома повољан уз истовремену доступност и повољан еколошки одраз. Остваривање, развој и примена нових знања из металургије и технологије, као и развој опреме и технологије добијања челика омогућили су постизање оваквог односа [84].

1.2 ИСТОРИЈСКИ ПРЕГЛЕД РАЗВОЈА ГВОЖЂА И ЧЕЛИКА

Почеци употребе гвожђа датирају још из праисторијског периода, мада не постоје прецизни подаци о начину откривања гвожђа: случајно, ложењем ватре на металној руди и тиме њеним топљењем или применом знања о топљењу бакарне руде на топљење гвоздене руде. Карактеристике првих гвоздених материјала су биле веома скромне, чак лошије од карактеристика тадашње бронзе и бакра. Гвожђе је било веома порозно са сунђерастом структуром. Ово тзв. сунђерасто гвожђе је касније поново загревано и сабијано ударцима чекића како би се постигла што компактнија структура и уклонио део шљаке. Доста касније, у непрекидној тежњи да се остваре повољније карактеристике, гвожђе је загревано до све виших температура, све до око 1200°C, па затим ковано, да би се сабило и уклонила шљака.

За време овог поступка загрејано гвожђе је долазило у додир са угљен-моноксидом који се ствара као продукт непотпуног сагоревања угља при загревању чиме је остварена дифузија угљеника по површини гвожђа. На овај начин знатно су побољшане механичке карактеристике гвожђа чак и при садржају угљеника од око 5% чиме је откривен челик. Даље, механичка својства су могла бити побољшана пластичним деформисањем. Поред тога, површинском дифузијом угљеника, ограниченом само на специфичне делове површине (нпр. оштрице оружја и оруђа) добијена је повољна комбинација површинске тврдоће и жилавости језгра. Наведена технолошка знања и вештине у производњи и обради гвожђа стицана су искуством и усмено преношена.

Технологија добијања гвожђа и челика се релативно слабо развијала све до после 1100. године. Француски свештеник Анри Пуатије (*Henry de Poitier*) је 1371. године први приказао детаљан опис топљења гвожђа. Средином петнаестог века у Европи је конструисана прва висока пећ. Леонардо да Винчи (*Leonardo da Vinci - Leonardo di ser Piero da Vinci*, 1452 - 1519) је израдио детаљне цртеже ваљаонице за обраду гвожђа деформисањем која није практично реализована. Ваноквио Бирингукио (*Vannoccio Biringuccio*, 1480- 1539), италијански металург, у свом делу Пиротехника (*De la pirotechnica*) постхумно објављеном 1540. године детаљно је описао редукцију гвоздене руде. Наредне векове карактерише нагли развој науке и ширење људских знања, што се одражава и на технолошка знања о добијању и преради гвожђа и челика.

Дад Дадли (*Dudd Dudley*, 1600 - 1684), енглески металург је 1619. године изградио прву високу пећ за топљење са посебно припремљеним угљем. Металуршки поступак добијања гвожђа у високој пећи се стално усавршавао. Хенри Бесемер (*Sir Henry Bessemer*, 1813 - 1898), инжењер, проналазач и бизнисмен је 1856. године описао процес добијања челика посебним конверторима који је по њему касније и добио име. Сидни Томас (*Sidney Gilchrist Thomas*, 1850 - 1885) је 1878. године усавршио Бесемеров поступак чиме је постигнуто смањење садржаја фосфора у произведеном челику.

Пјер Мартин (*Pierre-Émile Martin*, 1824 - 1915) и Чарлс Сименс (*Charles William Siemens*, 1823 - 1883) изградили су прву пећ за добијање и топљење челика. Иако је овај поступак добијања челика био спорији и мање економичан у односу на конверторски поступак добијања челика, 80% укупне производње челика у првој половини двадесетог века произведено је овим поступком.

Примењена технологија у процесу производње челика условљава њихов хемијски састав и микроструктурно стање а тиме и пресудно утиче на његове карактеристике. Челике, као материјале за машинске конструкције, карактерише веома широк дијапазон карактеристика што је омогућио развој технологије њихове производње. Челици данас представљају најважнији и најраспрострањенији конструкциони материјал који се непрекидно развија тако да целокупна светска индустрија и привреда у високом степену зависе од доступности и карактеристика челика. Са друге стране, челик је материјал који се данас највише рециклира и истовремено представља материјал са позитивним ефектом на очување и рационално коришћење природних ресурса [11, 19, 65, 85].

1.3 УГЉЕНИЧНИ ЧЕЛИЦИ

Додавање угљеника гвожђу представља један од најстаријих металуршких поступака унапређења и побољшања његових механичких карактеристика. Угљеник који се додаје гвожђу изазива ефекат растварајућег ојачања јер, због свог положаја у кристалној решетки гвожђа представља препреку кретању дислокација при деформисању услед спољашњег оптерећења. Данас, ниско угљенични челици садрже до 0,25% угљеника који се налази у

интерстицијском чврстом раствору гвожђе - ферит, као и у облику цементита. Даље повећање садржаја угљеника одражава се двојачко на механичке карактеристике и особине гвожђа. Са једне стране, повећање садржаја угљеника утиче на повећање јачине и тврдоће челика, а с друге стране, утиче на смањење његове дуктилности. Повећање садржаја угљеника у челицима, такође, утиче и на раст температуре кртог лома и погоршава заварљивост ових челика. При повећању садржаја угљеника, већ преко 0,8%, поред цементита садржаног у перлиту, издваја се и слободни цементит на границама металних зрна, чиме се формира карбидна мрежа у облику ламела са оштрим ивицама. Овако формиране ламеле слободног цементита са оштрим ивицама делују као концентратори напона чиме се знатно смањује жилавост челика и повећава опасност од кртог лома. Микроструктурно стање угљеничних челика је углавном феритно или феритно-перлитно. Челици ове класе, поред угљеника, као примесе садрже силицијум и манган, као и сумпор и фосфор као нечистоће.

1.4 УГЉЕНИЧНО-МАНГАНСКИ ЧЕЛИЦИ

Угљенично-мангански челици су развијени као резултат истраживања у тежњи за побољшањем механичких карактеристика угљеничних челика и повећањем њихове жилавости, нарочито при ниским температурама. Манган са челиком гради чврсти раствор запреминског типа (супституцијски чврсти раствор) и има двојак механизам деловања на механичке карактеристике. Манган побољшава механичке карактеристике челика, као препрека кретању дислокација у кристалној решетки при деформисању, слично као и угљеник. Такође, манган у челику својим присуством спречава неповољан утицај сумпора на механичке карактеристике. Степен ојачања при деформисању при спољашњем оптерећењу услед ометаног кретања дислокација због присуства мангана у гвожђу није значајан, будући да су гвожђе и манган суседни елементи у периодном систему. Спречавање негативног утицаја сумпора на механичке карактеристике челика остварује се образовањем манган сулфида чиме се смањује садржај сумпора у челику, сагласно високом афинитету мангана према сумпору. Негативни утицај сумпора у челику условљен је образовањем нискотопљивог еутектикума који се у облику филма распоређује по границама металних зрна (сегрегација сулфида) и представља опасност од настанка топлих прелина и кртог лома. Такође, садржај сумпора у челику преко 0,055% чини челик кртим при повишеним температурама и смањује његову заварљивост.

Међутим, поред позитивног ефекта на механичке карактеристике, формирану укључци манган сулфида (MnS) у челику се даљом прерадом ваљањем издужују или ситне и леме услед даље прераде ковањем и изазивају концентрацију напона, чиме изазивају негативан ефекат на механичке карактеристике. Манган у челику, поред описане улоге десулфизатора има и улогу дезоксидатора. Присуством мангана у челику остварује се проширење зоне стабилности аустенита у подручје нижих температура, односно снижавање A_{c1} и A_{c3} температура у односу на одговарајуће температуре код угљеничних челика. Угљенично-мангански челици као нечистоћу најчешће садрже фосфор. Садржај фосфора од преко 0,045% чини челик кртим при ниским температурама.

1.5 УМИРЕНИ ЧЕЛИЦИ

Умирени или дезоксидисани челици добијају се постепеним хлађењем растопљеног челика коме је додато средство за дезоксидацију. На овај начин челик постепено очвршћава без видљивог издвајања гасова јер се они везују са средством за дезоксидацију у троску услед чега слободна површина растопљеног материјала остаје мирна, због чега су ови челици и

добили назив умирени. Кисеоник се у челицима јавља као слободан или хемијски везан у облику нитрата. Слободан кисеоник у челику изазива снижавање његове жилавости, повећава склоност ка кртом лому и убрзава старење материјала. Хемијски везан кисеоник у облику нитрата повољно утиче на механичке особине челика. Хемијски облик у коме се кисеоник јавља у челику веома је тешко утврдити па се кисеоник у челику сматра непожељном елементом. У циљу контроле садржаја кисеоника, челику се додају елементи, најчешће алуминијум и силицијум, који према кисеонику имају висок хемијски афинитет и представљају дезоксидацијска средства. У случају да челик садржи високе концентрације азота и када се као средство за дезоксидацију користи алуминијум долази до стварања алуминијум нитрида који се издваја у облику укључака и тиме механички блокира раст металних зрна. Позитиван ефекат алуминијума, као легирајућег елемента, у челику је двојак. С једне стране, алуминијум делује као средство за дезоксидацију и везује кисеоник, а са друге стране, алуминијум у челику механички блокира раст металних зрна. С обзиром на то да су техничке могућности обезбеђивања равномерне расподеле алуминијума у челику ограничене, ефекат контроле раста металних зрна није значајније искоришћен у досадашњим металуршким поступцима производње челика.

1.6 МИКРОЛЕГИРАНИ ЧЕЛИЦИ

Генерално посматрано, сви челици су легуре, али се сви челици не називају легираним челицима. Легирани челици су челици код којих су, у циљу постизања повољнијих особина и карактеристика, додати легирајући елементи. Према садржају легирајућих елемената челици се могу класификовати на нисколегиране и високолегиране. У групи нисколегираних челика издваја се посебна врста микролегираних челика. Микролегирани челици настали су као резултат истраживања у циљу проналажења елемената који би могли да замене алуминијум као средство за дезоксидацију челика, а чији би се ефекти могли лакше контролисати. Микролегирајући елементи у челицима стварају карбиде, нитриде и карбонитриде који ометају раст аустенитних металних зрна. Формирани карбиди, нитриди и карбонитриди су fino дисперговани у челику, ситни су и температурно стабилни и представљају препреке кретању дислокација, што представља преципитацијско (таложно) или дисперзионо ојачавање челика. Такође, ова једињења изазивају уситњавање металних зрна.

Микроструктура микролегираних челика после примарне прераде карактерише ситнозрна структура феритних зрна малих димензија која су хомогена по димензијама и по облику, са примесама цементита и fino диспергованим честицама карбонитрида. Ситнозрни микролегирани челици не показују осетљивост према кртом лому.

1.7 ТЕРМОМЕХАНИЧКИ КОНТРОЛИСАНО ПРЕРАЂЕНИ ЧЕЛИЦИ

Термомеханички контролисаном прерадом добијени су специјални челици (*Thermo-Mechanical Control Processing - ТМСП*) чије је микроструктурно стање строго контролисано. Процес термомеханички контролисане прераде обухвата потпуно контролисано загревање слаба, топло ваљање и контролисано хлађење, односно убрзано хлађење. Овај технолошки процес прераде челика развијен је у Јапану осамдесетих година двадесетог века.

Челици повишене јачине, који се користе у завареним конструкцијама, производе се специјалним поступцима термомеханичке прераде чиме се обезбеђују њихове одговарајуће механичке карактеристике. Потпуне предности примене ових челика на основу повољних механичких карактеристика утемељених њиховим микроструктурним стањем као резултатом примењене технологије производње, могуће је остварити једино поштовањем и контролом

свих прописаних услова за време прераде, израде елемената, њиховог заваривања и формирања заварене конструкције. Овај процес је у литератури познат као потпуна термомеханички контролисана прерада [4, 65, 111]. Потпуна термомеханички контролисана прерада је сложен технолошки процес са великим бројем поступака и утицајних фактора, од којих је посебну пажњу потребно посветити следећим:

- Контрола чистоће челика спроводи се у циљу утврђивања укупног садржаја нечистоћа. Савремена технологија производње челика омогућава добијање веома чистих челика са укупним садржајем нечистоћа мањим од 0,005%. Контрола чистоће челика се изводи због великог степена утицаја чистоће челика на његова механичка својства, првенствено жилавост, како у основном материјалу, тако и у зони утицаја топлоте при заваривању.
- Контрола облика неметалних укључака, првенствено сумпора (*Sulphur Shape Control - SSC*) спроводи се у циљу сузбијања њиховог изразито негативног утицаја на механичке карактеристике челика. Сумпор у челику смањује садржај мангана реагујући са њим, чиме се гради једињење сулфид мангана (*MnS*). Овако формирани укључци се најчешће групишу у централној зони слаба, тако да се при накнадној обради ваљањем издужују у траке. Овако формирани и обликовани укључци, оштрих ивица делују као концентратори напона и додатно смањују жилавост челика. Спречавање негативног утицаја ових укључака изводи се контролом њиховог облика односно формирањем сферичних уместо тракастих укључака који су мање подложни деформисању и изазивају знатно мању концентрацију напона. Ради стварања места око којих се формирају и расту сферични укључци, челику се додају калцијум, лантаноиди или актаноиди у новије време.
- Контролисање микроструктурног стања зоне утицаја топлоте при заваривању врши се због опасности од појаве прегрејане крупнозрне структуре са неповољним механичким особинама. Услед утицаја унете топлоте при заваривању уз границу истопљеног и неистопљеног дела, у зони утицаја топлоте јавља се крупнозрно микроструктурно стање, чије формирање изазива пад механичких карактеристика оствареног споја. У циљу контролисања раста металних зрна у овој зони, челику се додаје стабилизирајући елемент титан (*Ti*) до 0,015% јер се формирањем титаннитрида (*TiN*) механички блокира раст металних зрна његовим таложењем на границама металних зрна.
- Смањење сегрегација у централним зонама слаба предузима се због опасности од стварања зона са погоршаним механичким карактеристикама услед повећања концентрације мангана, угљеника, фосфора и сумпора. Формирање централних зона са погоршаним механичким својствима је карактеристика слабова добијених континуалним ливењем. Правилнија расподела сегрегата у ваљаним челицима постиже се на различите начине: производњом челика са мањим садржајем нечистоћа, смањењем дебљине слаба, бржим хлађењем или комбинацијом наведених поступака.
- Температура прогревања пре топлог ваљања се контролише да би се термомеханичком прерадом добио челик са хомогеним микроструктурним стањем које карактерише уједначена величина и облик металних зрна. Температуру у пећима, при производњи, треба контролисати да се не дозволи раст или превелики раст металних зрна у челику. Поред контроле температуре, сузбијање раста зрна постиже се и додавањем титана до 0,015%.
- Циљ контролисаног ваљања је добијање челика са униформним ситним феритним зрном. После предваљања челик треба да има хомогену ситнозрну рекристалисану микроструктуру коју треба да задржи до почетка завршног ваљања, то јест треба

контролисати раст металних зрна. За време завршног ваљања, са већим степеном деформације по провлаку настаје повећање густине деформационих трака. Овако формиране деформационе траке служе као додатна места формирања феритних зрна, тако да је коначна структура произведеног челика ситнозрнија у односу на челик који није ваљан.

- Приликом завршног ваљања челика долази до усмерења металних зрна и формирања микроструктурног стања топлог ваљања чиме се изазива анизотропија челика. Поједина микроструктурна стања челика знатно смањују његову жилавост у попречном правцу, утичу на простирање ултразвука и тиме на поузданост ове методе испитивања без разарања па се њихово формирање мора строго контролисати.
- Убрзано хлађење узрокује смањење феритног зрна јер изазива веће подхлађење и већу брзину стварања клица. Такође, убрзано хлађење изазива изостајање јасно изражене границе течења челика услед формирања бејнита у њиховој микроструктури.
- Модификацијама контролисаног ваљања постиже се динамичка рекристализација челика. Достицањем критичног степена деформације челика током прераде јавља се динамичка рекристализација чиме се постиже најинтензивнија рафинација аустенитног зрна. Критични степен деформације условљава повећање укупне површине границе зрна. Овако повећане границе зрна представљају места на којима се формирају нова феритна зрна.

1.8 МИКРОЛЕГИРАНИ ЧЕЛИЦИ ПОВИШЕНЕ ЈАЧИНЕ

Микролегирни челици повишене јачине су развијени и произведени у циљу побољшања механичких карактеристика и отпорности на атмосферску корозију конвенционалних угљеничних и угљенично-манганских челика уз прихватљиву заварљивост. Микролегирани челици повишене јачине примарно обезбеђују дефинисане механичке особине а не одређен хемијски састав. Хемијски састав микролегираних челика повишене јачине чак може и да варира по дебљини произведене плоче у циљу да би се варијацијом хемијског састава обезбедиле исте механичке карактеристике по читавој дебљини. Када се челици повишене јачине производе у облику лимова и плоча имају низак садржај угљеника (0,05% до 0,2%), а садржај мангана није виши од 2,0%. Ови челици, такође, садрже и мале количине никла, молибдена, бакра, азота, ванадијума, ниобијума, титана, цирконијума и бора. Оваквим избором легирајућих елемената и њиховим количинама остварују се њихове повољне механичке карактеристике и особине челика уз одговарајућу заварљивост и деформабилност.

Микролегирани челици повишене јачине се класификују у посебну групу која је слична ваљаним, средњеугљеничним челицима са побољшаним механичким својствима која се обезбеђују додавањем малих количина легирајућих елемената и посебним техникама прераде (контролисано ваљање и интензивно хлађење). Класификација микролегираних челика повишене јачине у посебну групу оправдава и чињеница да се цена ових челика одређује на основу цене угљеничних, а не цене легираних челика. Избор микролегираних челика повишене јачине за конкретну примену изводи се према потребним механичким карактеристикама, док њихов хемијски састав дефинише произвођач.

Према Америчком удружењу за метале (*American Society for Metals*) микролегирани челици повишене јачине класификују се у шест група [4, 65, 84, 85, 111]:

- Група корозионо отпорних челика обухвата челике са повећаном отпорношћу на атмосферску корозију или побољшаном отпорношћу на корозивно агресивне средине. Ови челици садрже, поред осталих легирајућих елемената, мале количине бакра и фосфора чиме се постиже њихова повећана отпорност на корозију.

- Групу микролегираних феритно-перлитних челика чине челици који садрже веома мале количине легирајућих елемената који образују карбиде и карбонитриде, као што су: ниобијум, ванадијум и титан, чиме се остварује таложно ојачање, рафинација зрна и контрола трансформационе температуре.
- Група ваљаних перлитних челика обухвата угљенично-манганске челике који садрже и мале количине других легирајућих елемената ради побољшања јачине, жилавости, деформабилности и заварљивости.
- Челици са ацикличним феритом (нискоугљенични бејнит) садрже мање од 0,05% угљеника и поседују изузетно повољне особине: високи напон течења, добру заварљивост, деформабилност и добру жилавост.
- Група двофазних челика обухвата челике чију микроструктуру карактерише мартензит расут у феритној основи, услед чега поседују добру комбинацију пластичности и високе затезне јачине.
- Челици са контролисаним обликом укључака код којих се облик сулфидних укључака мења од издужених до глобуларних додавањем малих количина калцијума, цирконијума, титана или елемената ретких земаља. Ову групу челика повишене јачине карактерише побољшана пластичност и жилавост по целој дебљини материјала.

Приказана класификација челика повишене јачине је условна јер велики број ових челика поседује карактеристике које су заједничке или сличне карактеристикама челика из више наведених група. Национални стандарди класификују микролегиране челике повишене јачине на различите начине, зависно од степена развоја и распрострањености њихове примене.

Према стандарду СРПС ЕН 10020:2003 челик је материјал који има највећи масени удео гвожђа од било ког другог елемента и садржи, мање од 2% угљеника, као и друге елементе. Овим стандардом, поред дефинисања термина „челик“, челици се и класификују као: нелегирани, нерђајући и остали легирани челици. Челици се класификују по више различитих критеријума, према хемијском саставу, микроструктурном стању, механичким карактеристикама и према класама квалитета у односу на главне особине које се односе на њихову примену: легирани, нерђајући и други легирани челици.

Микролегирани челици повишене јачине због повољног односа механичких карактеристика и масе имају широку област примене: нафтоводи и гасоводи, тешка друмска и теренска возила, шинска и рударска возила, компоненте путничких аутомобила, индустријска опрема и пољопривредна механизација, разне врсте пловила и подморница, војна оруђа и оружја и слично. Мостови, дубинске платформе разних функција, стубови далековода, носачи и плоче у зградама, високи стубови уличне расвете, такође, се у новије време праве од микролегираних челика повишене јачине.

Избор челика из групе микролегираних челика повишене јачине за конкретну примену зависи од великог броја фактора као што су степен смањења масе, отпорност на корозију, могућност обликовања и заварљивост.

1.8.1 Развој микролегираних челика повишене јачине

Механизми деловања и ефекти додавања микролегирајућих елемената у челицима повишене јачине су веома комплексни. Истраживања ефеката додавања ниобијума и ванадијума на карактеристике челика, која су спроведена током 60-тих година прошлог века, сматрају се почецима развоја микролегираних челика повишене јачине. Ова истраживања су показала да се додавањем ових елемената у малим количинама (<0,01% за сваки елемент појединачно) побољшавају механичке карактеристике угљенично-манганских челика. На основу добијених резултата сада је било могуће снизити садржај угљеника у овим челицима

чиме би се побољшала њихова заварљивост и жилавост. Нарушавање механичких карактеристика услед снижавања садржаја угљеника компензован је, дакле, додавањем ниобијума и ванадијума. Механичке карактеристике микролегираних челика повишене јачине су, међутим, резултат много чинилаца а не само присуства микролегирајућих елемената. Постизање повољне микроструктуре зависи од комплексних ефеката микролегирања и технике ваљања. Рафинацијом аустенитних зрна уз контролисано ваљање постиже се побољшана жилавост и високи напон течења челика у области од 345 до 620 *MPa*. Развојем контролисаних процеса ваљања упоредо са одговарајућом технологијом легирања остварен је пораст напона течења код ових челика уз истовремено снижавање садржаја угљеника. Многи регистровани микролегирани челици повишене јачине имају садржај угљеника нижи од 0,06% и истовремено напон течења од око 485 *MPa*. Висок напон течења је резултат fine ситнозрне микроструктуре ових челика која се остварује контролисаним поступцима топлог ваљања и таложним ојачањем уз присуство ванадијума, ниобијума и титана. Микролегирани феритно-перлитни челици могу се класификовати према више критеријума, најчешће према доминантном легирајућем елементу: ванадијумски, ниобијумски, ниобијум-молибденски, ванадијум-ниобијумски, ванадијум-азотни, титански, ниобијум-титански и ванадијум-титански. Микролегирани челици, поред доминантних легирајућих елемената садрже и друге елементе за побољшање корозионе отпорности, очвршћавање чврстог раствора и унапређење прокаљивости челика.

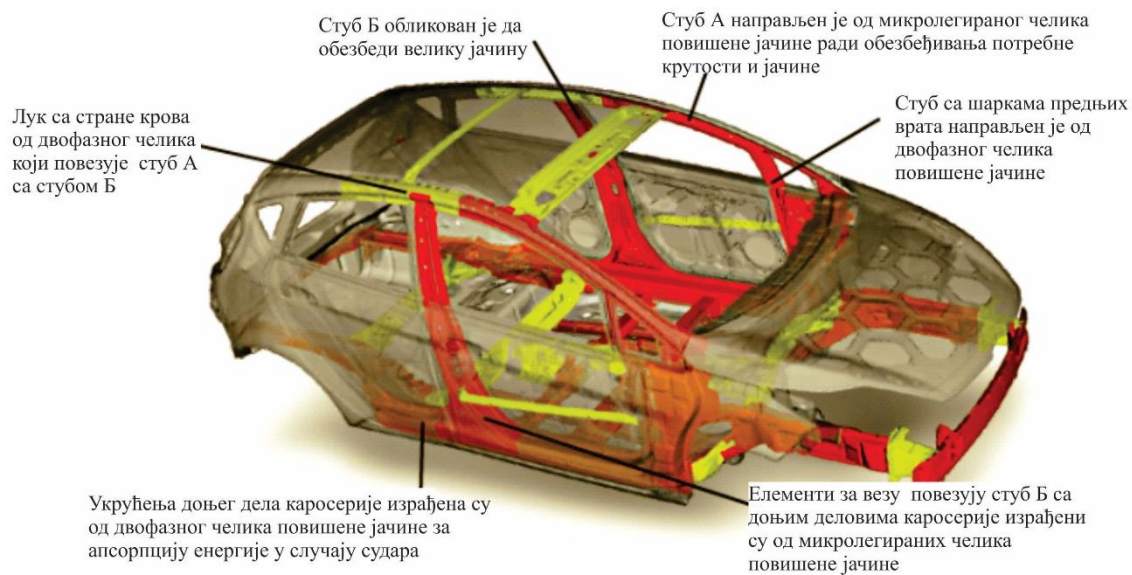
Ванадијумски микролегирани челици су откривени одмах после развоја корозионо отпорних челика. Микролегирани челици са ванадијумом производе се контролисаним ваљањем, као нормализовани, каљени и отпуштени. Ванадијум у челицима побољшава механичке карактеристике тако што формира fine честице талоба (у пречнику од 5 до 100 *nm*) у фериту приликом хлађења које представљају нуклеусе формирања металних зрна чиме се остварује fine ситнозрна микроструктура. Такође, ванадијум као легирајући елемент утиче и на повећање отпорности на хабање, има повољан утицај на процес отпуштања и позитивно утиче на механичке карактеристике челика на повишеним температурама.

1.8.2 Примена микролегираних челика повишене јачине

Употреба нисколегираних челика повишене јачине отпочета је 70-тих година двадесетог века у Немачкој за производњу коленастих вратила аутомобилских мотора. Ширење примене и побољшање особина и механичких карактеристика микролегираних челика омогућили су даља истраживања у овој области која су спроведена у Великој Британији и Сједињеним Америчким Државама.

Годишња производња челика у 2013. години од 1832 милиона тона је досада највиша и представља повећање од преко 85% у односу на производњу у 1999. години. Велика употреба, производња и потражња за челиком је изазвала интензивни развој различитих класа и квалитета челика. Резултат овог интензивног развоја је значајно повећање чврстоће и жилавости, смањење масе конструкција или повећање носивости [4, 31, 48, 80, 84].

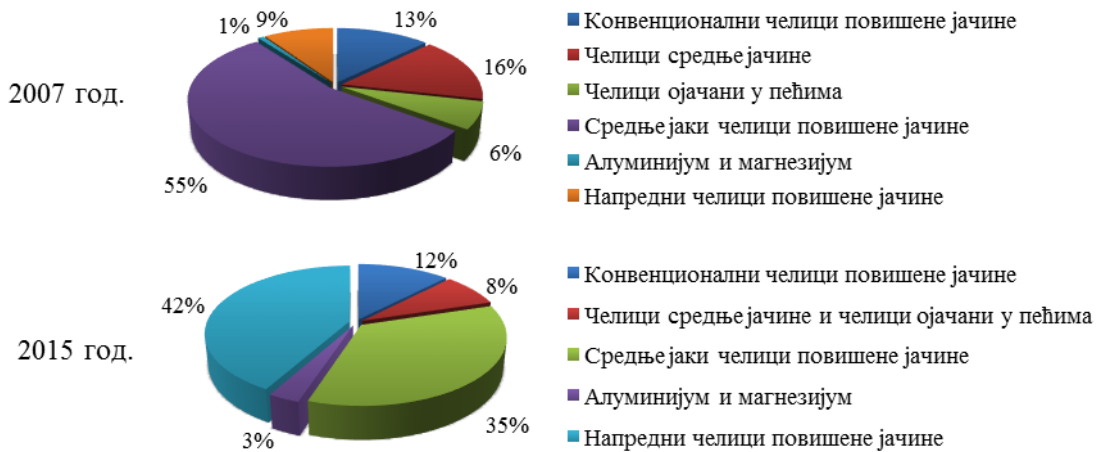
Најбољи пример примене нових класа челика је аутомобилска индустрија због веома оштрих захтева који се постављају при избору материјала. Примена микролегираних челика, а нарочито микролегираних челика повишене јачине у аутомобилској индустрији заузима веома значајно место. За израду каросерија моторних возила, њихових осовина, делова мотора користе се микролегирани челици бејнитне или феритно-перлитне структуре. Челици повишене јачине са напоном течења од око 600 *MPa* користе се за израду специфичних елемената каросерије моторних возила. Као илустративни пример важности избора материјала при пројектовању заварених конструкција узета је каросерија путничког аутомобила марке *FORD* тип *Fiesta* 2011, која је приказана на слици 1 [42, 47, 49].



Слика 1. Материјали појединих делова каросерије путничког аутомобила [33]

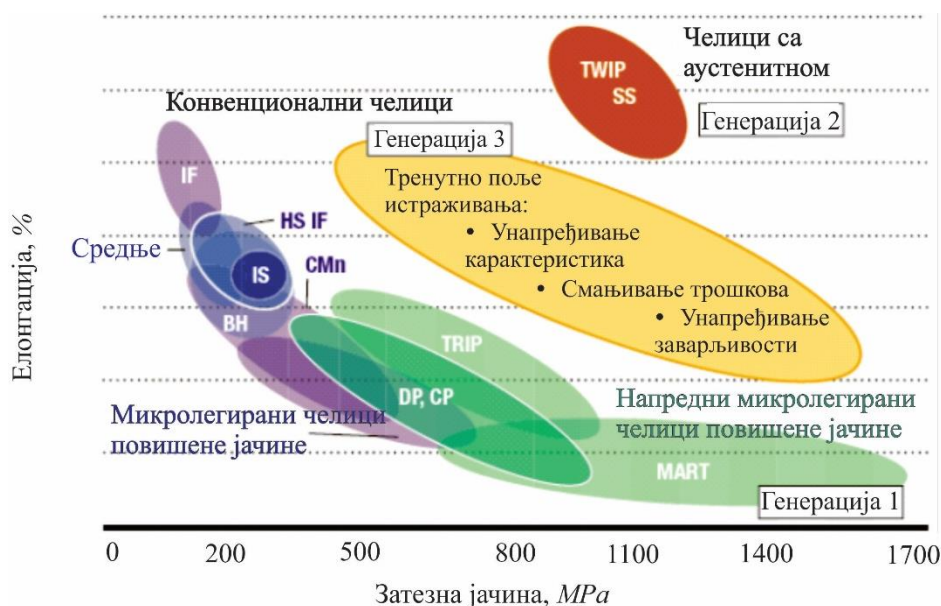
Специфични елементи каросерије израђени су од микролегираних челика и челика повишене јачине ради обезбеђивања потребних механичких карактеристика уз истовремено смањење њене масе. На овом месту треба напоменути да су механичке карактеристике каросерије, која из аспекта начина остваривања спојева елемената представља претежно заварену конструкцију, постигнуте и специфичним обликовањем њених елемената. Избором материјала карактеристичних зона каросерије и њиховим одговарајућим обликовањем (сл. 1) постигнуте су потребне особине у зонама апсорпције енергије удара и унапређење пасивне безбедности возила. Повољне механичке карактеристике изабраних материјала омогућиле су смањење димензија критичних елемената каросерије и повећале флексибилност њеног дизајна. Смањењем укупне масе возила постигнута је мања потрошња горива и емисија штетних гасова, а тиме смањен је укупни еколошки одраз, како за време експлоатације, тако и приликом производње аутомобила. Значајна редукција масе, остварена применом напредних класа челика и оптимизацијом конструкционог решења, представља један од основних захтева при пројектовању савремених путничких возила. Принцип енергетски ефикасног пројектовања подразумева анализу енергетског биланса током века возила, анализу укупне употребљене енергије у појединачним фазама и поступке за смањење потребне енергије и у директној је вези са укупном емисијом штетних гасова за време животног века возила. Разматрања енергетске ефикасности и емисије штетних материја приликом експлоатације возила упућују на коришћење лакших материјала, на пример, композитних материјала. Међутим, примена ових материјала на основу резултата оваквих разматрања има за последицу пораст укупне количине емитованих штетних материја и смањује енергетску ефикасност током укупног животног века возила јер је технологија производње и прераде композитних материјала још увек енергетски захтевнија и еколошки мање прихватљива од производње челика. Једино је захваљујући новим врстама микролегираних челика повишене јачине могуће остварити предности смањивања масе уз истовремено смањивање емисије штетних гасова и побољшање енергетске ефикасности током читавог животног века возила. С друге стране, а узимањем у обзир развој нових, све ефикаснијих погонских група моторних возила, укупан еквивалент емисије угљен-диоксида све више зависи од удела његове емисије за време процеса производње. Смањење емисије штетних гасова у великом делу везано је за употребу других, лакших материјала као што су алуминијум, магнезијум и разне врсте пластика. Међутим, једино челици и то конкретно микролегирани челици повишене јачине обезбеђују смањење укупне

емисије штетних гасова без компромиса у погледу сигурности, поузданости и приступачности из аспекта цене. Микролегирани челици повишене јачине су тренутно материјали са најбржом стопом раста примене у аутомобилској индустрији. Удео коришћења појединих материјала за производњу путничких возила у Сједињеним Америчким Државама према подацима организације *Ducker WorldWide* из 2007. године, као и предвиђања ових удела за 2015. годину изражени у процентима дијаграмом су приказана на слици 2 [84]. Може се закључити да употреба лаких материјала показује растући тренд а да највећи тренд раста удела имају управо микролегирани челици повишене јачине.



Слика 2. Структура употребе материјала у аутомобилској индустрији са пројекцијом [84]

Пројекције *Ducker WorldWide* говоре да ће удео коришћења микролегираних челика повишене јачине у производњи лаких возила у Сједињеним Америчким Државама са 9% у 2007. години порастати на 42% у 2015. години [84]. Истраживања у овој области се настављају с циљем добијања нових врста ових челика са још бољим механичким карактеристикама. Механичке карактеристике појединих класа микролегираних челика повишене јачине, које су сврстане у три генерације, приказане су на слици 3 [95, 111].



Слика 3. Механичке карактеристике генерација челика повишене јачине [95]

Разматрања ове дисертације односе се само на прву генерацију микролегираних челика повишене јачине због њихове распрострањености у примени за израду одговорних заварених машинских конструкција. Друга генерација микролегираних челика повишене јачине је у

експерименталној фази истраживања. Структура микролегираних челика друге генерације је у основи аустенитна на собној температури због веома високог садржаја мангана. Највећи искорак је направљен у обликовању ових челика употребом посебне технологије изазивања пластичности дуплицирањем металних зрна (*Twinning Induced Plasticity - TWIP*). Процес деформисања ових челика доводи до дуплицирања металних зрна, чиме структура постаје све финија и финија, што даље условљава велико деформационо ојачање ових челика. Затезна јачина ове врсте челика је преко 1000 MPa са укупном деформацијом до 60%, али је цена ових челика веома висока због високе цене производње тј. високе цене њихових легирајућих елемената. Такође, хемијски састав и комплексна микроструктура ових челика условљава њихову условну и отежану заварљивост. Механичке карактеристике микролегираних челика повишене јачине друге генерације најчешће превазилазе захтеве примене у највећем броју машинских конструкција, а с обзиром на условну и отежану заварљивост истраживања су настављена с циљем развоја треће генерације микролегираних челика повишене јачине. Од треће генерације ових челика очекује се мање сложена микроструктура у односу на другу генерацију, чиме ће се побољшати њихова заварљивост са прихватљивим снижавањем механичких карактеристика.

1.9 МИКРОЛЕГИРАНИ ЧЕЛИК ПОВИШЕНЕ ЈАЧИНЕ - S690QL

Карактеристичан представник микролегираних челика повишене јачине је општи конструкциони челик S690QL. Челик задовољава стандард EN 10025-6:2004 - Технички услови испоруке ваљаних производа од конструкционих челика високог напона течења, каљених и отпуштених [24] и EN 10137-2:1996 - Плоче и ваљани производи од конструкционих челика високог напона течења, каљених и отпуштених или таложно ојачаних [26]. Микролегирани челик повишене јачине S690QL је развијен првенствено с циљем да задовољи високе захтеве и стандарде у области носећих високо одговорних конструкција. Карактеристичне особине и механичке карактеристике овог челика, а нарочито високи напон течења омогућују смањење масе без снижавања носивости формиране конструкције. С друге стране, употреба овог челика као материјала обезбеђује већу носивост и веће распоне при непромењеној маси конструкције. Строга контрола карактеристика челика, као и погодност у смислу даљих радионичких поступака обраде омогућава повећање продуктивности и знатно скраћење времена које је потребно за формирања конструкције. Захваљујући посебно развијеном технолошком процесу производње постигнут је строго контролисан хемијски састав и микроструктурно стање, чиме су постигнуте повољне механичке карактеристике у уским границама.

У оквиру ове дисертације разматран је микролегирани челик повишене јачине комерцијалног назива WELDOX 700 који производи компанија SSAB Oxelösund AB, 613 80 Oxelösund, Шведска. Овај челик носи ознаку S690 и испуњава услове дефинисане одговарајућим EN стандардима. Еквивалентна ознака наведене класе челика у интернационалном стандарду ISO је E690 (1.8928), према немачком националном стандарду DIN је TStE690V, према француском националном стандарду AFNOR је E690T, према шведском националном стандарду је 2625 и према Националном стандарду Сједињених Америчких Држава је A709-100. Хемијски састав микролегираног челика повишене јачине комерцијалног назива WELDOX 700, према подацима произвођача SSAB Oxelösund, Шведска, приказан је у табели 1 [114].

Табела 1. Хемијски састав челика WELDOX 700

Легирајући елемент																
Садржај, %	C	Si	Mn	P	S	B	Nb	Cr	V	Cu	Ti	Al	Mo	Ni	N	
	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>	укуп. min	<i>max</i>	<i>max</i>	<i>max</i>
	0,20	0,60	1,6	0,020	0,010	0,0005	0,04	0,70	0,09	0,30	0,04	0,015	0,70	2,0	0,010	

Челик WELDOX 700 производи се у две класе ударне жилавости које су означене суфиксима *E* и *F*. Суфикси у ознаци челика *E* и *F* односе се на температуру при којој се гарантује одговарајућа минимална ударна жилавост и то на -40 и -60°C , респективно. Наведене две групе челика WELDOX 700E и WELDOX 700F одговарају захтевима EN стандарда ознакама S690QL и S690QL1, респективно.

Вредности ударне енергије за челик WELDOX 700 одређене Шарпијевом методом на епруветама са V зарезом, димензија попречног пресека $10 \times 10 \text{ mm}$ при сниженим температурама приказане су у табели 2 [114].

Табела 2. Ударне карактеристике челика WELDOX 700

	WELDOX 700E -40°C	WELDOX 700F -60°C
Минимална вредност енергије удара мерена на епруветама са V зарезом дим. $10 \times 10 \text{ mm}$	69 J	27 J
Испуњава услове дефинисане стандардом EN 10025-6:2004 за класу челика ознаке	S690QL	S690QL1

Контрола квалитета и испитивање челика WELDOX 700 изводи се према условима и на начин прописан стандардом EN 10025:2004. Челик WELDOX 700 се производи у облику плоча дебљина 4 до 130 mm при чему димензије произведених плоча задовољавају услове прописане стандардом EN 10029:2010 [23]. Механичке карактеристике које произвођач SSAB Oxelösund AB прописује за разматрани челик WELDOX 700 приказане су у табели 3 [114].

Табела 3. Механичке карактеристике челика WELDOX 700

Дебљина плоче, mm	Минимална вредност напона течења, $R_{p0,2}$, MPa	Затезна јачина, R_m , MPa	Издужење $A_{11,3}$, %
4,0 до 53,0	700	780 до 930	14
53,1 до 100,0	650	780 до 930	14
100,1 до 130,0	630	710 до 900	14

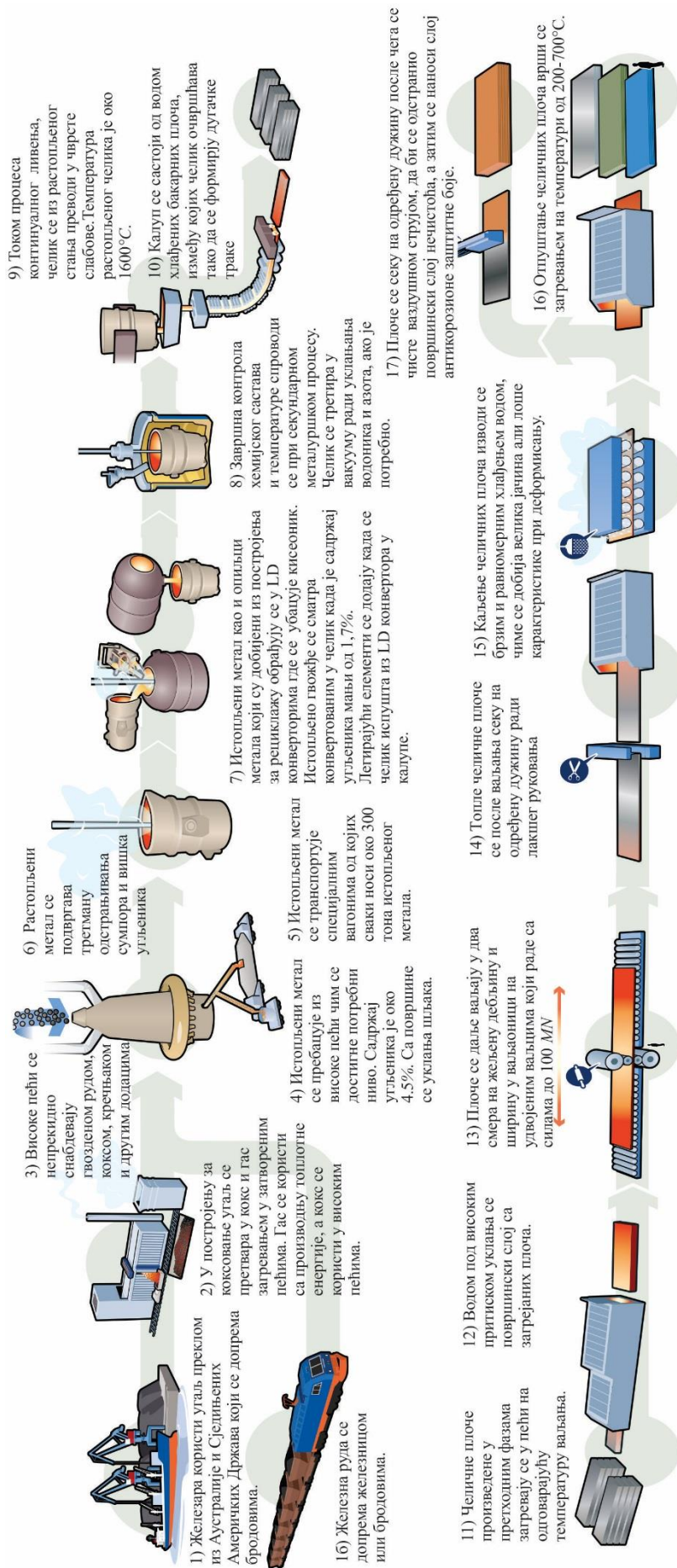
Јединствени начин производње и контроле димензија који је развијен и заштићен од стране SSAB Oxelösund AB омогућава производњу челичних плоча са толеранцијама димензија које су знатно уже од толеранција дозвољених стандардом. При ваљању контрола дебљине плоча изводи се компјутерски око 100 пута у секунди при сваком пролазу. Ваљци се подешавају аутоматски тако да компензују сваку заосталу деформацију произведених плоча. Захваљујући уским толеранцијама дебљине произведених челичних плоча омогућени су конкретнији прорачуни маса заварених конструкција, што је нарочито важно у случају масивних носећих заварених конструкција код којих мала одступања у дебљини плоча могу да резултирају променом масе од чак неколико тона. Такође, услед веома уских толеранција произведених плоча од челика WELDOX 700 могуће је смањење класичног степена сигурности

што даље води економичнијем коришћењу материјала и оптимизацији дизајна заварене конструкције. Толеранције произведених плоча које се односе на облик задовољавају класу нормалних толеранција облика. Захваљујући равномерном хлађењу приликом производног процеса плоче од челика *WELDOX 700* су изузетно равне и задржавају овај облик за време читавог процеса производње чиме је олакшано позиционирање и фиксирање плоча при спајању и монтажи конструкције што знатно утиче на повећање продуктивности. Захваљујући веома равном облику плоча редукован је и утицај термичких напона при њиховом заваривању. Карактеристике површина произведених плоча задовољавају стандард *EN 10163:2004-2, Class A, Subclass 1* који дозвољава поправке наваривањем [27]. Свака фаза у производном процесу ових челика се непрестано унапређује у циљу побољшања квалитета добијених површина. Непрестаним унапређивањем процеса ваљања постиже се смањење дебљине оксидног слоја на површини произведених плоча. Модерни естетски захтеви су све строжи и више нису везани само за робу широке потрошње тако да се завршној обради површина заварених конструкција посвећује све већа пажња. Површине произведених плоча су заштићене посебним слојем заштите приликом складиштења и испоруке. Наношење овог слоја обезбеђује очување карактеристика површине произведених плоча и еколошки је прихватљиво. Произвођач ограничава примену челика *WELDOX 700* на температуре испод 580°C јер при температурама које су више од наведене овај челик губи прописана својства и механичке карактеристике [114].

1.9.1 Процес производње микролегираног челика - *S690QL*

Произвођач *SSAB Oxelösund AB* Шведска, производи челичне плоче различитих класа и за различите намене, повољних механичких особина, отпорности на хабање и обрадивости. Ова компанија уз произведене челике обезбеђује и препоруке које се односе на њихову даљу обраду и експлоатацију у циљу адекватног искоришћења њихових особина и механичких карактеристика у реалним условима експлоатације. Схематски приказ процеса производње микролегираних челика приказан је на слици 4. У железари *SSAB Oxelösund AB* Шведска користи се угаљ који се у постројењу за коксовање претвара у кокс и гас. Гас се користи за производњу енергије, док се кокс користи у високим пећима. У високе пећи се непрекидно допрема кокс, гвоздена руда, кречњак и адитиви. За производњу поред руде гвожђа користи се млевени угаљ и кокс за производњу истопљеног метала. Млевени угаљ и кокс су средства који се користе у процесу обраде у високим пећима. Кокс се добија из угља у батеријама које чине низови високих, уских пећи у којим се одвија сува дестилација угља, тј. сагоревање без приступа кисеоника. За време овог процеса као споредан производ издваја се црни угаљ. Укупан процес траје око 18 часова при температури око 100°C и при томе се угаљ конвертује до 75% кокса и 25% гаса. Произведени гас пречишћава се у неколико фаза и користи се за производњу енергије која се користи током производног процеса. Приликом коксовања производи се низ споредних производа који се даље користе као сировине у хемијској индустрији и за производњу вештачких ђубрива [114].

За производњу сировог гвожђа користи се руда магнетит која има висок садржај гвожђа (више од 66%). Руда се уситњава тако да би за прераду у високим пећима била потребна мања енергија, смањила потрошња легирајућих елемената и снизио садржај кисеоника. Током процеса у високој пећи врши се редукциони процес топљења. У руди гвожђа, гвожђе је везано са кисеоником као магнетит, са хемијском формулом Fe_3O_4 . Приликом прераде у високој пећи се истопљеној руди додају и редукциона средства која на високој температури везују кисеоник. Као редукционо средство користи се угљеник који се у облику кокса и млевеног угља убацује у високој пећ. Истопљени метал непрекидно циркулише у високој пећи.



Слика 4. Схематски приказ процеса производње челика WELDOX 700 у железари SSAB [114]

У високу пећ се са врха стално додаје гвоздена руда, кокс, кречњак (топител), млевени угаљ и адитиви. Високе пећи у железари *SSAB* су у самом врху по енергетској ефикасности. Такође, ове високе пећи имају минималан еколошки утицај, обзиром на рециклирање чађи, у односу на одговарајуће високе пећи у Европи. У најтоплијим зонама високе пећи температура достиже чак до 2200°C. Гвоздена руда се топи на око 1500°C и као истопљен метал доспева и скупља се на дну високе пећи који се назива огњиште. За време овог процеса кисеоник и угљеник се уклањају у облику гасова, угљен-диоксида и угљен-монооксида који се уклањају из високе пећи и даље користе за производњу енергије која се користи у самој железари као и у облику електричне енергије и даљинског грејања. Истопљени метал који се испушта из високих пећи садржи примесе који се издвајају у облику шљаке. Шљаку чине претежно силицијум и креч, као и друге нечистоће. Шљака плива по површини истопљеног врелог метала одакле се уклања. После хлађења и очвршћавања шљака се рециклира. Када истопљени метал достигне потребни ниво он се истаче у посебне вагоне којима се даље транспортује. Истопљени метал се сада подвргава технолошком поступку уклањања сумпора. Истопљени метал се транспортује у течном стању у керамиком обложеним цистернама до постројења железаре за рафинацију. У овој фази истопљени метал је на температури од око 1500°C и садржи око 4,5% угљеника, 0,1% сумпора и 0,5% силицијума. У првој фази финализације, сумпор се уклања додавањем магнезијум-оксида или калцијум карбида у истопљени метал који везују сумпор и формирају течну шљаку која се уклања са површине истопљеног метала, који се даље транспортује у керамиком обложеним контејнерима [114].

У наредној фази процеса производње истопљени метал и опилци метала који су добијени из постројења за рециклажу обрађују се у *LD* конверторима где се убацује кисеоник. Истопљено гвожђе се сматра конвертованим у челик када је садржај угљеника мањи од 1,7%. Током прераде истопљеног гвожђа у *LD* конверторима врши се уклањање угљеника удубавањем кисеоника кроз ињектор који се хлади водом, чиме се добија челик. За време прераде у *LD* конверторима истопљеном металу се додају опилци рециклираног челика чиме се постиже енергетски ефикасан процес и снижава се температура на којој реагује кисеоник са угљеником и силицијумом. Кисеоник са угљеником формира угљен-моноксид, док са другим елементима формира једињења која се уклањају у облику шљаке. Приликом овог процеса истопљеном металу се додаје и гашени креч који реагује са силицијумом и другим примесима, чиме се формира шљака која се уклања.

LD конвертори имају дебеле облоге од керамичких цигала које се хабају и троше за време процеса производње па се морају мењати у редовним интервалима. Легирајући елементи се додају када се челик испушта из *LD* конвертора у калупе при температури од око 1700°C. Завршна контрола хемијског састава и температуре спроводи се при секундарном металуршком процесу. Приликом овог поступка изводи се фино подешавање хемијског састава челика, контролом температуре и садржаја легирајућих елемената и нечистоћа. Аналитичке границе садржаја појединих елемената су тачно одређене са уским толеранцијама. Током ове фазе лабораторијски се контролише хемијски састав челика и постиже се одговарајући строго контролисан хемијски састав. Челик може да се рафинише у вакууму у циљу уклањања водоника и азота, ако је потребно. Завршна контрола хемијског састава и температуре спроводи се при секундарном металуршком процесу [114].

Континуално ливење је процес за време кога се истопљени метал са температуром око 1600°C лије у плоче. Ливачки лонац који садржи истопљени челик поставља се у држач одакле се истопљени челик кроз цеви пребацује у средњу посуду чиме се обезбеђује непрекидност процеса приликом замене ливачких лонаца. Континуално ливење се изводи у водом хлађеним калупима који су отворени на врху и дну, тако да челик непрекидно глатко клизи кроз калуп

од бакарних плоча које се интензивно хладе. На овај начин се на спољашњим површинама истопљеног метала формира очврсли слој, који се скупља са хлађењем како пролази кроз лучни део калупа до постројења где се овако добијена масивна трака сече на плоче дужине око 11 m [114].

Челичне плоче произведене у претходним фазама загревају се у пећи на одговарајућу температуру ваљања. Водом под високим притиском уклања се површински слој са загрејаних плоча. Плоче се даље ваљају у два смера на жељену дебљину и ширину у ваљаоници на удвојеним ваљцима који раде са силама до 100 MN [114].

Топле челичне плоче се после ваљања секу на одређену дужину у циљу лакшег руковања. Каљење челичних плоча се изводи брзим и равномерним хлађењем водом (чак до 100°C/s), чиме се добија велика јачина али и лоше карактеристике при деформисању. Отпуштање челичних плоча врши се загревањем на температурама од 200 до 700°C. На овај начин постиже се повољно микроструктурно стање и побољшавају се карактеристике при деформисању уз минималне негативне ефекте на јачину челика из претходне фазе [114].

2 ЗАВАРИВАЊЕ МИКРОЛЕГИРАНИХ ЧЕЛИКА ПОВИШЕНЕ ЈАЧИНЕ

2.1 УВОД И РАЗВОЈ МЕТОДА ЗАВАРИВАЊА

Заваривање представља технолошки поступак којим се остварује нераздвојива веза елемената, најчешће уношењем топлоте, са или без притиска, као и са или без додатног материјала. Овај технолошки поступак се употребљава за остваривање спојева при формирању или репарацији металних конструкција.

Најстарији докази о примени поступка заваривања су златне кутије из бронзаног доба. Стари Египћани су познавали вештину заваривања јер је неколико врста њиховог оруђа израђивано заваривањем. Током средњег века, више врста гвожђа заваривано је ковањем. Поступак заваривања све до деветнаестог века се није значајније унапређивао када је дошло до најзначајнијих открића и развоја у овој области. Едмунд Дејви (*Edmund Davy*, 1785 - 1857), енглески хемичар је 1836. године открио ацетилен који је врло брзо примењен у заваривању. Употреба отвореног ацетиленског пламена за заваривање била је прекретница у овој области јер је омогућила израду сложених металних алата. Хемфри Дејви (*Sir Humphrey Davy*, 1778 - 1829), енглески хемичар је развио алат којим је било могуће произвести електрични лук између угљеничних електрода са батеријом као извором електричне струје. Француски инжењер Огист д Меритен (*Auguste De Meritens*) је спојио оловне плоче помоћу топлоте створене електричним луком. Николај Николајевич Бенардос (*Николај Николајевич Бенардос*, 1842 - 1905), руски проналазач и Станислав Олзевски (*Stanislaus Olszewski*, 1891 - 1918) патентирали су процес и уређај за електролучно заваривање са угљеном графитном електродом и сматрају се проналазачима модерних уређаја за заваривање. Деведесетих година деветнаестог века највише је коришћен поступак електролучног заваривања са угљеном електродом. Чарлс Кофин (*Charles L. Coffin*) је у исто време патентирао електролучно заваривање металном електродом. Овим је по први пут истопљен метал електроде преко електричног лука преношен у шав. Сличан поступак преношења истопљеног метала кроз електрични лук применио је и 1888. године руски проналазач Николај Гаврилович Славјанов (*Николај Гаврилович Славјанов*, 1854 - 1897) али за ливење метала у калупима. Обложену металну электроду, која је први пут употребљена 1900. године пронашли су и развили А. П. Штроменгер (*A. P. Stromenger*) и Оскар Кјелберг (*Oscar Kjellberg*, 1870 - 1931), шведски проналазач и индустријалац. Прва обложена метална електрода произведена је урањањем чисте гвоздене жице у густу смешу карбоната и силиката. У исто време откривени су и електроотпорни поступци заваривања као што су тачкасто и шавно заваривање, пројекционо заваривање и др. Џон Вилхелм Голдсмит (*Johannes Wilhelm Goldschmidt*, 1861 - 1923), немачки хемичар открио је алуминотермијску реакцију чијом применом је извршено прво термитно заваривање железничких шина. Аутоматизовано заваривање је открио П. О. Нобел (*P. O. Nobel*)

1920. године. Такође, током двадесетих година двадесетог века откривено је више врста електрода и регистровано је више уређаја за електроотпорно заваривање. Из аспекта пројектовања заварених машинских конструкција значајан је септембар 1918. године када је Адмиралитет енглеске краљевске морнарице први пут извео експериментално тестирање заварених спојева изведених на баржи са ознаком АС 1320. Ово је створило услове за ширу примену и верификацију заварених спојева које је касније стандардизовала и прописала осигуравајућа компанија Лојд (*Lloyd's Register*). За време Првог светског рата, Антон Фокер (*Anton Herman Gerard Fokker*, 1890 - 1939) први је почео да примењује поступак заваривања у

изради оплате авиона. Први брод са трупом који је у потпуности израђен заваривањем био је брод који је назван *Fulagar*, власништво компаније *H. M. S.* у чијем је власништву био по трагедији познат брод Титаник. Нешто раније, 1924. године компанија Е. Г. Бад (*E. G. Budd*) из Филадельфије, Пенсилванија, први пут је употребила тачкасто заваривање за израду каросерија аутомобила, а касније 1932. године и за израду железничких локомотива. Прву зграду са носећом конструкцијом која је у потпуности изведена заваривањем изградила је 1924. године компанија *General Boiler Co.* Први железнички мост изградила је 1928. године компанија Вестингхаус (*Westinghouse Electric and Manufacturing Company*) у Питсбургу, Пенсилванија. Почети прописивања параметара заваривања и пројектовања заварених спојева везани су за радове *J. C. Lincoln, S. W. Miller, C. J. Holslag, H. A. Woofter* и *J. H. Deppler*. Први мост који је израђен заваривањем подигнут је 1929. године на реци *Sludwie* у месту *Lowicza* у Пољској по пројекту професора *Stefana Bryly* и био је у употреби до 1977. године када је замењен већим мостом због изградње аутопута. *H. M. Hobart* је 1930. године патентирао електролучно заваривање метала у заштитној атмосфери гасова. Компанија *Lincoln Electric Co.* је 1933. године штампала прво издање упутства за израду и пројектовање електролучног заваривања у циљу ефикаснијег коришћења овог метода заваривања. Осигуравајућа компанија Лојд је 1934. године прописала испитивање заварених спојева путем рендгенских зрака. *V. H. Pavlecka*, инжењер и истраживач у компанији *Russ Meredith of Northrup Aircraft Inc.* описао је поступак заваривања нетопљивом волфрамском електродом у заштитној атмосфери инертних гасова 1942. године. Овај метод заваривања био је све до 90-тих година прошлог века широко примењиван у авионској индустрији када га је заменио поступак заваривања трењем. Такође 1942. године у часопису *Welding Journal*, у издању Америчког друштва за заваривање, наглашено је да се потпуна важност електролучног заваривања у том тренутку није могла сагледати, али да је његова употреба веома важна, нарочито код манганских челика који су у то време били напредан материјал са великим потенцијалом за израду лаких конструкција. Такође, наглашено је да заваривање омогућава поједностављење конструкције, олакшава и омогућава брже формирање конструкција уз позитиван економски ефекат. Поступак заваривања притиском на собној температури патентиран је 1946. године. Компанија *Air Reduction Company* је 1948. године развила поступак заваривања топљивом електродном жицом у заштитној атмосфери инертних гасова. Заваривање електронским снопом открио је *J. A. Stohr* 1950. године у Француској. Електролучно заваривање под троском детаљно је описано од стране *Институт електрозваривања им.С.О.Патона* у Кијеву, СССР. Поступак електролучног заваривања под заштитним прашком откривен је 1954. године. Заваривање трењем откривено је 1956. године у тадашњем СССР-у. Електролучно заваривање плазмом први пут је примењено 1957. године. Током 60-тих година 20-тог века откривено је пулсно електролучно заваривање као и заваривање експлозивом. Поступак магнетног пулног заваривања детаљно је описан 2000. године, као и поступак заваривања диодним ласером. Електроотпорно заваривање је такође описано 2000. године. Модификација овог поступка позната као отпорно заваривање при прстенастим деформацијама је развила компанија *Delphi* током 2004. године [3, 19, 20, 38, 39].

Заваривање метала прати непрекидан развој како саме технологије и поступака, тако и развој опреме и додатног материјала. Правци развоја заваривања крећу се према новим хибридни процесима који представљају комбинације заваривања и лемљења, све у циљу остваривања потребних механичких карактеристика и особина оствареног споја у све компликованијим условима експлоатације.

2.2 ОЦЕНА ЗАВАРЉИВОСТИ ЧЕЛИКА

Остваривање спојева заваривањем, нарочито у случају спајања делова израђених од микролегираних челика повишене јачине представља комплексан процес са веома великим бројем утицајних фактора. Развојем напредних врста челика какви су микролегирани челици повишене јачине долази до интензивних истраживања у областима везаним за њихово заваривање. Произвођачи микролегираних челика повишене јачине, с обзиром на важност и сложеност заваривања прописују и одговарајућу технологију заваривања ових челика. С обзиром на то да заварљивост микролегираних челика повишене јачине представља веома комплексан проблем, у оквиру овог поглавља остваривање спојева заваривањем биће посматрано из више аспеката. Посебан осврт биће посвећен оцени заварљивости челика повишене јачине класе *S690QL*.

Заварљивост је сложена технолошка карактеристика материјала којом се изражава утицај поступака и параметара заваривања на заварени спој, његове карактеристике и понашање за време и после заваривања у топлотном и напонско-деформационом смислу. Заварљивост је мера релативне погодности материјала за стварање заварених спојева одређеном технологијом заваривања тако да остварени спојеви задовољавају прописане карактеристике и својства у предвиђеним условима експлоатације. Оцена заварљивости подразумева анализу конструкционог решења, материјала и примењене технологије и њихове међусобне интеракције, што је илустративно приказано на слици 5.



Слика 5. Заварљивост као сложен проблем

Прописане механичке карактеристике и особине остварених заварених спојева у смислу заварљивости односе се на механичке, структурне и хемијске особине како метала шави тако и зоне око њега. Као сложен појам, заварљивост се може посматрати из више аспеката. Из металуршког аспекта заварљиви су хомогени метални материјали који образују чврсте растворе и нееутектичке и еутектичке смеше, односно сви материјали који поседују металуршку заварљивост и који се могу успешно заваривати применом одговарајућих поступака и технологија заваривања. Из металуршког аспекта незаварљиви су они материјали чији се саставни хемијски елементи не растварају у чврстом агрегатном стању, већ образују тврда и крта хемијска једињења. Металуршка заварљивост обухвата све металуршке промене у материјалу које су изазване топлотом унетом за време заваривања.

Конструкциони аспект заварљивости обухвата низ параметара које условљавају конструкцијска решења елемената заварених конструкција и самих заварених спојева у предвиђеним условима експлоатације.

Технолошки аспект заварљивости подразумева анализу утицаја технолошких параметара на особине и механичке карактеристике заварених спојева (поступак и извођење заваривања, врсту и карактеристике додатног материјала, употребљену линијску енергију заваривања, брзину хлађења завареног споја и тсл.).

Оперативни аспект обухвата понашање материјала при заваривању или наваривању. Из овог аспекта материјал је добро заварљив када се са додатним материјалом сједињује у хомогену легуру и топи без тешкоћа, појаве прслина, гасних мехурова и тсл.

Појам заварљивост нема генералну, експлицитну и униформну дефиницију с обзиром на његову сложеност и велики број аспеката разматрања. Најраспрострањенија дефиниција заварљивости је дефиниција заварљивости Међународног института за заваривање (*International Institute of Welding - IIW*): Метални материјал се сматра, на одређени начин заварљивим, ако помоћу заваривања, при коришћењу одговарајуће технике спајања, настају јединствени метални спојеви, који испуњавају постављене захтеве у смислу локалних карактеристика и њиховог утицаја на чврстоћу конструкције. Наведена дефиниција заварљивости као и друге дефиниције које се могу наћи у литератури су недовољне и непотпуне нарочито у случајевима практичног разматрања заварљивости микролегираних челика повишене јачине, што упућује на неопходност даљих истраживања у овој области, посебно из аспекта поузданости остварених заварених спојева [133, 134, 140, 142].

Оцена заварљивости обухвата два поступка: процену вредности показатеља заварљивости за испитивани облик споја, материјала и начина заваривања (тестирање материјала), као и избор услова и других мера да би се реализовале одговарајуће карактеристике (потврда технологије). Најважнији критеријум при оцени заварљивости је непрекидност оствареног споја, односно метални континуитет завареног споја. Будући да се метални континуитет нарушава укључцима и формирањем прслина, при разматрању заварљивости посебну пажњу потребно је посветити механизмима њиховог настанка. Прслине у завареним спојевима се према механизмима настанка могу класификовати као топле, хладне, ламеларне и прслине жарења. Посебну важност при разматрању заварљивости, поред металног континуитета завареног споја потребно је посветити оцени механичких особина заварених спојева као што су чврстоћа, ударна жилавост и расподела тврдоћа у појединим зонама спојева.

2.2.1 Аналитичке методе оцене заварљивости

При заваривању челика повишене јачине уобичајен је поступак предгревања у циљу избегавања настанка хладних прслина, избегавања пораста тврдоће у зони утицаја топлоте, као и ради обезбеђивања одговарајуће ударне жилавости у зони спојева. Потребан ниво предгревања може се одредити на више начина од којих се највећи број односи на емпиријски однос између састава основног материјала, односно хемијског еквивалента угљеника, микроструктуре завареног споја и брзине хлађења. На пример, стандард *EN 1011-2:2001* прописује одређивање минималне температуре предгревања с обзиром на настанак хладних прслина као функцију хемијског састава челика, дебљине плоча у облику комбиноване дебљине плоча, нивоа садржаја угљеника у додатном материјалу и уноса топлоте [25]. Проблем у примени успостављених релација је у томе што су оне развијене између 1950. и 1980. године, па се с тога и односе првенствено на челике који су били у широкој употреби у наведеном временском периоду.

Аналитичке методе се првенствено односе на процену заварљивости према хемијском саставу челика на основу израчунавања хемијског еквивалента угљеника - *CE*. Хемијски еквивалент угљеника се код закаљивих челика израчунава према изразу:

$$CE = C + \frac{Si}{4} + \frac{Mn}{4}, \%$$
 (1)

где су хемијским симболима елемената означени њихови процентуални садржаји у челику, а *CE* је хемијски еквивалент угљеника изражен у процентима. Приказани израз за израчунавање хемијског еквивалента угљеника указује да повећање садржаја угљеника погоршава заварљивост челика знатно више (чак четири пута) од силицијума и мангана. Хемијски

эквивалент угљеника се, за челике са додатком мангана и осталих легирајућих елемената који повећавају склоност ка закаљивању а погоршавају заварљивост, израчунава према изразу:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4}, \quad \% \quad (2)$$

где су, као и у претходном изразу, хемијским симболима елемената означени њихови процентуални садржаји у челику а са CE хемијски еквивалент угљеника изражен у процентима. За процену заварљивости на основу квалитативно - квантитативног састава материјала највише се користи израз који је предложен од стране Међународног института за заваривање [56]:

$$CE_{IIV} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15}, \quad \% \quad (3)$$

На основу хемијског састава челика који је изражен преко хемијског еквивалента може се проценити максимална и минимална тврдоћа у зони утицаја топлоте - HV_{min} и HV_{max} према следећим релацијама:

$$\begin{aligned} HV_{min} &= 1200 \cdot CE - 260 \quad \text{и} \\ HV_{max} &= 1200 \cdot CE - 200. \end{aligned} \quad (4)$$

Приказане корелационе везе хемијског еквивалента угљеника и тврдоће у зони утицаја топлоте важе када се вредности хемијског еквивалента угљеника налазе се у границама $0,2 < CE < 0,6\%$. Будући да се сматра да се у случају појаве тврдоће изнад $350 HV$ формира мартензитна структура, и да овој тврдоћи одговара вредност $CE = 0,45\%$, уз велика упрошћавања и занемаривањем низа других фактора усваја се да су челици са $CE < 0,45\%$ заварљиви без примене додатних мера. Челици са $CE > 0,45\%$ су незаварљиви или условно заварљиви уз примену додатних мера (предгревање, жарење и тсл.).

Препоручене вредности хемијског еквивалента угљеника су: $CE = 0,38\%$ до $0,43\%$ за нормализоване челике; $CE = 0,34\%$ до $0,40\%$ за контролисано хлађене челике и $CE = 0,30\%$ до $0,36\%$ за убрзано хлађене челике.

Хемијски еквивалент угљеника се за оцену заварљивости условно може применити на следећи начин:

- када је $CE > 0,50\%$ могућност добијања хомогених заварених спојева са одговарајућим карактеристикама је мала и неопходно је применити низ додатних технолошких мера за побољшање заварљивости;
- када је $0,30 < CE < 0,50\%$ хомогени заварени спојеви одговарајућег квалитета добијају се применом уобичајених технолошких мера (на пример предгревање) и
- када је $CE < 0,30\%$ челик је добро заварљив, дакле могуће је остварити хомогене заварене спојеве одговарајућих карактеристика без примене додатних мера.

Оцена заварљивости челика на основу вредности хемијског еквивалента угљеника занемарује низ других утицајних фактора: дебљину спојева, крутост завареног споја и др.

Примена параметарских једначина омогућава знатно прецизнију оцену заварљивости челика. Параметарске једначине за оцену заварљивости примењују се за челике до дебљине од 60 mm и чији хемијски састави задовољавају следеће услове: $0,07\%$ до $0,22\% C$; $<1,2\% Ni$; $<0,5\% Cu$; $<0,03\% P$; $S < 0,03\% S$; $0,4\%$ до $1,4\% Mn$; 0 до $0,7\% Mo$; $<1,25\% Cr$; $<0,6\% Si$; $<1,2\% V$; $<0,005\% B$ и $1 \text{ ml}/100g$ до $5 \text{ ml}/100g H$.

Хемијски састав челика, карактерисан преко хемијског еквивалента угљеника је само један од фактора који утиче на заварљивост челика па су развијени методи који разматрају и друге факторе. Један од најзначајнијих оваквих поступака оцене заварљивости челика јесте

метод Сеферијана [110]. Сеферијан је развио израз за укупни еквивалент угљеника као збир хемијски еквивалентног угљеника и еквивалентног угљеника у односу на дебљину у облику:

$$[C] = [C]_h + [C]_s, \quad (5)$$

где су:

$$[C]_h = C + \frac{Mn + Cr}{9} + \frac{Ni}{18} + \frac{7 \cdot Mo}{90}, \% \quad (6)$$

$[C]_h$ - хемијски еквивалент угљеника,

$[C]_s$ - еквивалент угљеника у односу на дебљину,

$$[C]_s = [C]_h \cdot (1 + 0,005 \cdot s), \% \text{ и} \quad (7)$$

s, mm - дебљина делова који се заварују.

Сеферијан је предложио и емпиријски изведен израз за одређивање температуре предгревања - T_p , као резултат истраживања расподеле тврдоће у зони испод навара код условно заварљивих челика у облику:

$$T_p = 350 \cdot \sqrt{[C] - 0,25}, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (8)$$

где је: $[C]$ - укупни еквивалент угљеника.

2.2.2 Параметарске једначине хладних прслина

Прслине које настају после заваривања или после полагања појединих пролаза приликом вишепролазног заваривања представљају хладне или водоничне прслине и настају при температурама нижим од 300°C . Ове прслине могу настати и до 48 сати после заваривања и могу имати различите положаје, оријентацију и међусобне конфигурације. Узроци настајања ових прслина су формирање мартензитне или доње бејнитне структуре, присуство дифундованог водоника, као и утицај напона на притисак. На слици 6 приказан је пример хладне прслине која се формирала код сучеоног завареног споја изведеног из више пролаза код заваривања плоча од каљеног и отпуштаног челика.



Слика 6. Водонична прслина формирана у зони утицаја топлоте са стране корена [101]

Оцена заварљивости с обзиром на опасност од настанка хладних прслина врши се преко емпиријски развијених израза који разматрају хемијски састав челика, количину дифундованог угљеника и дебљину материјала у зони завареног споја. За оцену склоности челика ка настанку хладних прслина у литератури се користе више израза. Према чешким ауторима за оцену склоности ка хладним прслинама користе се следећи изрази:

$$P_{CM} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{15} + 5B \quad (9)$$

$$P_{hp} = P_{CM} + \frac{K}{40000} + 0,015 \log \frac{H}{2,77}, \quad \text{када је } K \leq 1300 \text{ и} \quad (10)$$

$$P_{hp} = P_{CM} + \frac{K}{40000} + 0,075 \log \frac{H}{2,77}, \quad \text{када је } K > 1300,$$

где је: $K = 70 \cdot s$ - фактор крутости сучеоних спојева; s, mm - дебљина материјала и H - садржај дифундованог водоника изражен у $ml/100g$ метала шава. Када је вредност параметра склоности ка хладним прслинама - $P_{hp} \leq 0,24$ основни материјал се сматра отпорним према настанку хладних прслина. Када је $P_{hp} > 0,24$ при заваривању је потребно применити поступак предгревања у циљу избегавања настанка хладних прслина. У овом случају температура предгревања се одређује према следећем изразу:

$$T_p = 1600 \cdot P_{hp} - 308, \quad ^\circ C. \quad (11)$$

Спречавање настанка хладних прслина при заваривању челика представља један од најважнијих фактора адекватног спајања и обезбеђивања заварених спојева са предвиђеним особинама и механичким карактеристикама. У циљу избегавања настанка хладних прслина заваривање је потребно извести технологијом и параметрима који обезбеђују повољну брзину хлађења спојева у температурској области највеће нестабилности аустенита и његовог преображаја, при чему се не дозвољава предуго задржавање изнад A_{c3} температуре да би се избегао неконтролисани раст металних зрна. Максимална брзина хлађења зависи од хемијског састава челика, његове дебљине, као и од садржаја водоника у растопљеном металу шава.

Параметар који карактерише склоност нисколегираних челика ка образовању хладних прслина при заваривању према јапанским ауторима (*Ito* и *Bessyo*) одређује се према релацији [59]:

$$P_c = P_{CM} + \frac{s}{600} + \frac{H}{60}, \quad \% \text{ и} \quad (12)$$

$$P_{CM} = C + \frac{V}{10} + \frac{Mo}{15} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + 5B, \quad (13)$$

где су: $P_{CM}, \%$ - показатељ који узима у обзир хемијски састав основног материјала одређен према приказаној релацији на основу садржаја појединих елемената изражених у процентима, s, mm - дебљина основног материјала и H - садржај дифундованог водоника изражен у $ml/100g$ метала шава.

Поред горе наведених израза у литератури се може наћи и израз предложен од стране руских аутора Мисијаћенка и Касаткина у облику [64]:

$$P_{CE} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14} + \frac{Cu}{13} + \frac{P}{2} + 0,0024 \cdot s, \quad \% \quad (14)$$

Кад су вредности одређене параметарским једначинама у интервалу $P_{CE} = 0,25\%$ до $0,40\%$, тада се препоручује предгревање као мера за спречавање појаве хладних прслина. Температура предгревања се одређује према релацији:

$$T_p = 1440 \cdot P_c - 392, \quad ^\circ C. \quad (15)$$

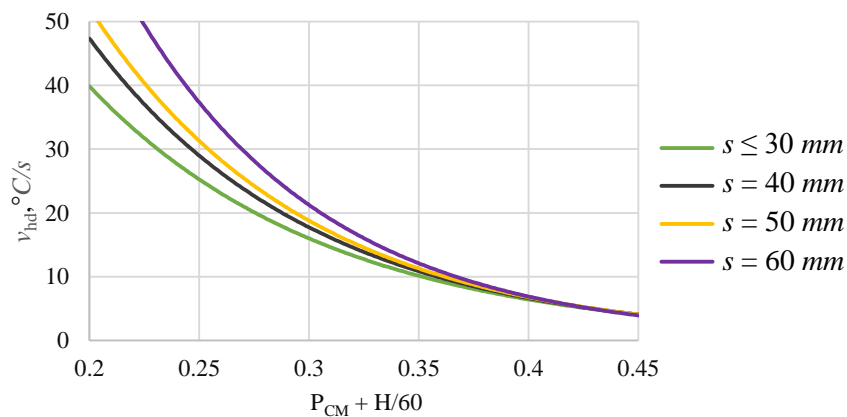
Приказана релација важи у релативно уском опсегу вредности P_c , односно за $0,25 < P_c < 0,40$ и за уобичајене поступке заваривања.

У случају заваривања челика повишене јачине израз (15) може се применити за вредности $0,25 < P_c < 0,50$. Зависност температуре предгревања у овом случају није линеарна, већ има експоненцијални карактер, и одређује се према следећој релацији:

$$T_p = 350 \cdot \left\{ 1 - e^{[-5 \cdot (P_c - 0,27)]} \right\}, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (16)$$

Будући да садржај водоника, тврдоћа, дебљина основног материјала и крутост утичу на појаву хладних прслина, због њихове међусобне интеракције, максимална тврдоћа која се јавља у зони утицаја топлоте код челика повишене јачине повезује се са садржајем дифундованог водоника. Садржај заосталог водоника се одређује експериментално глицеринском пробом или се усваја из одговарајућих табела у зависности од поступка заваривања и употребљеног додатног материјала.

Максимално дозвољена брзина хлађења првог пролаза - v_{hd} при заваривању каљених и отпуштаних челика ($Q+T$) одређује се технолошким испитивањем по методи Текен (*Tekken*) из услова да се не појаве хладне прслине у завареном споју. Зависност максимално дозвољених брзина хлађења, одређених из услова да не дође до појаве хладних прслина од вредности параметра $P_{CM} + H/60$ и дебљине материјала приказане су на слици 7.



Слика 7. Максимално дозвољена брзина хлађења у зависности од $P_{CM} + H/60$ и дебљине s [126, 128]

На основу одређене максималне дозвољене брзине хлађења и када се усвоји да је $T_k = 500^\circ\text{C}$ коришћењем већ одређене вредности за погонску енергију заваривања могуће је одредити температуру предгревања.

Прорачун брзине хлађења на основу аналитичких израза полази од параметра P_x којим се процењује дебљина плоче које се заварују према изразу [126, 128]:

$$P_x = \rho \cdot c \cdot s^2 \cdot \frac{T_k - T_0}{q_l \cdot N_3}, \quad (17)$$

Кад је вредност параметра $P_x > 0,90$ плоче које се заварују сматрају се дебелим и брзина хлађења се одређује према изразу [126, 128]:

$$v_h = 2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot \frac{(T_k - T_0)^2}{q_l \cdot N_3}, \text{ } ^\circ\text{C/s}. \quad (18)$$

У случајевима када је $P_x < 0,33$ реч је о танким лимовима за које се брзина хлађења одређује према изразу [126, 128]:

$$v_h = 2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot c \cdot s \cdot \frac{(T_k - T_0)^2}{q_l \cdot N_3}, \text{ } ^\circ\text{C/s}. \quad (19)$$

Када је вредност параметра $0,33 < P_x < 0,90$ плоче су средњих дебљина и тада се брзина хлађења одређује према изразу [126, 128]:

$$v_h = 2 \cdot k \cdot \pi \cdot \lambda \cdot \frac{(T_k - T_0)^2}{q_l \cdot N_3}, \text{ } ^\circ\text{C/s.} \quad (20)$$

Брзина хлађења се може контролисати различитим комбинацијама погонских енергија и температура предгревања. Иако су температуре предгревања одређене на описан начин ниже од одговарајућих које су одређене према претходним изразима, испитивања су показала да су сасвим довољне за спречавање појава хладних прелина, уз обавезну употребу нисководоничних додатних материјала.

Поред захтева који се односе на материјални континуитет зоне завареног споја, њихове одговарајуће механичке карактеристике су основни услов спајања заваривањем, нарочито у случају заваривања микролегираних челика повишене јачине. Најбољи показатељ успешног заваривања и остварених механичких карактеристика јесте положај зоне лома ван зона заварених спојева. У циљу очувања механичких карактеристика нисколегираних челика повишене јачине при заваривању потребно је познавати и минималну допуштenu брзину хлађења зоне утицаја топлоте, при чему се полази од величине ударне жилавости, која се прописује за одређени тип завареног споја. У случају нисколегираних челика и када је вредност параметра $0,19 < P_x < 0,31$ минимална допуштена брзина хлађења зоне утицаја топлоте је $v_{h\min} = 0,8^\circ\text{C/s}$ до $3,5^\circ\text{C/s}$ и расте са порастом степена легираности челика. Корелациона веза установљена између минималне брзине хлађења $v_{h\min}$ при којој се гарантује ударна жилавост на нивоу одговарајућих захтева за основни материјал при -40°C одређује се према изразу [126, 128]:

$$v_{h\min} = -3,1 + 19,2 \cdot P_{CM}, \text{ } ^\circ\text{C/s.} \quad (21)$$

На основу одређене минималне и максималне брзине хлађења $v_{h\min}$ и $v_{h\max}$ могуће је одредити оптималне режиме заваривања, како у погледу спречавања настанка хладних прелина, тако и у погледу очувања повољног микроструктурног стања односно механичких карактеристика челика који се заварује.

Критична брзина хлађења до 300°C према Мајнеру (*Meynier*) одређује се према изразу [126, 128]:

$$\log v_{kr} = k - (4,62 \cdot C + 1,05 \cdot Mn + 0,54 \cdot Ni + 0,5 \cdot Cr + 0,66 \cdot Mo), \quad (22)$$

где је: $k = 3,38$ - у случају дебелих плоча, када је $s \geq s_{gr}$ и $k = 3,00$ - у случају танких лимова, када је $s < s_{gr}$.

Брзина хлађења до 300°C (v_{300}) се, према Котрелу, одређује према изразу [126, 128]:

$$v_{300} = \left(\frac{122 \cdot q_l}{10^6 \cdot N} + 0,05 \right)^{-2}, \text{ } ^\circ\text{C/s.} \quad (23)$$

Овако одређена брзина хлађења пореди се са критичном брзином хлађења (v_{kr}). У случају када је $v_{300} > v_{kr}$ настаје мартензитна структура, а у случају када је $v_{300} < v_{kr}$ настаје мешовита мартензитно - бејнитна или чисто бејнитна микроструктура. За критеријум који одређује формирање појединих микроструктурних стања користе се: време хлађења од 800 до 500°C - $t_{8/5}$, као и време хлађења до 100°C - t_{100} .

Параметарска једначина за оцену склоности ка настанку хладних прелина у зависности од односа v_{300}/v_{kr} , садржаја дифундованог водоника у зони завареног споја и његове крутости приказана је изразом [126, 128]:

$$P_s = \log \frac{v_{300}}{v_{kr}} + \frac{H}{10} + \frac{K}{5000}, \quad \% \quad (24)$$

где су: H - садржај дифундованог водоника изражен у $ml/100g$ метала шава, $K = 66 \cdot s$ - крутост завареног споја, а s, mm - дебљина делова који се заварују (обично $s = 5$ до $50 mm$). Када је $P_s < -0,5$ не јављају се хладне прслине. Када је $P_s = 0,3$ вероватноћа настанка хладних прслина је 50% , док при $P_s > 1,0$ увек настају хладне прслине. Када се као гранична вредност усвоји $P_s = -0,5$ и у претходни израз замене одговарајуће вредности за v_{kr} , H и K може се одредити брзина хлађења v_{300} при којој се неће појавити хладне прслине. Даље, будући да је $v_{300} = f(q_l, T_0, N)$, могу се одредити оптимални параметри заваривања којим се остварује оптимална погонска енергија. Прорачуната погонска енергија се не може увек остварити у случају ручног електролучног поступка заваривања због њихове ограничености у погледу максималних јачина струја, док се код поступака заваривања у заштитној атмосфери проблем решава избором одговарајуће погонске енергије. С обзиром на претходно наведена ограничења закључује се да се тражена микроструктура не може увек обезбедити само избором параметара заваривања, већ се мора применити предгревање, а у најнеповољнијем случају тражено микроструктурно стање није могуће остварити.

При заваривању нисколегираних челика и челика повишене јачине, температура предгревања одређена претходно приказаним начинима не треба да надмаши температуру почетка разлагања подхлађеног аустенита, тј.:

$$T_p \leq M_s, \quad ^\circ C \quad (25)$$

где је: M_s - температура почетка разлагања подхлађеног аустенита у мартензит па би у супротном могло да дође до настанка топлих прслина. Температуре почетка разлагања подхлађеног аустенита се, у недостатку дијаграма континуалног хлађења за основни материјал, могу одредити приближно према изразима [126, 128, 136, 138]:

- за угљеничне и нисколегиране челике

$$M_s = 539 - 423 \cdot C - 30,4 \cdot Mn - 17,7 \cdot Ni - 12,1 \cdot Cr - 7,5 \cdot Mo, \quad ^\circ C \quad \text{и} \quad (26)$$

- за челике повишене јачине

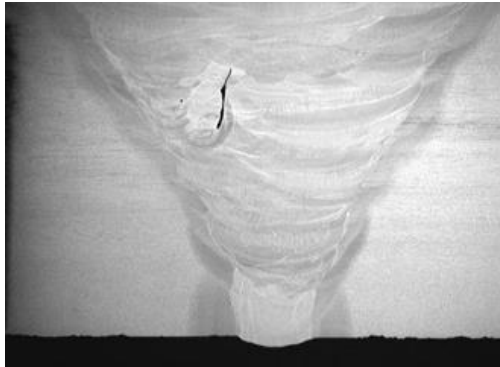
$$M_s = 561 - 474 \cdot C - 33 \cdot Mn - 17 \cdot Ni - 17 \cdot Cr - 21 \cdot Mo, \quad ^\circ C. \quad (27)$$

Параметри заваривања, као и параметри додатних поступака и мера којима се побољшава заварљивост, као што је предгревање, одређују се за технологију заваривања и конкретни спој према еквиваленту угљеника, параметарским једначинама, дијаграмима континуалног хлађења и тсл. Међутим, овако одређен режим заваривања је услован. Прописана технологија се мора испитати на узорцима са симулацијом експлоатационих услова, после чега се прихвата као адекватна или се одбацује.

2.2.3 Параметарске једначине топлих прслина

Током хлађења челика после заваривања на температурама око солидус температуре (од 800 до $900^\circ C$) настају топле прслине које могу бити кристализационе, уколико се јаве у металу шава или ликвационе када се јаве у зони утицаја топлоте. Узрок настанка топлих прслина је мала деформациона способност и ниска технолошка отпорност метала за време хлађења, док је у двофазном чврсто-течном стању по границама металних зрна. Топле прслине настају када у металу шава постоје једињења која су склона формирању нискотопљивих еутектика и

хемијских једињења која се издвајају по границама металних зрна. Карактеристичан положај топлих прелина које се јављају код сучеоног завареног споја приказан је на слици 8.



Слика 8. Топла прелина код угаоног завареног споја [15]

Параметарске једначине топлих прелина за оцену склоности челика ка настајању ових прелина су добијене регресионом анализом експерименталних резултата добијених на великом броју епрувета које се односе углавном на метал шава. Добијени резултати се могу применити и за оцену склоности челика ка прелинама које настају у зони утицаја топлоте, односно ликвационим прелинама. Међутим, резултате оцене отпорности ка топлим прелинама на основу ових параметарских једначина треба узети условно, као и у случају оцене отпорности ка хладним прелинама на основу одговарајућих једначина. На основу резултата анализе отпорности ка топлим прелинама врши се избор поступака и параметара заваривања, али се усвојени параметри и поступци верификују тек после изведених технолошких проба.

У литератури постоји већи број израза везаних за анализу отпорности ка топлим прелинама. Према руским ауторима, склоност нискоугљеничних челика ка топлим прелинама се може оценити помоћу модификованог еквивалента угљеника - CE_m који се израчунава према изразу [126, 128, 136, 138]:

$$CE_m = C + 2 \cdot S + \frac{P}{3} + \frac{Si - 0,4}{10} + \frac{Mn - 0,8}{12} + \frac{Ni}{12} + \frac{Cu}{15} + \frac{Cr - 0,8}{15}, \% \quad (28)$$

Када је вредност $CE_m > 0,45\%$ челици су склони ка настанку топлих прелина и обрнуто.

Према Јапанским ауторима за оцену отпорности према настанку топлих прелина користи се параметар осетљивости на топле прелине - $H. C. S.$ (*Hot Crack Sensitivity*) који се израчунава према следећем изразу [126, 128, 136, 138]

$$H.C.S = \frac{C \cdot \left(S + P + \frac{Si}{25} + \frac{Ni}{100} \right) \cdot 10^3}{3 \cdot Mn + Cr + Mo + V} \quad (29)$$

Угљенични и нисколегирани челици су склони ка настанку топлих прелина ако је $H. C. S > 4$, док је за челике повишене јачине код којих је напон течења $R_m > 700 MPa$ ова граница знатно нижа, односно: челици су склони настанку топлих прелина када је $H. C. S > 2$ за танке лимове и када је $H. C. S > 1,6$ за дебеле плоче.

Поред опште оцене склоности челика ка топлим прелинама помоћу параметара CE_m и $H. C. S.$, одређује се и температурски интервал кристализације - ΔT на основу ликвидус - T_1 и солидус - T_S температура као $\Delta T = T_1 - T_S$. У циљу оцене склоности ка топлим прелинама одређује се и критична брзина деформисања - v_{krd} . Када је температурски интервал кристализације ΔT узак, челици се добро заварују електродама сличног хемијског састава као и основни материјал при чему се формира хомоген спој. Међутим, велики број

високолегираних челика и већина нежелезних легура има велику разлику између ликвидус и солидус температуре, па је неопходно изабрати додатни материјал који ће смањити ΔT , чиме се ствара тзв. „еутектичка испуна“ која испуњава и „зацељује“ почетне прслине.

Температурски интервал кристализације - ΔT и критична брзина деформисања - v_{krd} одређују се на основу следећих израза [126, 128, 136, 138]:

- код угљеничних челика

$$\Delta T = 238 \cdot S + 53,7 \cdot C - 3,6 \cdot Mn, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (30)$$

$$v_{krd} = 27,2 - 76 \cdot C - 184 \cdot S + 24 \cdot Mn, \text{ } mm/min, \quad (31)$$

- код легираних челика

$$\Delta T = 609 \cdot S + 113 \cdot C + 20 \cdot Si - 8,7 \cdot Mn - 14 \cdot Mo, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (32)$$

$$v_{krd} = 27,7 - 42 \cdot C - 411 \cdot S - 3,3 \cdot Si + 5,6 \cdot Mn + 6,7 \cdot Mo, \text{ } mm/min, \quad (33)$$

- код високолегираних челика

$$\Delta T = 609 \cdot S + 113 \cdot C + 20 \cdot Si - 8,7 \cdot Mn - 14 \cdot Mo, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (34)$$

$$v_{krd} = 27,7 - 42 \cdot C - 411 \cdot S - 3,3 \cdot Si + 5,6 \cdot Mn + 6,7 \cdot Mo, \text{ } mm/min, \quad (35)$$

Приказани изрази се користе за поређење челика исте класе у односу на склоност ка настанку топлих прслина. Челици са мањим вредностима ΔT и вишим вредностима v_{krd} су отпорнији на настанак кристализационих прслина.

2.2.4 Параметарске једначине ламеларних прслина

Ламеларне прслине настају као последица деловања сила нормалних на заварене плоче великих дебљина које садрже тракасте сулфидне укључке. Параметар за оцену склоности челика ка настанку ламеларних прслина - P_l , према јапанским ауторима израчунава се у облику [59]:

$$P_l = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo + V}{15} + \frac{H}{60} + 5 \cdot B + 6 \cdot s. \quad (36)$$

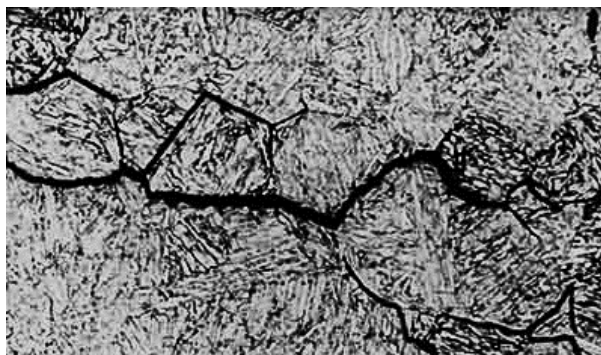
Челик је отпоран према настанку ламеларних прслина када је $P_l < 0,40$. Оцена отпорности челика према настанку ламеларних прслина није довољно прецизна на основу претходног израза јер узима у обзир само утицај хемијског састава челика, садржај дифундованог водоника и садржај нечистоћа, а не обухвата неке друге битне факторе као што су: облик сулфидних укључака у челику, крутост слоја и тел. Прецизнија оцена склоности ка ламеларним прслинама се спроводи технолошким пробама. Карактеристичан изглед површине по којој је настао лом услед развоја ламеларних прслина код угаоног завареног споја приказан је на слици 9.



Слика 9. Површина лома услед развоја ламеларних прслина код угаоног завареног споја [117]

2.2.5 Параметарске једначине прслина жарења

Прслине жарења настају код поступака накнадне термичке обраде заварених спојева када се ови спојеви подвргавају жарењу у циљу отклањања заосталих напона. Прслине жарења се могу класификовати у две групе: прслине настале у ниско температурској области (200 до 300°C) током загревања до температуре жарења и прслине настале за време самог жарења. Прслине жарења најчешће настају приликом почетног загревања, нарочито при високим температурама загревања. При загревању ствара се нехомогено термичко поље, чиме настају термички напони који заједно са структурним напонима превазилазе јачину материјала тако да се стварају прслине. На слици 10 приказана је карактеристична интеркристална прслина жарења.



Слика 10. Интеркристална прслина жарења [118]

Прслине жарења често настају на местима иницијалног развоја водоничних прслина када због високе температуре долази до њиховог ширења. Настанак прслина жарења се спречава малим брзинама загревања до температуре 300°C, која за делове већих димензија износи око од 15 до 20°C/h.

Оцена склоности челика ка образовању прслина жарења изводи се преко параметара који служе и за међусобно поређење челика према овој склоности. У литератури се налази већи број израза за одређивање ових параметара. За челике који садрже $C \leq 0,18\%$ и $Cr \leq 1,55\%$ параметар за оцену склоности ка прслинама жарења израчунава се према изразу [126, 128, 136, 138]:

$$\Delta G = Cr + 3,3 \cdot Mo + 8,1 \cdot V - 2. \quad (37)$$

Када је вредност параметра $\Delta G \geq 0$, челик је склон високотемпературским прслинама жарења, док када је $\Delta G = 0$ до 1, разматрани челик је намењен вишеслојном заваривању и сматра се склоним настанку прслина жарења испод навара.

За челике хемијског састава: 0,1 % до 0,25% C; 0% до 1,5% Cr; 0% до 0,2% Mo; 0,2% Cu и 0% до 0,15% (V, Ti, Nb), параметар за оцену склоности ка настанку прслина жарења израчунава се према изразу [126, 128]:

$$P_z = Cr + Cu + 2 \cdot Mo + 10 \cdot V + 7 \cdot Nb + 5 \cdot Ti - 2. \quad (38)$$

Челик је склон ка настанку прслина жарења када је вредност параметра $P_z > 0$.

Поређење челика према осетљивости ка настанку прслина жарења врши се поређењем вредности параметра који се израчунавају према изразу [126, 128]:

$$SP = 0,4 \cdot Mn + Cu + 5 \cdot Al - 3 \cdot (Ti + Sn). \quad (39)$$

Челици са вишим вредностима параметара SP су осетљивији на појаву прслина жарења. Оцена склоности челика ка појави прслина жарења је условна, а коначна верификација технологије заваривања обавља се после изведених технолошких проба и експерименталних испитивања.

2.2.6 Остали показатељи заварљивости челика

Поред наведених показатеља и поступака оцене заварљивости постоје и други показатељи на основу којих се изводи оцена заварљивости челика. Тврдоћа се најчешће користи као контролна величина која је у позитивној корелацији са јачином, а у негативној са особинама пластичности и деформисања. Максимална дозвољена тврдоћа је у корелацији је са садржајем дифундованог водоника и повезана је са настанком хладних прслина. Прорачун максималне тврдоће - HV_{\max} која се јавља у ЗУТ-у изводи се према следећим изразима [126, 128]:

- за нискоугљеничне челике са затезном јачином $R_m < 300 \text{ MPa}$:

$$HV_{\max} = 90 + 1050 \cdot C + 47 \cdot Si + 75 \cdot Mn + 30 \cdot Ni + 31 \cdot Cr + 40 \cdot V, \quad (40)$$

- за микролегиране и нисколегиране челике и поступке заваривања код којих је погонска енергија $q = 17 \text{ kJ/cm}$:

$$HV_{\max} = 1450 \cdot \left(C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo + V}{15} + 5 \cdot B \right), \quad (41)$$

- кад је брзина хлађења већа од критичне брзине хлађења, односно када је $t_{8/5} \leq t_{100}$ долази до настанка чисто мартензитне структуре и тада је максимална прорачунска тврдоћа:

$$HV_{\max} = 812 \cdot C - 293. \quad (42)$$

Оцена заварљивости челика на основу максималне тврдоће у ЗУТ-у је оријентациона. Код угљенично-манганских челика сматра се да тврдоћа до 350 HV у ЗУТ-у није опасна из аспекта појаве хладних прслина. Код нисколегираних и микролегираних челика дозвољена тврдоћа се повезује са садржајем дифундованог водоника. Вредности максималних дозвољених тврдоћа у зони утицаја топлоте завареног споја у зависности од садржаја заосталог водоника у металу шава приказане су у табели 4 [126, 128, 136, 138].

Табела 4. Максимална дозвољена тврдоћа у ЗУТ-у

$H, \text{ ml}/100g$	> 20	10 до 20	5 до 10	1 до 5
$HV_{\max}, \text{ HV}$	250	375	400	450

Пораст тврдоће, поред пораста кртости и склоности ка хладним прслинама, условљава повећану осетљивост на концентрацију напона, па се као допунско ограничење уводи критеријум:

$$HV_{\max} = (1,2 \text{ до } 1,3) \cdot HV_{OM}, \quad (43)$$

где је: HV_{OM} - тврдоћа основног материјала.

Практични захтеви који се односе на механичке карактеристике заварених спојева претпостављају да су оне исте или више од механичких карактеристика основног материјала, што се постиже применом одговарајуће технологије, параметара и додатног материјала при заваривању. Поред захтева који се односе на јачину и тврдоћу веома важна карактеристика је и ударна жилавост, нарочито код заварених спојева на конструкцијама које раде у условима променљивих оптерећења. Јачина, тврдоћа и ударна жилавост представљају практичне механичке карактеристике заварених спојева који представљају резултат примењене технологије заваривања. Обезбеђивање њиховог остваривања, генерално представља један од најважнијих фактора које треба обухватити пројектовањем заварених конструкција. Њихово експериментално одређивање при различитим температурама и у условима концентрације напона приказано је у оквиру ове дисертације.

2.2.7 Заварљивост микролегираних челика повишене јачине

Микролегирани челици повишене јачине могу се сматрати условно заварљивим, при чему се ова условност односи на примену мера којима се обезбеђује успешно извођење спајања заваривањем. Међутим, при заваривању ових челика долази до деградације механичких карактеристика нарушавањем њиховог микроструктурног стања, нарочито у зонама утицаја топлоте заварених спојева, као што су: пораст тврдоће, смањење жилавости, повећање прелазне температуре кртости, појава разних врста материјалних дисконтинуитета и др. Појава прслина и кртих фаза при заваривању челика повишене јачине повезана је са брзим хлађењем шави и његове околине у дијапазону температура које карактерише највећа нестабилност аустенита. У циљу избегавања настанка ових дефеката предузимају се мере којима се смањује брзина хлађења, тј. продужава време хлађења фазних трансформација. Брзина хлађења изнад које долази до појаве кртих фаза назива се критична брзина хлађења и дефинисана је за сваки челик. Када је брзина хлађења изнад критичне брзине долази до формирања мартензитне фазе чиме се узрокује настанак прслина. Контрола и снижавање брзине хлађења постиже се предгревањем делова који се заварују као и применом параметара заваривања којима се обезбеђује довољна топлота, не само за топлење додатног материјала и странице основног материјала, већ и за загревање шире зоне делова који се заварују. Наведене методе се код највећег броја поступака заваривања комбиновано примењују. Повећање тврдоће изазвано структурним трансформацијама при заваривању као последица унете топлоте најчешће се у највишем степену јавља у грубозрној зони утицаја топлоте. Пресудан утицај на микроструктурно стање, а тиме и на својства заварених спојева има време хлађења челика у температурском опсегу од 800 до 500°C ($t_{8/5}$), када се одвија највећи део микроструктурних трансформација. За одређивање очекиваног микроструктурног стања користе се трансформациони дијаграми од којих су у најширој примени *TTT* (*Time - Temperature - Transformation*) дијаграми којима се одређују очекивана микроструктурна стања и тврдоће при хлађењу челика, као и *CCT* (*Continuous Cooling Transformation*) дијаграми чија је употреба прикладнија и меродавнија за праћење микроструктурних трансформација при заваривању.

Каљени и отпуштени челици ($Q+T$) међу које спада и челик *S690* су нисколегирани (садржај угљеника мањи од 0,2%) али и поред ове чињенице склони су закаљивању, чак и при релативно ниским брзинама хлађења. Због оваквих особина ове класе челика није довољно само водити рачуна о технолошким параметрима заваривања који обезбеђују правилно формирање шави, већ и о уносу топлоте с обзиром да негативно утиче на карактеристике заварених спојева. Микроструктурне трансформације, односно механичка својства, као и осетљивост према настанку прслина код ове врсте челика зависе од термичких циклуса кроз које ови челици пролазе приликом заваривања. Температурске циклусе који се јављају за време заваривања карактеришу: максимална температура, време задржавања изнад горње границе температуре аустенитне трансформације - A_{c3} и брзине хлађења у температурском интервалу најмање стабилности аустенита (800 до 500°C). Параметри заваривања се одређују тако да брзина хлађења и време задржавања изнад A_{c3} температуре буду у границама у којима се очекује најповољније микроструктурно стање односно механичке карактеристике заварених спојева. При заваривању каљених и отпуштених челика параметре заваривања и температуру предгревања потребно је изабрати тако да температурски циклус кроз који пролази метал шави и зона утицаја топлоте буде такав да спречи настанак хладних прслина и да истовремено не услови нарушавање микроструктурног стања челика.

Заварене конструкције формиране од делова израђених од каљених и отпуштених челика могу показати склоност ка настанку прслина услед поновног загревања (отпуштања), с обзиром на нестабилно структурно стање ових челика и тежњу такве микроструктуре да пређе

у стабилније микроструктурно стање и тиме смањи ниво енергије. При разматрању заваривања код ове врсте челика потребно је указати на следеће специфичности:

- ограничена резерва пластичности, због велике јачине челика,
- могућност постојања локалних зона мање пластичности у односу на остатак конструкције и
- могућност настајања прслина (првенствено хладних) у процесу заваривања у металу шави и зони утицаја топлоте које могу представљати потенцијално место за настанак кртог лома.

При заваривању нисколегираних побољшаних челика предност имају поступци са нижим погонским енергијама као што су ручно електролучно заваривање и заваривање у заштитној атмосфери гасова. Сама технологија и технолошки параметри заваривања код ове групе челика прописују се у корелацији са остваривањем излазних механичких карактеристика заварених спојева.

Унос топлоте при заваривању, односно са њом у вези погонска енергија заваривања представља један од најважнијих фактора који утиче на остваривање завареног споја са одговарајућим механичким карактеристикама. Погонска енергија заваривања одређује се према следећој релацији [25, 114, 126, 128, 134, 135, 136, 137, 138, 139, 140, 143]:

$$q_l = \frac{k \cdot U \cdot I_z \cdot 60}{v_z \cdot 1000}, \quad (44)$$

где су: q_l , kJ/cm - погонска енергија заваривања, U , V - напон заваривања, I_z , A - јачина струје заваривања, v_z , mm/min - брзина заваривања и k - бездимензијски коефицијент топлотне ефикасности поступка заваривања, који за ручно електролучно заваривање износи $k = 0,8$; за поступке заваривања у заштитној атмосфери активних гасова износи $k = 0,8$; за заваривање под прахом $k = 1,0$ и за заваривање у заштитној атмосфери инертних гасова $k = 0,6$. Смањивање уноса топлоте употребом нижих погонских енергија остварује се боља жилавост, пораст јачине, смањење деформација и снижавање заосталих напона и сужавање зоне утицаја топлоте. Са друге стране повећање уноса топлоте употребом виших погонских енергија омогућује се повећање продуктивности код конвенционалних метода заваривања. Код ручног електролучног поступка препоручена погонска енергија треба да буде у границама од 8 до 12 kJ/cm и за електролучни поступак заваривања под прахом треба да буде у границама 13 до 30 kJ/cm .

2.3 ЗАВАРИВАЊЕ ЧЕЛИКА КЛАСЕ S690QL

Челике повишене јачине, у које спада и челик комерцијалне ознаке WELDOX 700, карактеришу повољна механичка својства, међутим, пуно остваривање предности које својом употребом пружа ова класа челика могуће је постићи једино њиховим адекватним заваривањем. Оптимална технологија и параметри заваривања представљају услов очувања микроструктурног стања којим су утемељене механичке карактеристике. Преглед литературе која обрађује заваривање челика повишене јачине показује да постојеће препоруке нису довољно јасне и прецизне. Са друге стране употреба ових челика за израду заварених машинских конструкција је оправдана једино ако се оствари квалитетно спајање елемената заваривањем. Квалитет оствареног завареног споја зависи од великог броја фактора од којих су најважнији: карактеристике основног и додатног материјала, облик и димензије жлеба, поступак и параметри заваривања, извођење и вештина заваривача, карактеристике и стање опреме за заваривање. Интензиван развој нових врста челика повишене јачине мора бити праћен такође интензивним развојем и унапређењем технологије и поступака заваривања.

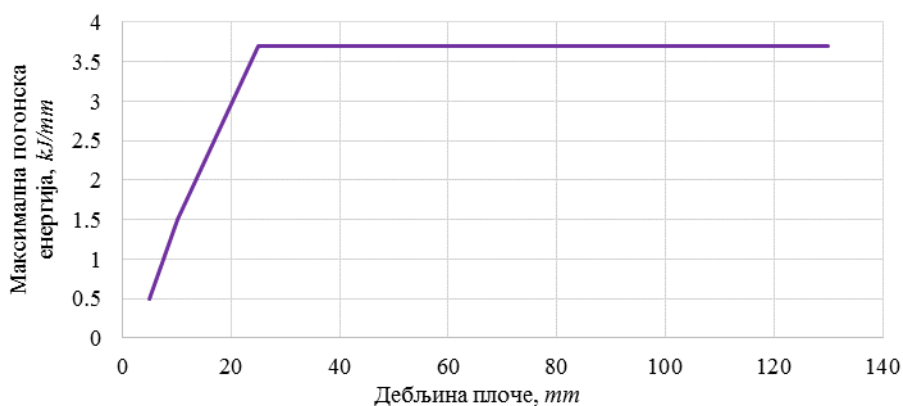
Технологија заваривања разматра читав низ параметара и њихових ефеката и то из различитих, често супротстављених аспеката од којих ће на овом месту бити поменути само најважнији. Релативно висок степен очвршћавања који је резултат остваривања побољшаних механичких карактеристика чини ове челике осетљивијим на топлотне утицаје заваривања у односу на конвенционалне угљеничне и угљенично-манганске челике. Зависно од температурског циклуса заваривања долази до различитих промена и трансформација у микроструктури које доводе до пада механичких особина, повећања тврдоће и кртости у зони утицаја топлоте. Заваривање са одговарајућим параметрима је од основног значаја за квалитет оствареног спајања обзиром да се челици повишене јачине могу заваривати свим уобичајеним поступцима заваривања. Како се челици повишене јачине разликују од конвенционалних челика то је процес и извођење заваривања захтевније с обзиром на ограничења везана за температуру отпуштања која даље може изазвати пад својстава јачине у зони утицаја топлоте.

Веома је значајно разумевање механизма деловања појединих фактора на карактеристике заварених спојева код челика повишене јачине. Анализом механизма деловања ових фактора могуће је унапредити механичке карактеристике спојева и остваривање спојева са нижим нивоима грешака. Карактеристике остварених спојева могу се грубо деградирати, уопштено посматрано на три начина. Први начин је у случају када је коришћена висока погонска енергија заваривања или висока температура предгревања које су изнад дозвољених. Други начин је када је погонска енергија заваривања или температура предгревања ниска и испод дозвољених вредности. Трећи начин је када је температурски циклус при заваривању приближан температурском циклусу при коме се поједини елементи издвајају по границама металних зрна, чиме се изазива повећана опасност од пада жилавости. На пример, познато је да се фосфор издваја по границама металних зрна при температурама између 450 и 550°C. Са друге стране, дијапазон вредности параметара заваривања се сужава са порастом јачине основног материјала. Са порастом јачине основног материјала сужава се дијапазон вредности параметара заваривања, а тиме и опасност да се параметри заваривања нађу ван овог суженог дијапозона. На пример, при ручном-електролучном заваривању у положају изнад главе уобичајен је поступак осцилаторног кретања врха електроде при чему је једино ограничење да амплитуда овог кретања буде мање од троструког пречника коришћене електроде. Међутим, овај поступак утиче на појачавање ефекта унете топлоте за време заваривања и повећава брзину топљења електроде. У овом случају, ако се наведени ефекти осцилаторног кретања врха електроде адекватно не размотре долази до деградације микроструктурног стања у зони утицаја топлоте завареног споја, нарочито смањења жилавости и пада механичких карактеристика споја.

У случају ниске енергије заваривачког лука расте опасност од настанка хладних прелина у попречном правцу у односу на правац завареног споја, нарочито ако је и температура предгревања ниска. У случају употребе хладне жице или када се користи метални прах повећава се димензија шави при заваривању, што даље утиче на повећање опасности од настанка хладних прелина због отежаног уклањања водоника дифузијом. Додавање хладне жице изазива истовремено повећање садржаја водоника, потребно време његове дифузије и отежава његово уклањање дифузијом. Такође, садржај водоника се повећава и ако систем за дотурање жице ствара слој нечистоће на жици. Жице од челика са високим садржајем легирајућих елемената захтевају одговарајућу површинску заштиту за време процеса производње. У случају заваривања под металним прахом због велике слободне површине расте садржај водоника.

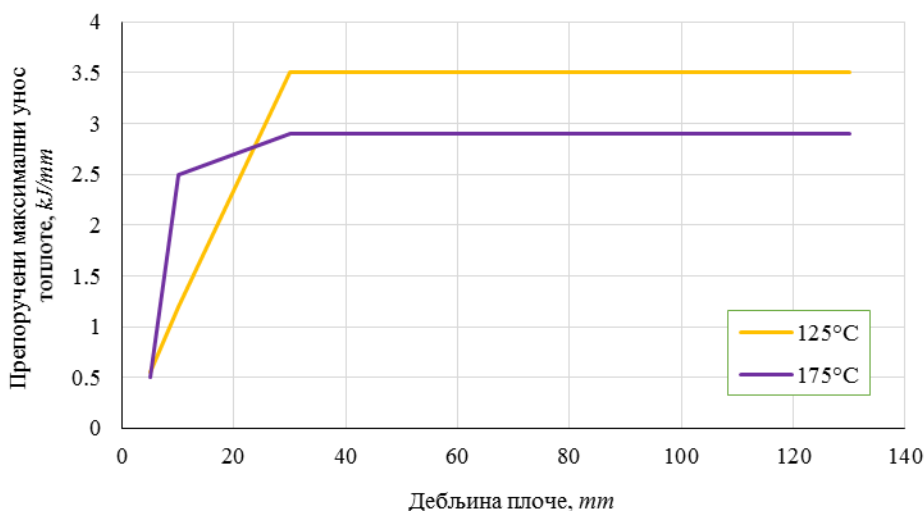
2.3.1 Унос топлоте при заваривању челика класе S690QL

Препорука произвођача за погонску енергију при заваривању челика класе S690QL заснована је на обезбеђивању потребне жилавости у зони утицаја топлоте завареног споја. Погонска енергија заваривања је у директној вези са температурским циклусима кроз које пролазе поједине зоне завареног споја, односно са негативним ефектима које ови температурски циклуси изазивају. Контрола ових негативних ефеката изводи се управо преко минималне потребне жилавости у зони утицаја топлоте. Захтеви који се односе на жилавост у зони утицаја топлоте код других врста челика су обично нижи. У случају заваривања плоча различитих дебљина препоручени унос топлоте се одређује према дебљини најтање плоче. На слици 11 приказани су дијаграми на основу којих се одређују препоручене вредности максималне погонске енергије за различите дебљине плоча и минималне температуре предгревања.



Слика 11. Препоручене вредности максималне погонске енергије за заваривање челика WELDOX 700 [114]

Повишена температура при заваривању, на пример код вишепролазног заваривања, утиче на препоручен унос топлоте. На слици 12 приказани су дијаграми на основу којих се према дебљини плоче одређују препоручене вредности погонске енергије при заваривању са предгревањем на температури 125 и 175°C.



Слика 12. Препоручене вредности погонске енергије за заваривање са предгревањем на температури од 125 и 175°C [114]

2.3.2 Укупни хемијски еквивалент угљеника челика класе *S690QL*

За челик комерцијалног назива *WELDOX 700* произвођач за одређивање хемијског еквивалента угљеника препоручује изразе предложене од стране Међународног института за заваривање у облику [25, 114, 126, 128]:

$$CEV = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15}, \% \text{ и} \quad (45)$$

$$CET = C + \frac{Mn + Mo}{10} + \frac{Cr + Cu}{20} + \frac{Ni}{40}, \% \quad (46)$$

Вредности еквивалента угљеника за челик комерцијалног назива *WELDOX 700* у зависности од дебљине плоча приказане су у табели 5.

Табела 5. Вредности *CEV* и *CET* за челике *WELDOX 700E* и *WELDOX 700F* [114]

Дебљина, mm	Ознака челика			
	<i>WELDOX 700E</i>		<i>WELDOX 700F</i>	
	<i>CET</i>	<i>CEV</i>	<i>CET</i>	<i>CEV</i>
до 5	0,34	0,48	0,38	0,57
5 до 10	0,31	0,48	0,38	0,57
10 до 20	0,31	0,48	0,38	0,57
20 до 40	0,34	0,48	0,38	0,57
40 до 80	0,39	0,58	0,39	0,58
80 до 100	0,39	0,58	0,39	0,58
100 до 150	0,41	0,67	0,41	0,67

Параметар хладних прслина развијен је на основу приказаних релација за израчунавање хемијског еквивалента угљеника. Параметар хладних прслина за челике повишене јачине развијен је на основу анализе узрока настанка водоничних прслина у завареним спојевима методом Текен (*Tekken*) проба. Такође, одређене су критичне температуре предгревања које су потребне да се избегне настанак прслина у зони утицаја топлоте и у зони корена заварених спојева. Као генерално правило, како код угљенично-манганских челика тако и код нисколегираних челика, пораст тврдоће условљава повећање опасности од настанка прслина. Развијен је велики број експерименталних метода за оцену опасности од настанка хладних прслина у зонама завареног споја и оцену тврдоће. Хемијски еквивалент угљеника који карактерише хемијски састав челика представља основу за одређивање параметара за оцену склоности ка појави прслина. У случају да је хемијски еквивалент угљеника основног материјала већи од хемијског еквивалента додатног материјала за више од 0,03%, хемијска структура основног материјала се узима као релевантна за даље разматрање. У супротном, израчунавање температуре предгревања изводи се на основу *CET* за додатни материјал увећан за 0,03%. Релације за одређивање хемијског еквивалента угљеника су посебно развијене за одређивање повећања тврдоће у зони утицаја топлоте. Њихово даље прилагођавање за разматрање настанка хладних прслина у шаву и зони утицаја топлоте су резултат развоја у инжењерској пракси. Ове формуле не могу бити коришћене за друге материјале, већ само за оне код којих су развијене.

2.3.3 Одређивање температуре предгревања челика класе S690QL

Одређивање температуре предгревања изводи се према одредбама стандарда EN 1011-2 „Заваривање - препоруке за заваривање металних материјала - други део: Заваривање луком феритних челика“ и додатка Ц овог стандарда „Избегавање настанка водоничних прслина“. Поменути стандард и препоруке произвођача челика су, до сада, једини метод одређивања температуре предгревања при заваривању микролегираних челика повишене јачине [25].

Утицај легирајућих елемената на избор температуре предгревања и дозвољену вредност температуре између пролаза анализира се преко хемијског еквивалента угљеника. При заваривању челика са вишим укупним хемијским еквивалентом угљеника температуре предгревања и међупролазне температуре су више.

Када се обухвате ефекти хемијског садржаја, карактерисани преко укупног хемијског еквивалента угљеника, дебљина плоча - s , садржај водоника у металу шава - H и погонска енергија заваривања - q_l , одређивање температуре предгревања врши се према релацији [114, 133, 134, 140]:

$$T_p = T_{pCET} + T_{ps} + T_{pH} + T_{pq_l} = 697 \cdot CET + 160 \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{s}{35}\right) + 62 \cdot H^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot q_l - 328, \quad (47)$$

где је: CET - вредност еквивалента угљеника од 0,2% до 0,5%; s - дебљина плоча од 10 до 90 mm; H - садржај водоника у металу шава од 1 до 20 ml/100 g; q_l - погонска енергија од 0,5 до 4,0 kJ/mm. Релација (47) је применљива на челике са напоном течења до 1000 MPa.

Према подацима из праксе одређена температура предгревања је адекватна када су испуњени следећи услови [25, 133, 134, 140]:

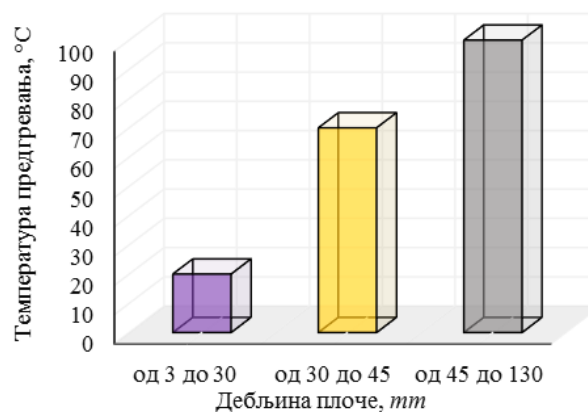
- еквивалент угљеника - CET основног материјала премашује вредност еквивалента угљеника метала шава за више од 0,3%;
- попуњавање у једном пролазу са дужином шавова већом од 50 mm. Ако је дебљина плоча већа од 25 mm, коренски и пролази попуне полажу се из два слоја користећи додатни материјал са средње израженим карактеристикама пластичности;
- у случају вишепролазног попуњавања жлеба за заваривање не треба дозволити хлађење између пролаза све док дебљина оствареног зава на буде већа од трећине дебљине плоча које се заварују. У супротном потребно је смањити садржај водоника у зони завареног споја накнадним термичким третманима;
- технологију, метод и параметре заваривања треба изабрати тако да се избегну велике пластичне деформације делимично попуњеног жлеба код вишепролазног заваривања.

Поступак адекватног предгревања и контрола међупролазне температуре представљају ефикасан методе спречавања настанка водоничних прслина код ове класе челика.

Водоничне прслине и повишење кртости при заваривању челика јављају се и на собној температури. Због тога је могуће избегавање настанка ових прслина у зонама заварених спојева на тај начин што се заварени предмети држе на температурама које су довољно високе да обезбеђују дифузно ослобађање водоника. Сваки поступак који смањује брзину хлађења изведеног завареног споја повољно утиче на смањење садржаја водоника. Брзина хлађења завареног споја се контролише преко погонске енергије заваривања, односно преко унете топлоте при заваривању и температуром предгревања. После заваривања, отпуштање се најчешће изводи као накнадна термичка обрада заварених спојева. При извођењу вишепролазних заварених спојева, на пример, одговарајућим техникама постижу се ефекти отпуштања завареног споја. Отврдњавање челика и зоне утицаја топлоте условљава њихова

структура и хемијски састав, што се може карактерисати одговарајућим еквивалентом угљеника. Ситуација је много сложенија када је реч о микроструктури метала шава јер његова жилавост не зависи од тврдоће на начин како је то у случају зоне утицаја топлоте. Микроструктура метала шава која је жилавија, отпорнија је на настанак хладних прслина од мање жилаве структуре ЗУТ-а. У случају релативно тврдих, легираних метала шава прслине су обично трансверзалне и нормалне на чеону површину завара.

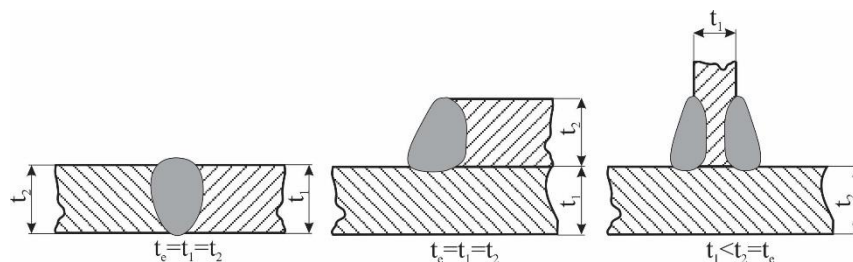
Захваљујући ниском еквиваленту угљеника челик *WELDOX 700* је отпорнији на настанак хладних прслина од других микролегираних челика повишене јачине. Опасност од настанка водоничних прслина се смањује на два начина: смањењем садржаја водоника у зони заварених спојева и смањењем напона који делују у зони завареног споја. Смањење количине водоника у зони завареног споја врши се на следеће начине: одговарајућим поступцима предгревања, контролом и одржавањем међупролазне температуре, коришћењем додатног материјала са ниским садржајем водоника и уклањањем нечистоћа из зоне заваривања. Смањење заосталих напона и деформација у зонама заварених спојева врши се следећим поступцима: избегавањем употребе додатног материјала чија је јачина виша од потребне, правилним редоследом заваривања, чиме се смањују заостали напони и деформације, коришћењем зазора у споју који је мањи од 3 mm у случају сучеоног и угаоног споја и тсл. Препорука произвођача је да се непосредна зона споја и њена околина пажљиво загреју водећи рачуна да температура не надмаши препоручену. Максимална међуслојна температура је $T_{interpas} \approx 200$ до 225°C зависно од дебљине делова који се заварују. Када је влажност околине при заваривању повишена или је спољашња температура испод 5°C онда је најнижу препоручену температуру предгревања потребно повећати за 25°C . Препоручену температуру, такође, треба повећати и при извођењу припојних спојева који се изводе са погонском енергијом заваривања око 10 kJ/cm (максимално до 17 kJ/cm). На слици 13 приказана је вредност препоручене температуре предгревања у зависности од еквивалентне дебљине плоча за заваривање погонском енергијом до 17 kJ/cm , уз претпоставку да се изведени спојеви хладе на ваздуху. Највиша дозвољена међуслојна температура према препорукама произвођача за овај челик је 300°C [25, 114, 133, 134, 140].



Слика 13. Препоручене температуре предгревања при заваривању челика *WELDOX 700* [114]

Препоручена температура предгревања одређује се према еквивалентној дебљини плоча које се заварују. Еквивалентна дебљина једнака је дебљини дебље плоче, у случају заваривања плоча различитих дебљина. Потребне температуре предгревања и међуслојне температуре остварују се на различите начине, на пример електричним грејачима, гасним грејачима и тсл. Електрични грејни елементи омогућавају равномерно загревање свих површина у зони

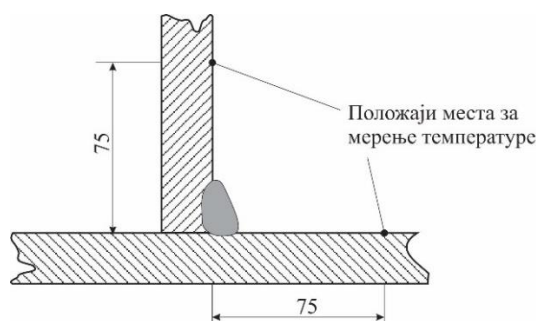
припремљеног споја и често представљају најбоље решење проблема предгревања. Принцип одређивања еквивалентне дебљине за три карактеристична случаја приказан је на слици 14.



Слика 14. Принцип одређивања еквивалентне дебљине

Контрола температуре при предгревању и контрола међуслојне температуре изводи се помоћу контактнoг или бесконтактнoг термометра на референтним местима.

Контрола температуре врши се на делу са најмањом дебљином у споју. Када је дебљина референтне плоче 25 mm, мерење температуре се изводи 2 min после грејања. Ако је дебљина плоче 12,5 mm мерење температуре се изводи 1 min после грејања и тсл. Мерење температуре између пролаза код вишепролазног заваривања врши се у металу шави или у основном материјалу непосредно уз шав [25, 114]. Положаји места за мерење температуре предгревања у случају угаоног завареног споја приказани су на слици 15.



Слика 15. Положаји мерења температуре код угаоног завареног споја

2.3.4 Оцена склоности челика класе S690QL ка образовању прслина

Појава хладних прслина као што је, напред наведено, зависи од хемијског састава челика, садржаја дифундованог водоника и крутости или дебљине делова који се заварују. Процена склоности челика ка настанку хладних прслина изводи се помоћу параметарских једначина које су приказане у поглављу 2.2.3. У табели 6 приказане су вредности параметара за оцену склоности ка настанку хладних прслина за челик класе S690QL који су одређени према одговарајућим изразима.

Табела 6. Параметри хладних прслина за челик S690QL

Критеријум	Израз	Вредност	Референтна вредност	Оцена	Израз за одређивање темп. предгревања	T_p , °C
CE_{IIW}	$CE - (3)$	0,48	$CE > 0,45\%$	Склон		
Формула Сеферијана	$[C] - (5)$	0,645	$[C] > 0,45\%$	Склон	(8)	220°C
Јапански аутори	$P_C - (12)$	0,529	$P_C > 0,3$	Склон	(15)	247°C
	$P_{CM} - (13)$	0,438				
Чешки аутори	$P_{hp} - (10)$	0,484	$P_{hp} > 0,24$	Склон	(11)	257°C
	$P_{CM} - (9)$	0,456				

У циљу очувања повољног микроструктурног стања, оствареног процесом производње ове класе челика, температура предгревања се може усвојити у опсегу 150 до 200°C, с обзиром на коришћење високопластичних аустенитних електрода за извођење коренских пролаза и повећан унос топлоте за време заваривања. Температура образовања мартензитне структуре - M_s (*martensite start*) одређује се према изразу [126, 128]:

$$M_s = 550 - 361 \cdot C - 39 \cdot Mn - 20 \cdot Ni - 39 \cdot Cr - 28 \cdot Mo, ^\circ C. \quad (48)$$

Коришћењем претходног израза и сменом одговарајућих вредности за процентуални садржај хемијских елемената у челику *S690QL* добија се рачунска вредност температуре $M_s = 332,4^\circ C$ за ову класу челика. С обзиром на то да је ова вредност далеко виша од усвојеног температурског опсега предгревања закључује се да усвојена температура неће утицати на микроструктурне трансформације челика иако су препоруке произвођача да за дебљину од 15 mm температура предгревања треба да буде 70°C, док је највиша дозвољена температура предгревања за овај челик 300°C.

Процена склоности челика класе *S690QL* према настанку топлих прслина изводи се према вредности параметара топлих прслина које су приказане у табели 7.

Табела 7. Параметри топлих прслина за челик *S690QL*

Критеријум	Израз	Вредност	Референтна вредност	Оцена
Модификовани еквивалент угљеника CE_m	$CE_m - (28)$	0,485	> 0,45%	Склон
Осетљивост на топле прслине <i>H. C. S.</i>	<i>H. C. S. - (29)</i>	2,47	> 2	Није склон

С обзиром на вредности параметра топлих прслина добијених у табели 7 може се закључити да је ова класа челика условно склона ка настанку топлих прслина. Склоност ове класе челика према настанку прслина жарења утврђује се на основу вредности параметара које су приказане у табели 8, док је вредност параметра за оцену склоности према настанку ламеларних прслина приказана у табели 9. Вредности параметара за оцену склоности челика класе *S690QL* указују на склоност ове класе челика ка настанку прслина, тако да је неопходно применити додатне мере побољшања заварљивости и избегавања настанка прслина.

Табела 8. Параметри прслина жарења за челик *S690QL*

Критеријум	Израз	Вредност	Референтна вредност	Оцена
Параметар ΔG	(37)	1,739	> 0	Склон
Параметар P_z	(38)	1,15	> 0	Склон

Табела 9. Параметар за оцену склоности ка настанку ламеларних прслина за челик *S690QL*

Критеријум	Израз	Вредност	Референтна вредност	Оцена
Параметар P_1	(36)	0,63	$\leq 0,40$	Склон

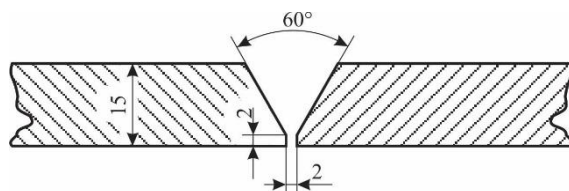
Потпуна верификација поступка заваривања и самих параметара заваривања проверава се технолошким пробама и експерименталним одређивањем механичких карактеристика заварених спојева.

2.3.5 Припрема плоча од челика класе *S690QL* за заваривање

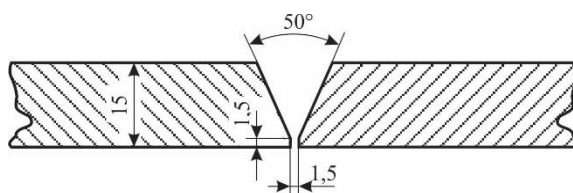
Плоче дебљине 15 mm од челика *WELDOX 700F* који припада класи челика дефинисаној стандардном ознаком *S690QL* пре извођења заваривања припремају се спровођењем прописаних технолошких операција. Ивице и околина жлеба на растојању најмање 30 mm морају бити очишћени до металног сјаја, без присуства масноћа, прљавштине, оксида и других нечистоћа. Заваривање је изведено према плану заваривања комбиновањем три метода заваривања:

- РЕЛ/МАГ варијанта: коренски пролаз поступком ручног електролучног заваривања (РЕЛ-ом), а пролази попутне поступком заваривања у заштитној атмосфери мешавине гасова (МАГ-ом) и
- МИГ/МАГ варијанта: коренски пролаз поступком заваривања у заштитној атмосфери аргона (МИГ-ом), а пролази попутне поступком заваривања у заштитној атмосфери мешавине гасова (МАГ-ом).

Коренски пролази се, дакле изводе на два начина: поступком ручног електролучног заваривања, електродом *INOX B 18/8/6* пречника $\varnothing 3,25$ mm у првој варијанти, а у другој варијанти заваривањем МИГ поступком у заштитној атмосфери 100% *Ar* електродном жицом *MIG 18/8/6 Si* пречника $\varnothing 1,2$ mm. Пролази попутне, као и покривни пролази изводе се заваривањем МАГ поступком у смеси гасова (82% *Ar* + 18% *CO₂*), електродном жицом *MIG 75* пречника $\varnothing 1,2$ mm. Челичне плоче се заварују сучеоно уз попутну V-жлеба по дефинисаним параметрима заваривања. Пре заваривања потребно је извести припремање жлеба за заваривање. Облик и димензије жлеба за варијанту РЕЛ/МАГ заваривања приказан је на слици 16, док је за МИГ/МАГ варијанту жлеб приказан на слици 17.



Слика 16. Облик и димензије жлеба за сучеоно заваривање плоча варијантом РЕЛ/МАГ



Слика 17. Облик и димензије жлеба за сучеоно заваривање плоча варијантом МИГ/МАГ

Изглед плоча са припремљеним жлебом за заваривање за варијанту МИГ/МАГ приказан је на слици 18.



Слика 18. Изглед жлеба за сучеоно заваривање плоча поступком МИГ/ МАГ

2.3.6 Методе уклањања дифузног водоника

Дифузија водоника из метала шава у основни материјал и у атмосферу зависи од температуре и састава челика. При заваривању из више пролаза уклањање дифузног водоника је отежано и о томе треба водити рачуна при полагању сваког следећег пролаза. При вишепролазном заваривању могуће је присуство водоника чак и када се користе додатни материјали са ниским садржајем водоника. Степен дифузије водоника је нижи од количине која се уноси у метал шава при сваком пролазу. Време потребно за дифузију водоника се одређује према другом Фиковом закону који је математички изражен једначином [8]:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \nabla^2 C, \quad (49)$$

где су: C - концентрације водоника у челику, t - време, D - коефицијент дифузије и ∇^2 - карактеристика просторне дистрибуције.

Коришћењем приказане релације могуће је одредити функционалне зависности концентрације водоника за различите геометрије зоне споја и температуре. За описивање геометрије зоне угаоних заварених спојева користи се поларно цилиндрични координатни систем. T -заварени спојеви, крстасти спојеви, могу се разматрати као специфични случајеви угаоних заварених спојева и могу се разматрати у поларно цилиндричним координатним системима, док се сучеоно спојеви посматрају као равански проблеми у Декартовом координатном систему.

Водоник из метала шава дифундује у околну зону утицаја топлоте, нарочито за време фазних трансформација у металу шава током којих се значајно мења његова растворљивост. За време заваривања фазне трансформације у шаву су завршене док је у зони утицај топлоте још увек аустенитне структура, због чега велики део водоника дифундује у ову зону. При вишим температурама водоник је у дисоцираном стању, док хлађењем прелази у молекуларни облик и издваја се на местима пора и укључака троске у металу. Процес трансформације водоника из дисоцираног у молекуларни облик при хлађењу праћен је развојем високих локалних напона на притисак који превазилазе локалну затезну чврстоћу материјала па долази до појаве прелина. Ове прелине називају се у литератури још и хладним или закаснелим јер настају после заваривања или после полагања појединих пролаза при вишепролазном заваривању. Водоничне или хладне прелине су нарочито опасне јер могу настати после завршне контроле за време експлоатације. Водоничне прелине настају у металу шава и зони утицаја топлоте и могу имати различиту оријентацију у односу на правац завареног споја.

Водоничне прслине у зони утицаја топлоте настају по правилу у оним зонама које су приликом заваривања загрејане изнад температуре завршетка фазних трансформација. Појава водоничних прслина условљена је следећим факторима: мартензитном или доњо бејнитном структуром метала шава и зоне утицаја топлоте (за челике повишене јачине), великом количином дифундованог водоника и довољним напонима на притисак.

Водоник у зони заваривања потиче из атмосфере у којој се заваривање изводи, затим из нечистоћа и влаге које се налазе на површинама метала који се заварују и из употребљених додатних материјала. У поређењу са другим елементима који се интерстицијски растварају, као што су угљеник и азот, водоник много лакше дифундује кроз кристалну решетку захваљујући свом малом радијусу атома. Водоник дифундује из метала шава брзинама које зависе од температуре појединих зона завареног споја. Димензије жлеба за заваривање, такође, утиче на степен присуства водоника у металу шава. Метал шава код заварених спојева већих димензија има виши садржај водоника од оног код спојева са мањим димензијама.

Водоничне прслине не излазе увек на површину делова који се заварују што отежава њихово откривање.

2.3.7 Додатни материјал за заваривање челика класе *S690QL*

За заваривање челика повишене јачине *WELDOX 700* се, према препорукама произвођача, могу користити разне врсте додатних материјала: нелегирани, нисколегирани и високолегирани. Препоруке за избор додатног материјала при заваривање челика *WELDOX 700* различитим методама, у складу са нормама *EN* и препорукама произвођача приказане су на слици 19.

Јачина додатног материјала, МПа	Ручно електролучно заваривање	Заваривање под троском - пуна жица	Заваривање МАГ - пуна жица	Заваривање МАГ - пуњена жица	Заваривање ТИГ поступком
800					
700	EN 757 E69X EN 757 E62X	EN ISO 26304(-A) S69X EN ISO 26304(-A) S62X	EN ISO 16834(-A) G69X EN ISO 16834(-A) G62X	EN ISO 18276(-A) T69X	EN ISO 16834(-A) W69X EN ISO 16834(-A) W62X
600	EN 757 E55X EN ISO 2560 E50X	EN ISO 26304(-A) S55X EN 7563 S50X	EN ISO 16834(-A) G55X EN ISO 14341(-A) G50X	EN ISO 18276(-A) T55X EN ISO 18276(-A) T50X	EN ISO 16834(-A) W55X EN ISO 676(-A) W50X
500	EN ISO 2560(-A) E46X EN ISO 2560(-A) E42X	EN 756 S46X EN 756 S42X	EN ISO 14341(-A) G46X EN ISO 14341(-A) G42X	EN ISO 18276(-A) T46X EN ISO 18276(-A) T42X	EN ISO 676(-A) W46X EN ISO 676(-A) W42X
400					
300					
200					
100					
0					
	Метод заваривања				

Слика 19. Препоруке за избор додатног материјала за заваривање челика *WELDOX 700* [114].

Употреба додатног материјала смањене јачине има вишеструке позитивне ефекте, као што су: повећана жилавост метала шава, повећана отпорност према настанку водоничних прслина и нижи ниво заосталих напона у завареном споју. Код заварених спојева челика *WELDOX 700* који се изводе из више пролаза препоручује се употреба додатних материјала различитих јачина при извођењу различитих пролаза. Припојни завари и коренски пролаз се изводе додатним материјалом ниже јачине, док се за извођење осталих пролаза користи додатни материјал више јачине (сл. 20). На овај начин истовремено се повећава жилавост и отпорност на хладне прслине и снижава ниво заосталих напона. Еквивалент угљеника за додатни материјал са јачином од преко *700 МПа* може бити виши од еквивалента угљеника основног

материјала. Када су температуре предгревања основног и додатног материјала различите као релевантну треба узети вишу вредност.



Слика 20. Заваривање додатним материјалима различитих јачина

Садржај водоника у металу шави треба да буде мањи или једнак од 5 ml/100 g метала шави при заваривању нелегираним или нисколегираним додатним материјалом. Овај ниво садржаја водоника у шаву добија се коришћењем пуних жица за МАГ поступак и поступак заваривања волфрамском електродом у заштитној атмосфери. Одговарајући садржај водоника у металу шави за друге врсте додатног материјала обезбеђује се коришћењем додатног материјала познатих произвођача и њиховим препорукама.

2.3.8 Додатни материјали од нерђајућег челика за заваривање челика класе S690QL

За заваривање свих врста челика повишене јачине, произвођача *SSAB Oxelösund AB*, могу се користити аустенитни додатни материјали од нерђајућег челика. Ови додатни материјали омогућавају заваривање на собној температури без предгревања. Произвођач челика првенствено препоручује додатни материјал према Америчком друштву за заваривање (*American welding society*) - AWS 307, а затим додатни материјал према AWS 309. Додатни материјали типа AWS 307 су отпорнији према настанку врућих прелина од типа AWS 309. Произвођачи додатних материјала ретко дефинишу садржај водоника за додатне материјале од нерђајућег челика, јер водоник не утиче на карактеристике споја у степену као код нелегираних и нисколегираних додатних материјала. Препоруке произвођача за избор додатног материјала од нерђајућег челика према нормама *EN* и *AWS* приказане су на слици 21.

Ручно електролучно заваривање	Заваривање под троском - пуна жица	Заваривање МАГ - пуна жица	Заваривање МАГ - пуњена жица	Заваривање ТИГ поступком
Први приоритет - EN 1600: E 18 8 Mn	Први приоритет - EN 14343-A: B18 8 Mn/ EN 14343-B: SS 307	Први приоритет - EN 14343-A: B18 8 Mn/ EN 14343-B: SS 307	Први приоритет - EN 17633-A: T18 8 Mn/ EN 17633-B: TS 307	Први приоритет - EN 14343-A: W18 8 Mn/ EN 14343-B: SS 307
Други приоритет - EN 1600: E 19 12 X	Други приоритет - EN 14343-A: S 23 12 X/ EN 14343-B: SS 309 X	Други приоритет - EN 14343-A: B 23 12 X/ EN 14343-B: SS 309 X	Други приоритет - EN 14343-A: T 23 12 X/ EN 14343-B: TS 309 X	Други приоритет - EN 14343-A: W 23 12 X/ EN 14343-B: SS 309 X
Ручно електролучно заваривање	Заваривање под троском - пуна жица	Заваривање МАГ - пуна жица	Заваривање МАГ - пуњена жица	Заваривање ТИГ поступком
AWS 5.4 E307 - X	AWS 5.9 ER307	AWS 5.9 ER307	AWS 5.22 EC307	AWS 5.9 ER307

Слика 21. Препоруке за избор додатног материјала од нерђајућег челика за заваривање челика *WELDOX 700* [114]

2.3.9 Заштитни гас за заваривање челика класе S690QL

Веома важну улогу на особине и механичке карактеристике завареног споја имају заштитни гасови и њихове мешавине, због чега је значајно размотрити и њихов утицај. Улога

заштитних гасова при заваривању је заштита металног купатила од утицаја кисеоника, азота и водоника из атмосфере, као и олакшавање успостављања заваривачког лука и његова стабилизација, повећање продуктивности процеса заваривања и обезбеђивање жељене дубине уваривања.

Заштитни гасови се могу класификовати као инертни, активни и њихове мешавине. Као инертан заштитни гас у Европи користи се најчешће аргон (*Ar*) који хемијски не реагује са растопљеним металом у металном купатилу, олакшава успостављање електричног лука, умањује прскање металних капљица при заваривању и смањује удео оксида у металу шави. Аргон је тежи од ваздуха што је нарочито повољно за заваривање у хоризонталном положају.

Предности употребе инертних гасова су:

- лакше успостављање електричног лука,
- мање прштање при заваривању,
- смањена оксидација и
- ефикасна заштита металног купатила.

Као активни заштитни гас донедавно најчешће се користи угљен-диоксид који обезбеђује стабилан електрични лук, смањује порозност шави, повећава дубину уваривања али повећава прскање материјала при заваривању као и могућност запушења млазнице за заваривање. Избор мешавине заштитног гаса зависи од конкретне примене. Генерална препорука је да проток заштитног гаса изражен у *l/min* има исту вредност као и унутрашњи пречник млазнице за заваривање изражен у *mm* и креће се у границама од 15 до 20 *l/min*.

2.4 НАПОНСКО-ДЕФОРМАЦИОНО СТАЊЕ У ЗАВАРЕНИМ СПОЈЕВИМА

Заостали напони у завареним машинским конструкцијама представљају унутрашње напоне који карактеришу напонска стања која постоје у елементима заварених машинских конструкција без деловања спољашњих оптерећења. Узроци настанка заосталих напона код елемената заварених машинских конструкција су бројни и разнородни у односу на своју природу и механизме деловања: неравномерни хемијски састав при сегрегацији; неједнаке пластичне деформације при промени температуре; структурне деформације које су повезане са променом запремине фаза код процеса очвршћавања челика; неравномерне пластичне деформације у попречном пресеку и др. Заостали напони који делују у елементима заварених машинских конструкција представљају коначна стања топлотних, трансформационих процеса и процеса структурних преображаја. Анализа узрока настанка и механизма деловања заосталих напона у завареним машинским конструкцијама добили су на значају у последњих неколико десетина година. Одређени број истраживања из ове области допринео је развоју основних теоријских сазнања о овој области али генерални аспекти о узроку и дистрибуцији заосталих напона нису још увек класификовани. Појачано интересовање за ову област условљава и чињеница да заостали напони услед заваривања имају различите ефекте на механичке карактеристике и понашање за време оптерећења заварених машинских конструкција: висок ниво укупних локалних напона као последица суперпозиције заосталих и напона услед спољашњег оптерећења; утицај на локални напон течења зависно од знака и типа напонског стања; настанак прслина без деловања спољашњег оптерећења; повећана опасност од кртог лома услед формирања сложеног напонског стања са високим локалним напонима; утицај расподеле заосталих напона на тип оптерећења постојећих прслина; утицај на заморну чврстоћу и издржљивост; утицај на еластичну стабилност, на пример извијање; утицај на осетљивост према корозији у случају корозионе средине и утицај постојећег распореда заосталих напона на деформисање елемената заварене конструкције. Заостали напони су

последица нехомогених еластичних или пластичних деформација на макроскопском или микроскопском нивоу. У циљу анализе настанка заосталих напона у завареним спојевима потребно је размотрити све процесе или параметре процеса који утичу или доводе до нехомогених деформација. У овом делу биће размотрени само заостали напони на макроскопском нивоу, чије је деловање у завареним конструкцијама сродно деловању спољашњих оптерећења и има највећи практични значај.

Заостали напони су последица нехомогене и временски променљиве дистрибуције топлоте приликом заваривања. Период загревања и хлађења су од посебне важности за развој заосталих напона. На овом месту биће размотрени различити аспекти и фактори који утичу на величину и расподелу заосталих напона услед заваривања.

Температурски циклус за време заваривања изазива ометене контракције завареног споја, што даље изазива заостале напоне и деформације услед термичког ширења и скупљања. Такође, напоне и деформације изазивају и фазне трансформације аустенитне структуре у бејнитну или мартензитну. При температури од око 700°C напони практично не постоје, већ се могу разматрати само пластичне деформације. Снижавањем температуре и достизањем собне температуре, јављају се притисни напони у еластичној области. Зависно од крутости структуре, ниво заосталих напона понекад достиже напон течења материјала. Комбинација заосталих напона и заосталих деформација које условљава висока температура може довести чак и до губитка интегритета конструкције. Код заварених конструкција велике крутости притисни заостали напони су интензивнији због настанка потенцијално опасне структуре у различитим деловима зоне завареног споја. Заостали напони су најчешће локализовани у зонама концентрације напона. Укључци, дефекти и разне нехомогености делују као концентратори напона. Напонско-деформационо стање у зони завареног споја, дакле зависи од великог броја фактора, као што су на пример: димензија и геометрија завареног споја, квалитет и стање споја, настанак потенцијално опасних микроструктура, напона течења основног материјала и шава, концентрација напона и тсл.

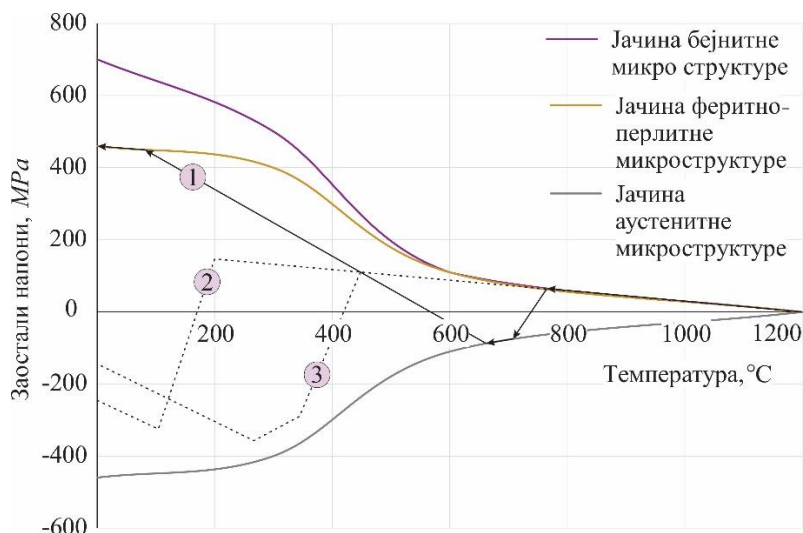
Веома важан узрок настанка заосталих напона код заваривања је процес ометеног скупљања, који се јавља када су загрејана и охлађена област у близини. Основни принцип је смањење запремине загрејане области за време хлађења у складу са коефицијентом термичког ширења и тренутне температурне разлике. При овом разматрању претпоставља се да растопљене зоне металног купатила не делују силама на суседне зоне материјала. Последице, растопљени метал шава и суседне зоне основног материјала које нису отопљене током заваривања трпе различите термичке, а услед тога и заостале напоне. Кад скупљање није ометено термички напони се потпуно уравнотежују тако да не долази до стварања заосталих напона при хлађењу до собне температуре. Метал шава пролази кроз различита стања полазећи од истопљеног, кад је потпуно растерећен напона, преко термичких затезних напона који настају при хлађењу и који понекад могу достићи напон течења основног материјала. На крају периода хлађења остају заостали затезући напони у завареном споју. Када је ниво ометеног скупљања довољно висок ови напони могу достићи напон течења основног материјала. Зоне материјала који се налазе на довољном растојању од метала шава не топе се приликом заваривања. Ове зоне основног материјала, такође, пролазе кроз термички условљена стања ометених деформација приликом промене температуре. При овом настају притисни термички напони и пластичне деформације у материјалу када напони достигну границу течења која је зависна и од температуре. Запреминско скупљање ових делова материјала доводи до затезућих термичких напона када је скупљање приликом хлађења ометено. Величина заосталих затезних напона је, у овом случају, у директној вези са деформацијама на притисак приликом загревања. Због равнотеже, уздужни заостали напони мењају знак по ширини и као последица се јавља нехомоген распоред заосталих напона по ширини плоче. До сада су

разматране само уздужне компоненте заосталих напона. Али, као последица нехомогених уздужних напона јавља се и нехомогена попречна деформација код елемената у завареном споју. Како нехомогене деформације условљавају ометање, тј. спречавање деформација долази до настанка заосталих напона у попречном правцу чак и када спољашње оптерећење не омета деформисање у попречном правцу. Међутим, величина заосталих напона у попречном правцу достиже око једне трећине вредности ових напона у уздужном правцу. Са друге стране, заостали напони у попречном правцу могу, такође, достићи напон течења материјала, на пример при вишепролазном заваривању. Обзиром да је ометање деформација обично веће при поправкама и наваривању на већ изведеним завареним конструкцијама то је у овим случајевима и већа опасност од настанка заосталих напона.

У случају дебелих плоча, јавља се знатна температурска разлика између спољашњих слојева и слојева у централној зони дебљине плоче за време хлађења. Резултујући термички заостали напони могу надмашити напон течења материјала, што условљава пластичне деформације. Ове нехомогене пластичне деформације доводе до појаве заосталих напона после хлађења. Када се занемари утицај других сродних процеса, у посматраној зони у слојевима материјала близу површине би се јавили заостали напони на притисак, док би се у централној зони јавили затежући заостали напони. Међутим, ова врста заосталих напона се јавља заједно са осталим врстама заосталих напона.

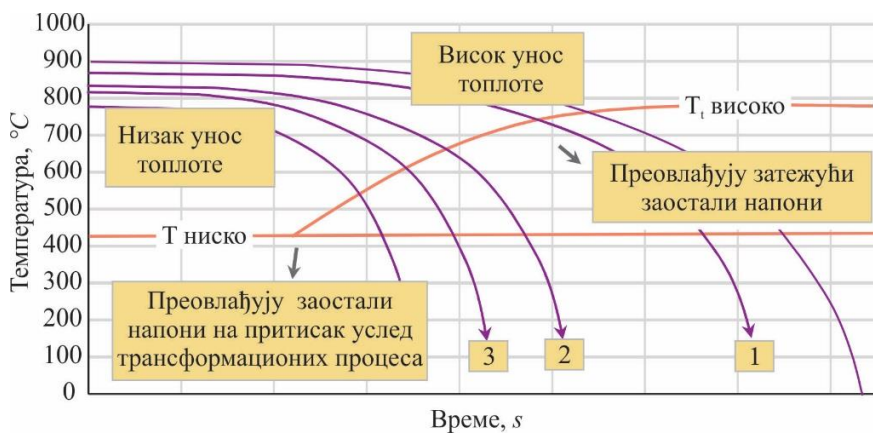
Заостали напони као последица фазних трансформација материјала за време заваривања јављају се када приликом хлађења материјала шава долази до локалних фазних трансформација које су повезане са променом запремине. Нехомогеност трансформационих процеса, што је предуслов настанка заосталих напона, последица је различитих процеса, на пример, различитог температурског поља за време заваривања, различите брзине хлађења или локална промена хемијског састава. При томе долази до микроструктурних трансформација, на пример, трансформације из аустенитне у феритну, бејнитну или мартензитну фазу што је праћено променом запремине. Као последица, логично је очекивати заостале напоне на притисак у зонама материјала са трансформисаном микроструктуром, и истовремено уравнотежавајуће затежуће заостале напоне у околним зонама. Међутим, ово није случај у пракси. Заостали напони које изазивају ометено термичко ширење и скупљање и заостали напони које изазивају трансформациони процеси делују истовремено, па карактер и величина резултујућих заосталих напона највише зависи од температурског циклуса при ком се одигравају трансформациони процеси. На слици 22 илустративно су приказани резултујући заостали напони који настају као суперпозиција заосталих напона услед ометеног ширења и скупљања са заосталим напонима услед фазних трансформација при заваривању челика. На слици 22, приказан је, у зависности од температуре и притисни или затежући напон течења за феритно-перлитну или бејнитну микроструктуру.

При хлађењу од високих температура прво настају затежући напони услед ометеног ширења и скупљања у складу са температурно зависним напоном течења аустенитне микроструктуре. Ако се фазна трансформација јави као последица пораста запремине, затежући напони се брзо смањују и напони постају притисни. Ако у трансформисаној запремини настане феритно-перлитна микроструктура максимални притисни напони су ограничени одговарајућим напонима течења при притиску за новоформирану микроструктуру (случај представљен линијом 1 на слици 22). Када настане мартензитна микроструктура, захваљујући високом напону течења могу се јавити највиши притисни напони. На крају трансформационих процеса, притисни затежући напони опадају услед непрестаног пада температуре заједно са одговарајућом контракцијом (случај представљен линијом 2 на слици 22).



Слика 22. Заостали напони као последица фазних трансформација при хлађењу завареног споја [122]

Зависно од вредности модула еластичности, крутости, коефицијента термичког ширења, и преостале температурске разлике до собне температуре настају притисни или затежући заостали напони. Настанак највећих затежућих заосталих напона логично је очекивати када се трансформациони процеси завршавају на релативно високим температурама. У овом случају, заостали напони могу достићи вредност напона течења при затезању за феритно-перлитну микроструктуру. Са дијаграма приказаног на слици 23 закључује се да што је нижа температура фазних трансформација већи је утицај трансформационих процеса на резултујуће заостале напоне. Последично, ефекти трансформационих процеса на резултујућу расподелу заосталих напона могу се очекивати код челика са високим напонима течења при високим температурама или за екстремно велике брзине хлађења.



Слика 23. Утицај уноса топлоте на трансформациону температуру и резултујуће заостале напоне [122]

У случају ниског уноса топлоте (крива 3, сл. 23) закључује се да ометено скупљање и ширење и нарочито процеси фазних трансформација доводе до смањења заосталих напона на затезање и притисак. У случају повећаног уноса топлоте (крива 1, сл. 23) одмах после фазних трансформација у загрејаном металу шава јављају се притисни напони а са хлађењем до собне температуре настају високи затежући напони у металу шаву завареног споја. Код масивних елемената заварених конструкција знатан временски период је потребан пре него што се трансформациони процеси заврше у спољашњим слојевима који се брзо хладе као и у унутрашњим слојевима који се спорије хладе. Ако заостали напони изазвани

трансформационим процесима резултују из нехомогених промена запремине које доводе до пластичних деформација, после температурске компензације заостали напони се јављају са позитивним знаком у деловима који су раније прошли кроз фазне трансформације, а са негативним знаком код делова који су трансформисани касније. У практичном случају, међутим, овај ефекат се јавља у вези са заосталим напонима од поменутог температурског градијента у правцу нормалном на осу завара. Као последица, заостали напони које узрокују фазне трансформације у слојевима близу површине су мање вредности у поређењу са напонима у централним слојевима.

Заостали напони су последица интеракције различитих процеса као што су: ометено скупљање и ширење као резултат нехомогене расподеле температуре; фазне трансформације и ефекти умиривања. Карактер ових напона и њихова величина у металу шава и зони утицаја топлоте зависи од трансформационе температуре. Такође, веома важну улогу има и локални хемијски састав материјала. Додатно, локална вредност напона течења која зависи од температуре и степен крутости конструкције имају значајну улогу. Основни процеси настанка и развоја заосталих напона у завареним машинским конструкцијама су познати. Међутим, предвиђање величине и расподеле заосталих напона у завареним машинским конструкцијама у конкретном случају је веома сложено због релативно великог броја фактора и њихове међусобне зависности.

2.5 МИКРОСТРУКТУРНО СТАЊЕ У ЗОНИ ЗАВАРЕНОГ СПОЈА

Процес очвршћавања, односно процес фазних трансформација за време температурских циклуса при заваривању је најважнији фактор који утиче на коначно микроструктурно стање материјала у зони завареног споја. Фактори који утичу на микроструктурно стање су бројни са сложеним механизмима деловања:

- процес заваривања који се базира на хемијским карактеристикама и микроструктури специфичних зона споја, његову геометрију, као и сам метод и параметре заваривања,
- хемијски састав у зони споја који резултује из хемијског састава основног и додатног материјала, хемијског састава атмосфере у којој се изводи заваривање, влажности и присуства нечистоћа у зони заваривања,
- брзина извођења заваривања и са њом у вези ниво унете количине топлоте, као и њен утицај на брзину очвршћавања, раст металних зрна и сегрегацију,
- температурски циклус заваривања и његов утицај на микроструктурно стање зоне заваривања за време и после хлађења и
- утицај хемијског састава метала шава на процесе таложења, нарочито код заваривања које се изводи из више пролаза.

При заваривању нисколегираних челика повишене јачине контрола брзине хлађења у конкретном случају (материјал, геометрија споја, поступак) изводи се контролом унете количине топлоте и поступцима предгревања. Код заварених конструкција малих дебљина, брзина хлађења је обично мала, што има позитиван утицај на механичке карактеристике зоне спојева. При коришћењу аустенитних додатних материјала, због њихове велике пластичности није потребно предгревање. Хемијски састав и микроструктурно стање зона заварених спојева представљају важне факторе којима се, поред осталог, контролише повећање тврдоће ових зона. Конвенционална аналитичка провера склоности заварених спојева ка повећању тврдоће врши се преко емпиријски развијених формула са хемијским еквивалентом угљеника као главним параметром. Релације за одређивање еквивалента угљеника су развијене за основни материјал заварених спојева. До сада, за метал шава заварених спојева због бројности и

сложености фактора ове релације нису развијене иако је хемијски састав метала шава, карактерисан преко хемијског еквивалента угљеника метала шава, пресудан.

2.6 ДЕФЕКТИ У ЗОНАМА ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА И ЊИХОВЕ КАРАКТЕРИСТИКЕ

Потенцијално најопаснији дефекти у зони заварених спојева нисколегираних челика повишене јачине су хладне прслине попречне оријентације. Неминовност присуства дефеката, тешкоће при њиховој идентификацији и одређивању њихових карактеристика и димензија условили су приступ разматрању заварених спојева који подразумева и толерише њихово присуство до одговарајућег нивоа. Величина димензија допуштених дефеката зависи како од механичких карактеристика материјала тако и од нивоа деформација које су предвиђене у експлоатацији заварене конструкције. Велики број експерименталних метода је развијен за контролу и анализу дефеката у зони заварених спојева од којих су најважније оне са неинвазивним приступом: радиографска и ултразвучна. Међутим, чак преко 50% дефеката који су присутни може остати неоткривено за време уобичајених поступака испитивања без разарања. Оријентација дефеката је од значајног утицаја на осетљивост радиографских и ултразвучних метода испитивања. Када је оријентација дефекта паралелна правцу простирања ултразвучног таласа при ултразвучном испитивању или паралелна са снопом зрачења при радиографском испитивању, овакви дефекти могу остати нерегистровани. Осетљивост ултразвучних метода испитивања значајно зависи од употребе одговарајућег типа ултразвучне сонде, њеног правилног оријентисања како би се звук правилно емитовао и рефлектовао од дефеката. При ултразвучном испитивању нарочиту пажњу потребно је посветити испитивању заварених спојева код дебелих плоча. Ултразвучна метода испитивања захтева уклањање надвишења завареног споја и поравнавање зоне испитивања. Такође, откривање дефеката у близини површине је отежано као и одређивање димензија самих дефеката, а све ово у зависности од релативне оријентације дефекта у односу на правац простирања ултразвука при испитивању. Трансверзално оријентисане грешке тешко се откривају радиографском методом испитивања без разарања. Надвишења је потребно уклонити брушењем тако да налепљења не би сакрила дефекте. У случају заварених спојева на плочама дебљине веће од око 40 *mm* није могуће откривање ових трансверзално оријентисаних прслина. Дакле, није вероватно да ће све грешке бити откривене. Важно је напоменути да се разматрање грешака односи на ниво допуштених грешака и њихове допуштене карактеристике.

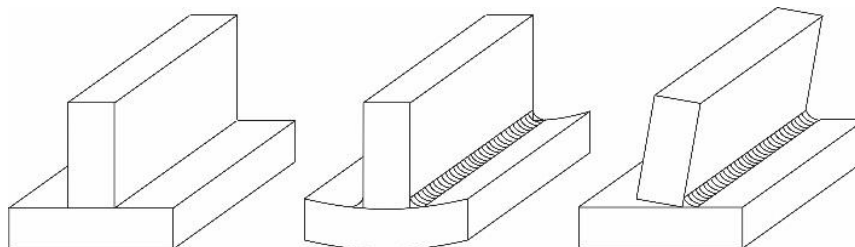
2.7 МЕТОДЕ РЕЛАКСАЦИЈЕ НАПОНСКО-ДЕФОРМАЦИОНОГ СТАЊА У ЗАВАРЕНИМ СПОЈЕВИМА

Релаксацију напонско-деформационог стања у појединим зонама заварених спојева могуће је извршити на више начина. Заостале напоне у завареним спојевима није могуће потпуно уклонити али је одређеним методама могуће знатно умањити њихов ниво. Методе релаксације заосталих напона у завареним спојевима машинских конструкција могуће је класификовати у две велике групе: механичке методе и термичке методе. Механичке методе обухватају поступке искивања, накнадно локално загревање гасним пламеном, механичко преоптерећење статичким затезањем до напона течења и вибрациони метод.

У пракси се од термичких метода за снижавање заосталих напона најчешће користи жарење. За конструкције код којих је потребно одржати димензиону стабилност погодан је вибрациони метод. Вибрациони метод представља метод излагања завареног споја

осцилаторном оптерећењу променљиве фреквенције до изједначавања фреквенције оптерећења и сопствене фреквенције завареног споја.

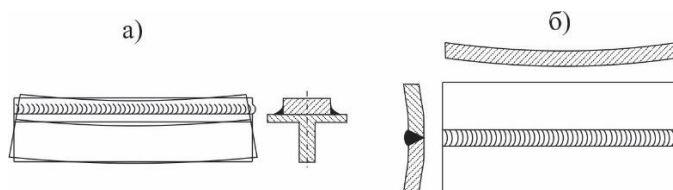
Поред заосталих напона као последица поступка заваривања јављају се и заостале деформације. Заостале деформације манифестују се у попречном и подужном скупљању које се могу компензовати додацима. Угаоне деформације јављају се код несиметричних V , U и угаоних шавова као последица неравномерног попречног скупљања.



Слика 24. Заостале деформације код угаоних заварених спојева

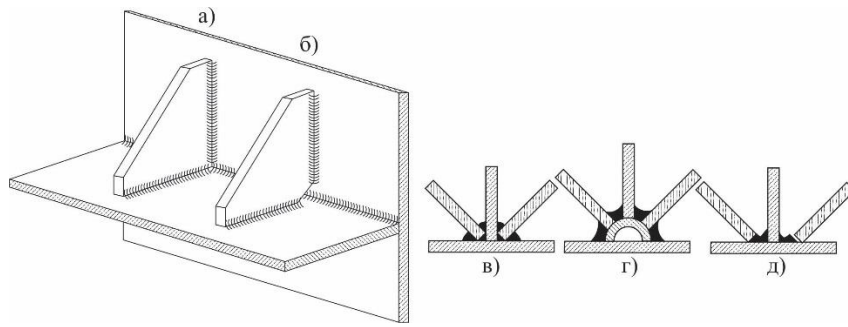
Угаоне деформације компензују се фиксирањем делова пре заваривања, супротним савијањем од очекиване деформације и накнадним исправљањем. Заостали напони и заостале деформације међусобно су повезане и њихово дејство се идентификује кроз њихове последице.

На слици 25 приказане су заостале деформације на завареним деловима: а) уздужно стезање T -носача са привареном лименом траком и б) попречно и уздужно стезање чеоно заварених лимова.

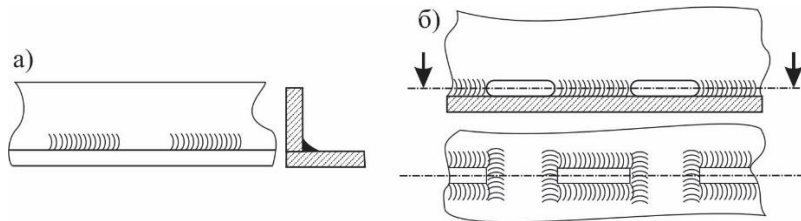


Слика 25. Заостале деформације заварених делова

Ако су делови после заваривања деформисани они не садрже заостале напоне, а у случају да делови после заваривања нису деформисани онда у њима делују заостали напони. При извођењу заварених конструкција дакле, бира се да ли да се прихвате заостали напони или заостале деформације. При коришћењу добро заварљивих материјала (висока пластичност основног материјала и зоне утицаја топлоте) тежи се добијању тачног облика и димензија, док се мања пажња посвећује заосталим напонима. У случају заваривања теже заварљивих челика који су склони закаљивању зоне утицаја топлоте мора се осигурати слободно ширење и морају се предузети и друге мере за смањење нивоа заосталих напона. Најчешће се бирају таква конструкционо-технолошка решења заварених конструкција код којих су заостали напони у допуштеним границама и прихватљиве деформације. За овакве случајеве битан фактор је и дебљина заварених делова. Код танкозидних конструкција релевантне су дозвољене деформације, док код конструкција од делова велике дебљине или велике крутости релевантан је ниво заосталих напона. Уопштено посматрано, величина заосталих напона и деформација су условљени конструкцијом, технологијом и поступком заваривања. При конструисању заварене конструкције треба бирати добро или условно заварљиве материјале, минималну потребну дебљину, најмањи број шавова уз примену одговарајућих подскопова. Пожељно је пројектовати симетричне шавове, уске жлебове и наизменично попуњавање обе стране жлеба у циљу уравнотежавања угаоних деформација (сл. 26 и сл. 27).

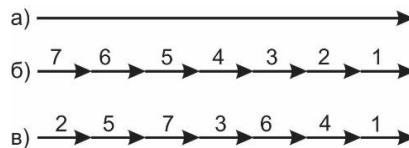


Слика 26. Конструкциона решења угаоних заварених спојева:
а) и в) - неисправно; б), г) и д) - исправно



Слика 27. Испрекидани шав: а) начин извођења неповољан за динамичка оптерећења и склон корозији;
б) бољи начин извођења шавовима са затвореном контуром

Правилно изабрана технологија извођења заваривања обухвата припрему делова, а правилно позиционирање и извођење може допринети релаксацији заосталог напонско-деформационог стања. У технолошке мере за смањење заосталих напона убраја се и правилан редослед заваривања који се бира према дужини и дебљини завареног споја, што је илустративно приказано на слици 28 [133, 134, 140, 143].



Слика 28. Распоред заваривања код дугачких шавова:

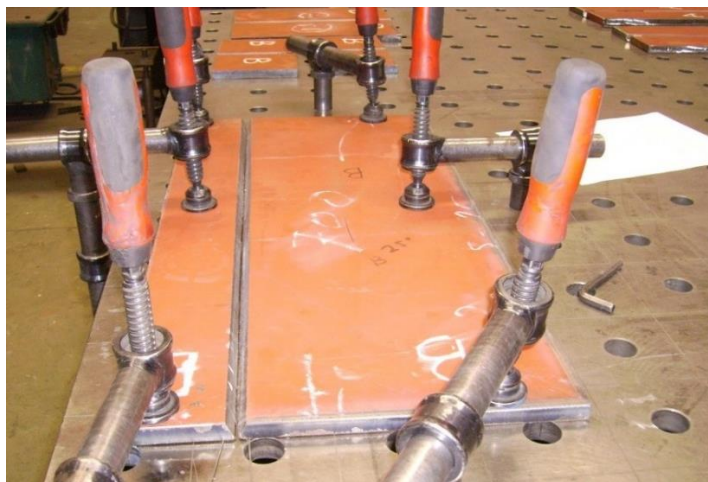
а) заваривање у једном потезу неповољно;

б) заваривање техником уназад -повољније; в) заваривање на прескок - најповољније

Настанак прслина при заваривању челика класе *S690QL*, првенствено хладних, може се умањити практичним методама при заваривању:

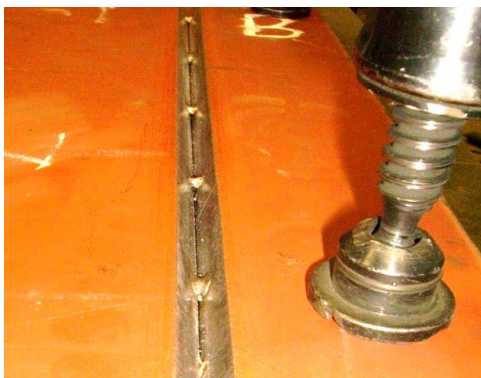
- при заваривању елемената повећане крутости препоручује се полагање додатних зава на угловима,
- у циљу избегавања додатне концентрације напона, почетак и крај заваривања не треба изводити на угловима,
- конструкцијска решења треба одредити у складу са препорукама, а заваривање на местима промене попречног пресека треба избегавати кад год је то могуће и
- позиционирање комада при заваривању треба извести према препорукама тако да закривљење компензује деформације услед заваривања.

Позиционирање плоча за заваривање пре извођења заваривања плоча током израде модела за испитивање приказано је на слици 29.



Слика 29. Позиционирање плоча од челика *S690QL* на заваривачком столу

Извођење припојних завара изводи се додатним материјалом нижих јачина и у складу са препорукама у циљу снижавања заосталих напона. Извођење припојних завара код разматраних плоча од челика класе *S690QL* дебљине 15 mm додатним материјалом ниже јачине при заваривању плоча за израду модела спојева за испитивање приказано је на слици 30.



Слика 30. Изглед припојних спојева додатним материјалом ниже јачине

2.8 ТЕХНОЛОГИЈА И ПАРАМЕТРИ ЗАВАРИВАЊА ЧЕЛИКА КЛАСЕ *S690QL*

Челици класе *S690QL* су заварљиви уобичајеним поступцима електролучног заваривања топљењем, међутим, општа заварљивост се не може претпоставити, већ се мора проверити неопходност примене додатних мера и предострожности за побољшање заварљивости, почев од избора поступака заваривања и строго контролисаног уноса топлота. Додатне мере имају за циљ спречавање настанка прелина и постизање прописаних механичких карактеристика завареног споја: јачина, повољна жилавост зоне утицаја топлоте и тсл.

За заваривање ове класе челика предност при избору поступка заваривања се даје електролучним поступцима због нижих погонских енергија заваривања, и то првенствено ручном-електролучном заваривању и електролучном заваривању у заштитним атмосферама инертних или активних гасова. Предности електролучних поступака заваривања у заштитним атмосферама су једноставније управљање процесом и већа продуктивност, јер се заваривање може аутоматизовати и тако повећати брзина заваривања, тј. продуктивност.

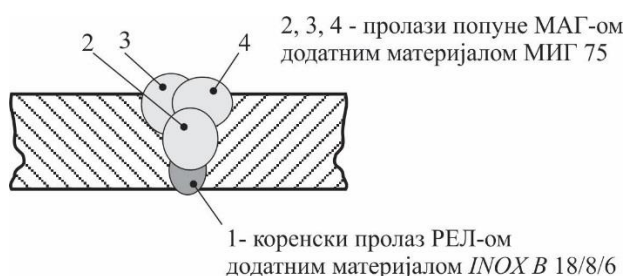
Прописивање технологије заваривања подразумева дефинисање параметара технолошког поступка заваривања којима се установљава успешно заваривање.

2.8.1 Технологија и параметри РЕЛ/МАГ варијанте заваривања

Варијанта РЕЛ/МАГ завареног споја изведена је сучеоним заваривањем плоча дебљине 15 mm од разматраног челика *WELDOX 700F* стандардне ознаке *S690QL* тако што је коренски пролаз изведен РЕЛ поступком додатним материјалом ниже јачине, док су пролази попуне изведени МАГ поступком додатним материјалом више јачине. За заваривање челичних плоча коришћени су одговарајући додатни материјали:

- коренски пролаз - електрода *INOX B 18/8/6*, поступак заваривања РЕЛ и
- пролази попуне - електродна жица *MIG 75*, поступак МАГ у заштитној атмосфери смеше гасова 82% *Ar* + 18% *CO₂* (према *EN 439*).

На слици 31 приказан је попречни пресек изведеног завареног споја, док је макрофотографија попречног пресека изведеног споја после металографске припреме, којом су карактеристичне зоне и пролази учињени видљивим, приказана на слици 32.



Слика 31. Варијанта заваривања РЕЛ/МАГ - коренски пролаз РЕЛ и пролази попуне МАГ



Слика 32. Макрофотографија попречног пресека завареног споја РЕЛ/МАГ

У табели 10 су приказане најважније хемијске и механичке карактеристике употребљених додатних материјала [22], а параметри заваривања приказани су у табели 11.

Табела 10. Хемијски састав и механичке карактеристике додатних материјала за варијанту РЕЛ/МАГ завареног споја

Тип	Хемијски састав, %						Механичке карактеристике			
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	R_m , MPa	$R_{p0,2}$, MPa	A_5 , %	KV, J
<i>INOX B 18/8/6*</i>	0,12	0,8	7	19	9	-	590 до 690	> 350	> 40	> 80 (+ 20°C)
<i>MIG 75**</i>	0,08	0,6	1,7	0,25	1,5	0,5	770 до 940	> 690	> 17	> 47 (-40°C)
<i>INOX B 18/8/6*</i>	Примењује се као међуслојна за наношење коренских завара у циљу смањивања заосталих напона, повећања пластичности и жилавости споја									
<i>MIG 75**</i>	За заваривање ситнозрних челика повишене јачине са напоном течења до 690 MPa									

*) *INOX B 18/8/6* (СЖ Фипром Јесенице, Словенија) = *E 18 8 Mn B 22 (EN 1600)*;

**) *MIG 75* (СЖ Фипром Јесенице, Словенија) = *Mn3Ni1CrMo (EN 12534)*;

Табела 11. Параметри заваривања за РЕЛ/МАГ варијанту завареног споја

Параметар	Коренски пролаз	Пролази попуне
Додатни материјал	INOX B 18/8/6; пречник електроде $\varnothing 3,25 \text{ mm}$	MIG 75; пречник електродне жице $\varnothing 1,2 \text{ mm}$
Струја заваривања, I_z	$I_{z1} \approx 120 \text{ A}$	$I_{z2}, I_{z3}, I_{z4} \approx 250 \text{ A}$
Радни напон, U_z	$U_{z1} \approx 24 \text{ V}$	$U_{z2}, U_{z3}, U_{z4} \approx 25 \text{ V}$
Брзина заваривања, v_z	$v_{z1} \approx 0,2 \text{ cm/s}$	$v_{z2}, v_{z3}, v_{z4} \approx 0,35 \text{ cm/s}$
Погонска енергија, q_l	$q_{l1} \approx 12 \text{ kJ/cm}$	$q_{l2}, q_{l3}, q_{l4} \approx 15 \text{ kJ/cm}$
Дубина уваривања, δ	$\delta_1 \approx 1,8 \text{ mm}$	$\delta_2, \delta_3, \delta_4 \approx 1,9 \text{ mm}$
Брзина додавања жице	-	8 m/min
Заштитни гас	-	Смеша гасова M21 - 82% Ar + 18% CO ₂
Проток заштитног гаса	-	14 l/min

Параметри термичке обраде за заварени спој изведен поступком РЕЛ/МАГ приказани су у табели 12.

Табела 12. Параметри термичке обраде за заварени спој изведен варијантом РЕЛ/МАГ

Температура предгревања	$T_p = 150 \text{ до } 200^\circ\text{C}$
Међуслојна температура	$T_{interpass} = 200 \text{ до } 225^\circ\text{C (max)}$
Брзина прогревања	2 до 5 min/mm дебљине плоче

Извођење коренског пролаза РЕЛ поступком и изглед завареног споја после полагања коренског пролаза приказани су на слици 33.



Слика 33. Полагање коренског пролаза РЕЛ поступком (лево) и изглед коренског пролаза после полагања (десно)

Поступак заваривања и уређај који је употребљен за заваривање МАГ поступком при извођењу пролаза попуне приказани су на слици 34.



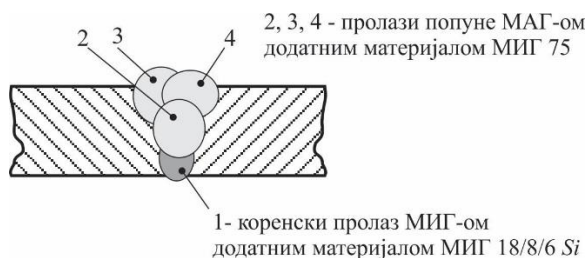
Слика 34. Уређај за заваривање и извођење пролаза попуне МАГ поступком

2.8.2 Технологија и параметри МИГ/МАГ варијанте заваривања

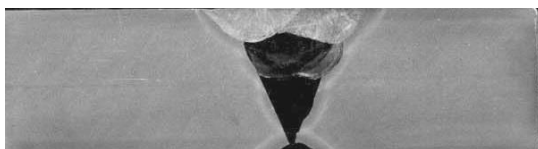
Сучеоно заваривање плоча дебљине 15 mm од разматраног челика *WELDOX 700F* класе *S690QL* варијантом МИГ/МАГ изведено је тако што је коренски пролаз изведен МИГ поступком аустенитним додатним материјалом ниже јачине, док су пролази попуне изведени МАГ поступком додатним материјалом више јачине. За заваривање челичних плоча коришћени су одговарајући додатни материјали:

- коренски пролаз - електродна жица МИГ 18/8/6 Si, поступак МИГ у заштитној атмосфери 100% Ar и
- пролази попуне - електродна жица МИГ 75, поступак МАГ у заштитној атмосфери смеше гасова 82% Ar + 18% CO₂ (према EN 439).

Схематски приказ попречног пресека изведеног завареног споја различитим поступцима различитим додатним материјалима за коренски и пролазе попуне приказан је на слици 35. Макрофотографија попречног пресека изведеног завареног споја после металографске припреме, приказана је на слици 36.

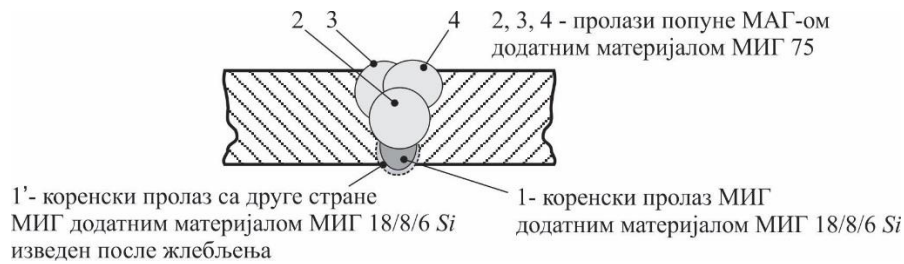


Слика 35. Варијанта заваривања МИГ/МАГ - коренски пролаз МИГ и пролази попуне МАГ



Слика 36. Макрофотографија попречног пресека споја МИГ/МАГ

После полагања коренског пролаза извршено је жлебљење коренског пролаза и поново полагање са друге стране завареног споја. Жлебљење и поновно полагање изведено је с циљем адекватног полагања коренског пролаза, односно снижавања концентрације напона коју изазива непроварен коренски пролаз код заварених спојева при вишепролазном заваривању. Поновно полагање коренског пролаза изведено је истим параметрима и додатним материјалом само са друге стране плоча које се заварују, што је схематски приказано на слици 37.



Слика 37. Схематски приказ поступка жлебљења и поновног полагања коренског пролаза

Хемијски састав и основне механичке карактеристике употребљених додатних материјала приказани су у табели 13.

Табела 13. Основне карактеристике додатних материјала за варијанту МИГ/МАГ звареног споја

Тип	Хемијски састав, %						Механичке карактеристике			
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	R_m, MPa	$R_{p0,2}, MPa$	$A_5, \%$	KV, J
MIG 18/8/6 Si*	0,08	0,80	7	18,5	9	-	560 до 660	> 380	> 35	> 40 (+ 20°C)
MIG 75**	0,08	0,6	1,7	0,25	1,5	0,5	770 до 940	> 690	> 17	> 47 (-40°C)
MIG 18/8/6 Si	Примењује се за заваривање аустенитних манганских челика са отежаном заварљивошћу. Омогућава апсорпцију високих напона услед заваривања, што је нарочито важно код заварених конструкција повишене крутости.									

*) MIG 18/8/6 Si (СЖ Фипром Јесенице, Словенија) = E 18 8 Mn B 22 (EN 1600 [29]);

**) MIG 75 (СЖ Фипром Јесенице, Словенија) = Mn3Ni1CrMo (EN 12534 [28]);

Параметри заваривања за спој РЕЛ/МАГ приказани су у табели 14.

Табела 14. Параметри заваривања за варијанту МИГ/МАГ звареног споја

Параметар	Коренски пролаз	Пролази попуне
Додатни материјал	MIG 18/8/6 Si; пречник електродне жице $\varnothing 1,2 mm$	MIG 75; пречник електродне жице $\varnothing 1,2 mm$
Струја заваривања, I_z	$I_{z1} \approx 110 A$	$I_{z2}, I_{z3}, I_{z4} \approx 250 A$
Радни напон, U_z	$U_{z1} \approx 24 V$	$U_{z2}, U_{z3}, U_{z4} \approx 25 V$
Брзина заваривања, v_z	$v_{z1} \approx 0,35 cm/s$	$v_{z2}, v_{z3}, v_{z4} \approx 0,35 cm/s$
Погонска енергија, q_l	$q_{l1} \approx 13 kJ/cm$	$q_{l2}, q_{l3}, q_{l4} \approx 15 kJ/cm$
Дубина уваривања, δ	$\delta_1 \approx 1,8 mm$	$\delta_2, \delta_3, \delta_4 \approx 1,9 mm$
Брзина додавања жице	-	8 m/min
Заштитни гас	100% Ar (M11)	Смеша (M21): 82% Ar + 18% CO ₂
Проток заштитног гаса	14 l/min	14 l/min

Параметри термичке обраде заварених спојева изведених поступком МИГ/МАГ су исти као у случају поступка РЕЛ/МАГ и приказани су у табели 12. Изглед завареног споја варијантом МИГ/МАГ и одговарајући уређај за заваривање приказани су на слици 38.



Слика 38. Заварени спој варијантом МИГ/МАГ и одговарајући уређај за заваривање

3 КОНЦЕНТРАЦИЈА НАПОНА КОД ЗАВАРЕНИХ МАШИНСКИХ КОНСТРУКЦИЈА

3.1 УВОДНА РАЗМАТРАЊА

Теоријска и експериментална анализа напонско-деформационих стања у елементима заварених машинских конструкција показује да се стварни напони и њихова расподела значајно разликују од номиналних у зонама геометријских и структурних дисконтинуитета. Зоне дисконтинуитета у елементима машинских конструкција представљају изворе концентрације напона и условљавају прераспodelу напонско-деформационог стања. У зонама око извора концентрације напона вредност напона значајно одступа од номиналне вредности док се ниво напона брзо приближава номиналном нивоу удаљавањем од ових зона. Концентрација напона, најчешће доводи до повећања стварних напона у односу на номиналне. Концентрација напона представља веома значајан фактор при разматрању напонско-деформационих стања у елементима заварених машинских конструкција. Природа спојева који су остварени заваривањем код ових конструкција изазива вишеструку концентрацију напона. Извори концентрације напона у зони заварених спојева су разнородни, што додатно усложњава напонско-деформационо стање. На основу наведених чињеница закључује се да је концентрација напона код заварених машинских конструкција веома комплексан феномен који се мора узети у обзир при њиховом пројектовању. Важност концентрације напона при пројектовању машинских конструкција препозната је од стране конструктора још крајем деветнаестог века. Најзначајнија истраживања из области концентрације напона код елемената заварених машинских конструкција спроведена су почетком двадесетог века. Развојем техника заваривања овај поступак спајања постаје доминантан и расте потреба за анализом концентрације напона код заварених машинских конструкција. Овај период развоја знања о концентрацији напона везан је искључиво за аналитичке методе решавања проблема за случајеве једноставне геометрије. Касније су за анализу концентрације напона коришћене аналитичке методе за случајеве сложеније геометрије са комплексним величинама као независно променљивим у радовима *Kolosov, Inglis, Mushkelisvili, Savin* и других [107, 108]. Аналитички добијени резултати упоређивани су са резултатима који су добијени експерименталним екстензиометарским поступком испитивања, методом мерних трака и фотоеластичном методом. Напредак у разматрању концентрације напона омогућио је развој нових експерименталних техника, развој нумеричке анализе напона, као и развој рачунара и одговарајућег софтвера за анализу и симулацију напонско-деформационих стања.

Концентрација напона, као комплексан феномен, код заварених конструкција може се посматрати из великог броја аспеката. На пример, може се посматрати локално и структурно зависно од димензионог нивоа анализе. Концентрација напона се може разматрати из аспекта природе извора концентратора напона или из аспекта конкретних фактора који утичу на њен степен. На овом месту размотриће се концентрација напона прво као равански, а касније и као просторни феномен. Природа заварених спојева условљава значајне апроксимације при аналитичком и нумеричком приступу решавања проблема концентрације напона.

3.2 КОНЦЕНТРАЦИЈА НАПОНА КАО ДВОДИМЕНЗИОНАЛНИ ПРОБЛЕМ

Заварене машинске конструкције морају се посматрати просторно, али ради анализе утицаја концентрације напона на напонско-деформационо стање полази се од једноставнијих

случајева. Такође, веома често, могуће је анализу просторних проблема свести на разматрање у равни са довољном тачношћу и без губитка општости.

Разматра се танак елемент у Oxy равни који је споља оптерећен силама у истој равни (сл. 39а) уз претпоставку да су компоненте напона у правцу осе z једнаке нули или су константне. Овакво специјално напонско-деформационо стање назива се раванским. Компоненте напона у правцима оса Декартовог координатног система σ_x , σ_y и τ_{xy} зависе од координата x и y . Када су димензије тела у правцу осе z много веће од његових осталих димензија у Oxy равни и када су силе које на њега делују управне на уздужни правац (z правац) може се узети да су деформације у правцу z осе попречног пресека ε_z , γ_{xz} и γ_{yz} једнаке нули па се овакво специјално напонско-деформационо стање назива раванско стање деформација (сл. 39б). Оба наведена напонско-деформациона стања представљају проблеме који се разматрају у равни. Диференцијалне једначине равнотеже за напоне σ_x , σ_y и τ_{xy} , узимајући у обзир и услове компатибилности померања у раванском еластичном телу дате су релацијама [96, 97]:

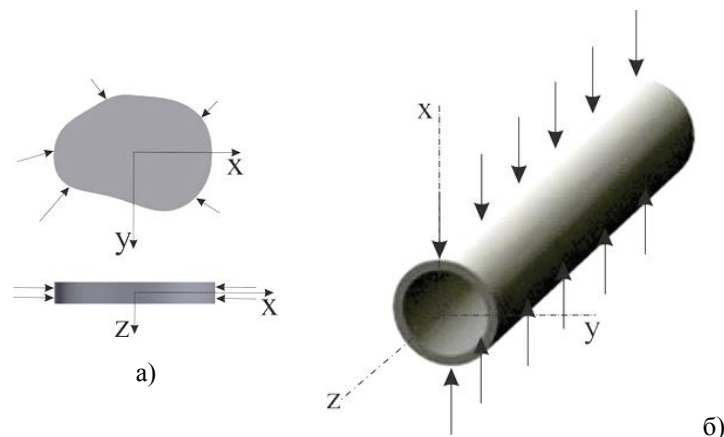
$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \bar{p}_{Vx} = 0 \quad (50)$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \bar{p}_{Vy} = 0$$

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) (\sigma_x + \sigma_y) = -f(\nu) \left(\frac{\partial \bar{p}_{Vx}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{p}_{Vy}}{\partial y} \right), \quad (51)$$

где су: \bar{p}_{Vx} , \bar{p}_{Vy} - компоненте спољашњег оптерећења по јединици запремине у правцима координатних оса x и y , и $f(\nu)$ - функција Поасоновог коефицијента која је одређена релацијом:

$$f(\nu) = \begin{cases} 1 + \nu, & \text{за раванско стање напона} \\ \frac{1}{1 - \nu}, & \text{за раванско стање деформација.} \end{cases} \quad (52)$$



Слика 39. Раванско напонско-деформационо стање:
а) раванско стање напона; б) раванско стање деформација

Услови равнотеже на површини разматраног елемента изражени су релацијама [96, 97, 116, 146]:

$$p_x = l\sigma_x + m\tau_{xy} \quad (53)$$

$$p_y = l\tau_{xy} + m\sigma_y,$$

где су: p_x, p_y - компоненте спољашњих површинских сила по јединици површине у правцима координатних оса x и y , l и m - вредности косинуса углова које са нормалом на површину граде ови правци. У случају константних запреминских сила, тј. $\frac{\partial \bar{p}_{vx}}{\partial x} = \frac{\partial \bar{p}_{vy}}{\partial y} = 0$, релација (51)

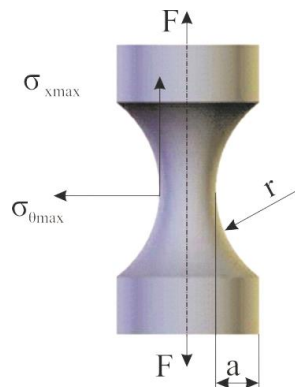
постаје:

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) (\sigma_x + \sigma_y) = 0. \quad (54)$$

Изрази (50), (53) и (54) су довољни за дефинисање дистрибуције напона код оптерећених тела у раванским проблемима када су запреминске силе константне, али приказане релације не садрже карактеристике материјала. Дакле, у случају раванских проблема када су запреминске силе константне, распоред напона је у функционалној зависности од облика посматраног тела и спољашњег оптерећења које на њега делује али не и од карактеристика материјала. Ова чињеница је омогућила развој експерименталних поступака за практично одређивање фактора концентрације напона испитивањем на моделима који су израђени од фотоеластичних материјала који се разликују од материјала разматране конструкције.

3.3 КОНЦЕНТРАЦИЈА НАПОНА КАО ПРОСТОРНИ ПРОБЛЕМ

Анализа напонско-деформационог стања у елементима заварених машинских конструкција најчешће условљава разматрање концентрације напона као просторног феномена када се не могу применити једноставне релације приказане изразима (50), (53) и (54) које важе за разматрање у равни. Фактор концентрације напона при оваквим разматрањима зависи од материјала, односно његових карактеристика. Поасонов коефицијент, као карактеристика материјала је укључен у просторне анализе концентрације напона. Утицај Поасоновог коефицијента на факторе концентрације напона варира зависно од облика и оптерећења разматраног проблема. На пример, у случају жлеба по обиму на шипки кружног попречног пресека расподела напона и коефицијент концентрације напона услед спољашњег оптерећења на увијање не зависе од Поасоновог коефицијента. Ово је последица чињенице да смицање услед торзије не мења елементарну запремину, односно попречни пресеци разматраног тела остају непромењени. Као пример високог степена утицаја Поасоновог коефицијента на фактор концентрације напона разматра се случај расподеле напона код шипке кружног попречног пресека са жлебом по обиму хиперболичног попречног пресека која је оптерећена на истезање (сл. 40) [96].



Слика 40. Напони код затегнуте шипке кружног попречног пресека са жлебом по обиму
Фактор концентрације напона у правцу уздужне осе одређен је изразом [96]:

$$K_{tx} = \frac{\sigma_{xmax}}{\sigma_{nom}} = \frac{1}{\frac{a}{r} + 2\nu C + 2} \left(\frac{a}{r} (C + \nu + 0,5) + (1 + \nu)(C + 1) \right), \quad (55)$$

док је у правцу тангенте на обимну површину шипке напон одређен изразом [96]:

$$K_{t\theta} = \frac{\sigma_{\theta max}}{\sigma_{nom}} = \frac{\frac{a}{r}}{\frac{a}{r} + 2\nu C + 2} (\nu C + 0,5), \quad (56)$$

где је r - пречник кривине дна жлеба $C = \sqrt{\left(\frac{a}{r}\right) + 1}$, а референтни напон $\sigma_{nom} = \frac{P}{\pi a^2}$. Из

израза (55) и (56) закључује се да су фактори концентрације напона у функционалној вези са Поасоновим коефицијентом као карактеристиком материјала.

3.4 ЛОКАЛНА И СТРУКТУРНА КОНЦЕНТРАЦИЈА НАПОНА

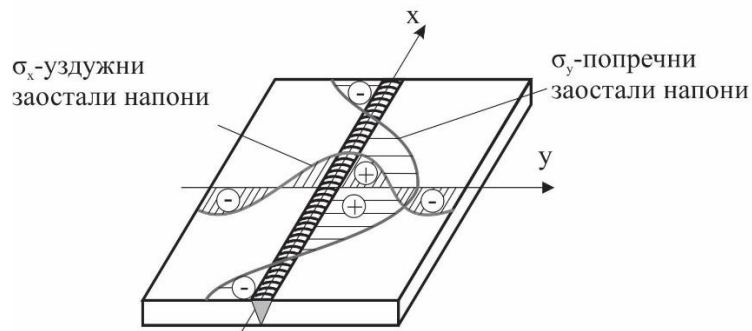
Кад су димензије концентратора напона знатно мање од димензије елемента конструкције у коме он делује онда је његов утицај обично локализован на област у његовој непосредној близини. У овом случају распоред напона у елементу конструкције, изузев ограничене области око концентратора напона остаје исти као и у случају када концентратор напона није присутан. Овакви случајеви представљају случајеве локалне концентрације напона. Најједноставнији начин решавања ових проблема је локализовање зоне у близини концентратора напона и одређивање фактора концентрације напона на основу познатих формула и зависности датих дијаграмима за једноставне случајеве са сличним обликом концентратора напона и типом оптерећења. Када се разматра напонско-деформационо стање у широј зони проблем више није локалне природе, већ је много сложенији. У случају анализе прерасподеле напонског стања у широј зони феномен концентрације напона показује сву своју сложеност и у таквим случајевима најчешће се решава применом савремених програмских пакета за структуралну анализу напона. Кад се у истој зони елемента конструкције јави концентрација напона од два или више извора реч је о вишеструкој концентрацији напона. Вишеструка концентрација напона је најчешћи вид концентрације напона који треба размотрити при пројектовању заварених машинских конструкција. Стварно напонско стање у зонама реалних елемената заварених конструкција најчешће представља суперпозицију прерасподеле напона услед деловања више разнородних концентратора напона.

3.5 КОНЦЕНТРАЦИЈА НАПОНА У ЗОНАМА ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА

Конструкциона целина коју чини машински спој настао као последица заваривања у функционалном смислу представља прелаз између заварених делова који трпи оптерећење. Површина преко које се преноси оптерећење је пресек шава и најчешће је различита у односу на димензије и облик површине пресека основног материјала, па самим тим представља извор концентрације напона. Даље, ова референтна површина попречног пресека шава преноси напоне који одговарају облику и њеном положају у односу на место деловања оптерећења. Као последица примењене технологије заваривања у металу шава и зони утицаја топлоте јављају се и заостали напони који додатно условљавају усложњавање напонског стања.

Заостали напони који се јављају као последица заваривања заједно са напонима које изазива спољашње оптерећење могу надмашити напон на граници пластичности основног материјала што доводи до трајних пластичних деформација. Пластичне деформације се

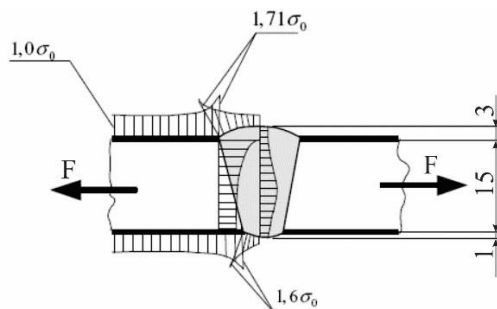
испољавају кроз промену облика и димензија. Заостали напони у појединим зонама завареног споја могу утицати и на снижавање резултујућих напона. Заостали напони у зонама заварених машинских конструкција могу се класификовати на термичке и структурне. Деформације које заостали напони изазивају могу бити еластичне, еласто-пластичне и пластичне, зависно од односа величине ових напона у односу на напон на граници еластичности основног материјала. Утицај заосталих напона и њихова величина зависе од промене температуре и фазних трансформација па се према времену трајања могу поделити на пролазне и трајне. Пролазно напонско-деформационо стање има највећи утицај на појаву прслина у завареним спојевима, нарочито топлих. После хлађења завареног споја остају трајни заостали напони који имају различите оријентације у односу на заварени спој. Заваривање и израда заварених машинских конструкција изводи се на начин којим се обезбеђује повољан степен заосталих напона. Када технолошко-конструкционим мерама није могуће остварити повољан ниво заосталих напона долази до локалних пластичних деформација које су праћене променом димензија и облика зона заварених спојева. Пример расподеле заосталих напона код завареног сучеоног V-споја после спонтаног хлађења до собне температуре приказан је на слици 41.



Слика 41. Заостали напони код завареног сучеоног V-споја

При сучеоном заваривању плоча велике дебљине, због велике крутости не долази до кривљења. Услед тога, после хлађења у средњем делу завареног споја појављују се затезни попречни напони. Ови попречни заостали затезни напони уравнотежени су попречним заосталим напонима на притисак у крајњим зонама завареног споја.

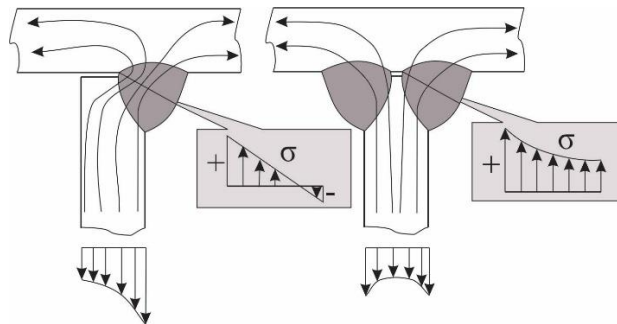
Заварени спојеви представљају јаке изворе концентрације напона и самим тим и референтна места за разматрање интегритета заварене конструкције. Одређивање напонског стања у завареним конструкцијама представља основу разматрања издржљивости заварене конструкције. Концентрација напона коју изазивају заварени спојеви представља сложен феномен који зависи од великог броја фактора (карактеристике материјала, поступак и параметри заваривања, карактер и величина оптерећења и тсл.). Пример расподеле напона код завареног сучеоног V-споја оптерећеног на затезање приказан је на слици 42.



Слика 42. Расподела напона код завареног сучеоног V-споја при затезању [37]

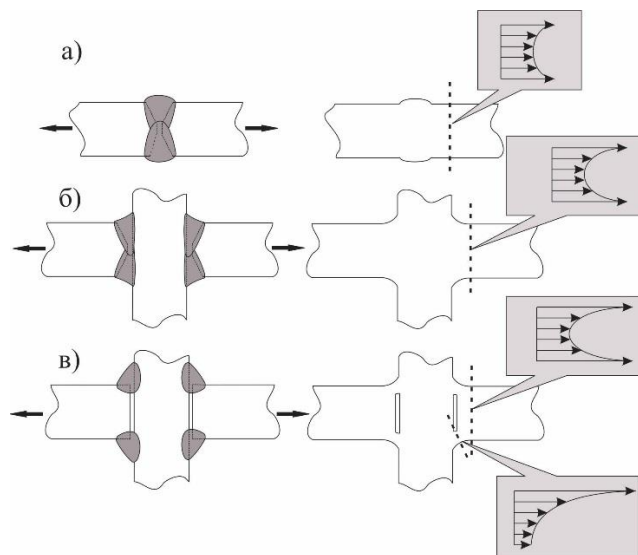
Као последица примењене технологије заваривања топљењем, прелаз између зона шави који је био у растопљеном стању и основног материјала, оштар је и представља извор концентрације напона. Како је сам заварени спој веће дебљине од основног материјала, напон у попречном пресеку у оси завареног споја нижи је од напона у пресецима који су нешто даљи од осе завареног споја (сл. 42).

На слици 43 приказана је расподела напона код угаоних заварених спојева. Разматра се један од два симетрично распоређена заварена споја који су оптерећени тако да преносе затежућу силу. Угаони заварени спој је по облику сложен и померен у односу на осе заварених делова. Посматрани пример делова који се заварују је симетричан и оптерећење је врло повољно али је расподела напона веома сложена (сл. 43). Када би приказани заварени спој био остварен само преко једног угаоног завареног споја, преношење оптерећења било би несиметрично, а концентрација напона била би знатно израженија, па овакав случај треба избегавати, случај приказан на слици 43 лево. Када би уместо затежуће силе деловао момент савијања стање напона би било знатно неповољније па би из аспекта оптерећења овај начин извођења заварених спојева требало заменити повољнијим с обзиром на врсту оптерећења.



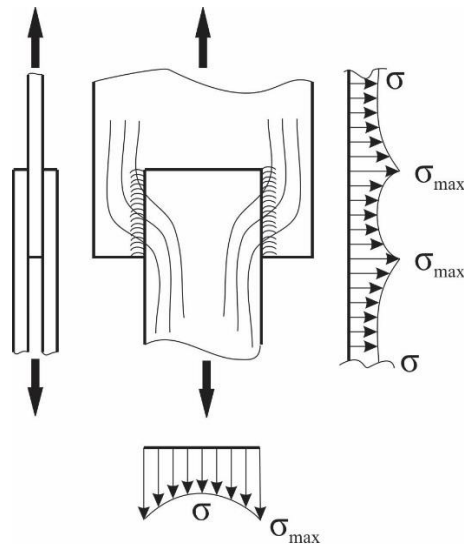
Слика 43. Расподела напона код једностраног и двостраног угаоног завареног споја [106]

Степен концентрације напона се повишава и са порастом сложености облика спојева, нарочито у случају неповољних оптерећења, као што је илустративно приказано на слици 44. На слици 44 приказани су распореди нормалних напона по попречним пресецима у зонама заварених спојева, па се закључује да је код приказаних примера концентрација напона код крстастих добро заварених спојева виша него код сучеоних, а знатно нижа него код слабо проварених крстастих спојева, односно крстастих спојева са отворима.



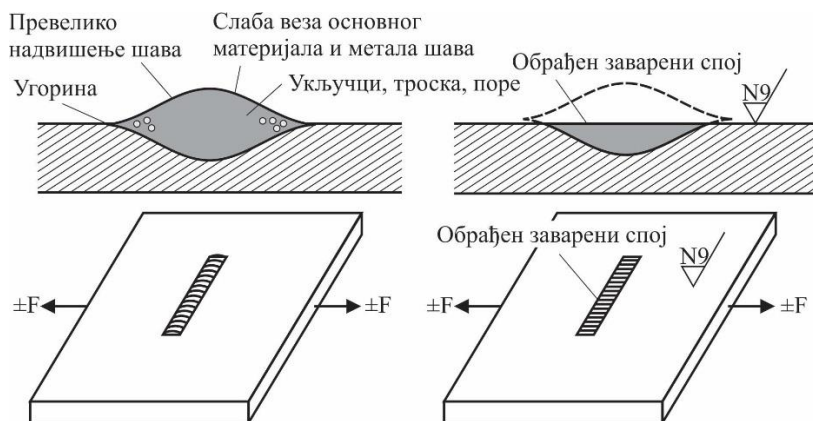
Слика 44. Расподела напона при затезању код: а) симетричног сучеоног споја; б) крстастог добро провареног споја и в) крстастог споја са отворима [90]

Концентрација напона се јавља како у попречним пресецима заварених спојева, тако и дуж заварених спојева. Ова појава нарочито је изражена код преклопних заварених спојева. На слици 45 илустративно је приказана расподела напона код преклопног завареног споја који је изложен затезању у правцу шавова. Тангенцијални напон на смицање је највећи на крајевима завареног споја. Напон у основном материјалу такође је локализован у околини централне зоне заварених спојева, док је средина растеређена. Преклопни заварени спојеви су заварени спојеви са највећом концентрацијом напона, док је најмања концентрација напона код сучеоних спојева са симетричним шавом.



Слика 45. Расподела напона код преклопних заварених спојева при затезању [105]

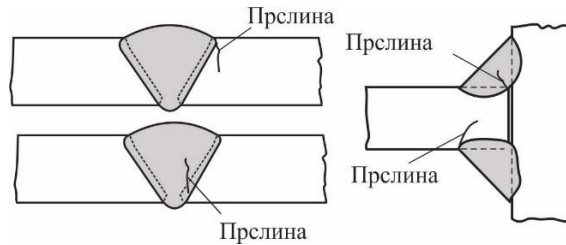
Из аспекта концентрације напона веома је важно адекватно извођење заваривања, без присуства материјалних дисонтинуитета уз обраду лица шавова чиме се снижава степен концентрације напона, нарочито код заварених конструкција које су изложене динамичким оптерећењима за време експлоатације (сл. 46). Анализе разарања која су настала на изведеним конструкцијама указује да су места разарања управо места највећих концентрација напона, места оштећене структуре материјала, односно грешке у завареним спојевима као што су микропрслине, укључци или налепљивања.



Слика 46. Места концентрације напона и разарања заварених спојева и обрада лица споја [143]

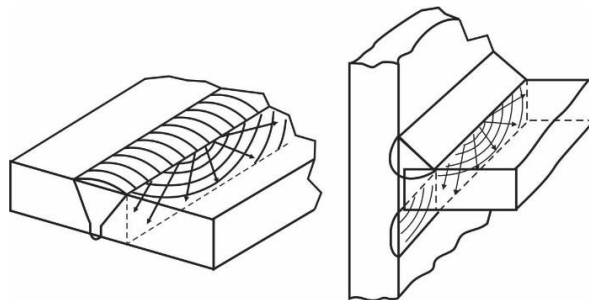
Када се грешке и други материјални дисонтинуитети као узрок разарања искључе, код сучеоних спојева, положај извора концентрације напона услед завареног споја поклапа се са зоном утицаја топлоте. У крупнозрној и кртој структури ЗУТ-а настају иницијалне прслине

које се даље услед оптерећења шире ка унутрашњим зонама завареног споја [6, 69, 89, 93]. Као што је раније напоменуто у зони прелаза између зона завареног споја која је била растопљена током заваривања и зона које нису биле растопљене постоји оштар прелаз који је јак извор локалне концентрације напона и место формирања прелина, као што је схематски приказано на слици 47.



Слика 47. Настанак и ширење прелина у сучеоним и угаоним завареним спојевима

У прилог овој чињеници говоре и правци формирања и ширења прелина разматрани у простору, што је илустративно приказано на слици 48. Прелина настаје и шири се од неког темена троугаоног профила где су напони највећи, постоји оштар прелаз који има улогу концентратора напона. У случајевима када је микроструктура зоне утицаја топлоте оштећена и постала крута, тврда и крпа концентрација напона у овој зони је још више изражена. Доминантни правци ширења прелина код разматраних типова заварених спојева означени су стрелицама на слици 48.



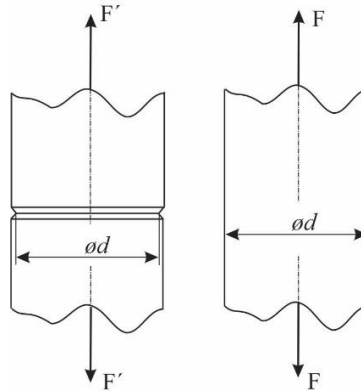
Слика 48. Ширење и простирање прелина код сучеоних и угаоних заварених спојева

3.6 ОСЕТЉИВОСТ НА ЗАРЕЗ

Као што је наведено раније у оквиру поглавља које разматра концентрацију напона код заварених машинских конструкција, теоријска разматрања фактора концентрације напона подразумевају хомогене, изотропне и идеално еластичне материјале. Овако одређени фактори концентрације напона зависе првенствено од облика и димензија елемента. Прерасподела напонског стања изазвана концентрацијом напона зависи од карактера и величине спољашњег оптерећења. Међутим, разматрање понашања заварене машинске конструкције у реалним условима захтева употребу много реалнијих математичких модела. Када спољашње оптерећење достигне одређени ниво, долази до пластичних деформација. Стварна јачина посматраног елемента заварене машинске конструкције може бити значајно различита у односу на ону одређену коришћењем теоријског фактора концентрације напона, нарочито у неким случајевима ударних и променљивих оптерећења.

Много реалније разматрање концентрације напона код заварених конструкција постиже се увођењем приступа који разматра фактор концентрације ефективног напона - K_e . Овај приступ је познат по увођењу фактора осетљивости на зарез који представља однос јачине кидања са и без зареза. Величина K_e се одређује експериментално. На пример, K_e за штап

округлог попречног пресека са жлебом по обиму који је изложен аксијалном затезном оптерећењу F' одређује се на следећи начин: припреме се узорци од разматраног материјала и то прва група узорака су штапови кружног попречног пресека са жлебом по обиму који у свом корену има пречник d , док друга група ових узорака нема овај жлеб. Експериментална испитивања затезањем до кидања се затим изводе при чему се региструју напони при кидању за обе групе узорака. За прву групу узорака напон при кидању је σ' , док је за другу групу овај напон σ (сл. 49).



Слика 49. Принцип експерименталног одређивања фактора концентрације ефективног напона

Фактор концентрације ефективног напона дефинисан је односом [17, 96, 97]:

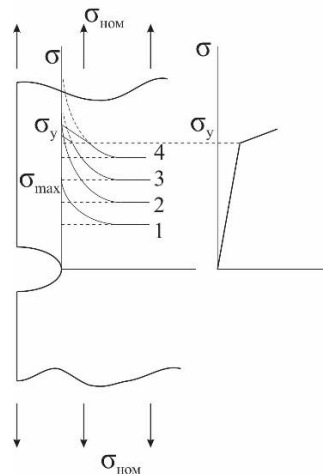
$$K_e = \frac{\sigma}{\sigma'} \quad (57)$$

Генерално посматрано, напон при кидању са зарезом је нижи од напона при кидању без зареза, односно $\sigma' < \sigma$ тако да је фактор концентрације ефективног напона - $K_e > 1$. Овако дефинисан фактор концентрације ефективног напона је у функционалној вези на само са обликом већ и са карактеристикама материјала. Неке карактеристике фактора концентрације ефективног напона K_e у условима статичких оптерећења за различите материјале ће на овом месту бити укратко описане.

Разматра се равански елемент оптерећен на затезање са зарезом у облику слова U код дуктилних материјала. Распоред напона у близини зареза код ових материјала приказан је на слици 50. Ако је максимални напон у корену зареза мањи од напона на граници течења $\sigma_{max} < \sigma_y$ расподела напона у близини зареза приказана је на слици 50, крива 1 и 2. Вредност максималног напона износи:

$$\sigma_{max} = K_t \sigma_{nom} \quad (58)$$

Када σ_{max} надмаши вредност σ_y деформације у корену зареза настављају да расту али максимални напон спорије расте. Расподела напона по попречном пресеку биће у облику који је приказан кривим линијама 3 и 4 на слици 50. У овом случају не важи израз (58). Како напон σ_{max} наставља да расте, расподела око зареза постаје равномернија и фактор концентрације ефективног напона - K_e приближава се јединици.



Слика 50. Распоред напона у зони зареза код дуктилних материјала [96]

Већина елемената заварених машинских конструкција се могу посматрати као еластична тела у уобичајеним анализама везаним за пројектовање ових конструкција. Међутим, овакво генерализовано посматрање доводи до резултата који се значајно разликују од стварног напонско-деформационог стања у зонама заварених спојева. Најчешће, код заварених машинских конструкција са порастом нивоа спољашњег оптерећења, напонско-деформационо стање мења свој карактер све до настанка лома. Фактор концентрације ефективног напона - K_e се код заварених машинских конструкција, нарочито при разматрању зона заварених спојева значајно разликује од одговарајућег теоријског фактора концентрације напона - K_t .

У случају изразито кртог понашања зона заварених спојева долази до много већег степена концентрације напона у односу на очекиван степен концентрације напона с обзиром на геометрију дисконтинуитета. У овом случају коришћење фактора концентрације напона K_t доводи до значајних грешака и очекивано је да се фактор K_e приближава јединици, с обзиром да концентратор напона има мањи утицај на јачину посматраног елемента конструкције од нехомогености самог материјала разматране зоне завареног споја (укључи, прслине и тсл.).

На основу претходно наведена три случаја може се закључити да фактор концентрације ефективног напона зависи од карактеристика материјала и природе спољашњег оптерећења као и геометрије концентратора напона. Такође, закључује се да је $1 \leq K_e \leq K_t$. Максимални напон при кидању може се одредити као:

$$\sigma_{max} = K_e \sigma_{nom} \quad (59)$$

Концепт осетљивости на зарез при разматрању концентрације напона установљен је у циљу одређивања односа између фактора концентрације ефективног напона - K_e и теоријског фактора концентрације напона - K_t , [96, 97]:

$$q = \frac{K_e - 1}{K_t - 1}, \quad (60)$$

односно:

$$K_e = q(K_t - 1) + 1. \quad (61)$$

Уношењем израза (61) у израз (59) добија се:

$$\sigma_{max} = (q(K_t - 1) + 1) \sigma_{nom}. \quad (62)$$

Када је $q = 0$, онда је $K_e = 1$, значи да концентрација напона утиче на чврстоћу. У другом граничном случају, када је $q = 1$, онда је $K_e = K_t$, потребно је користити теоријски фактор концентрације напона. Осетљивост на зарез је мера сагласности између фактора K_e и K_t . Приступ разматрања фактора концентрације ефективног напона примарно се користи у пројектовању заварених машинских конструкција које су изложене заморном оптерећењу, међутим, све више се користи и при пројектовању заварених машинских конструкција које су изложене статичким оптерећењима због осетљивости ових конструкција на концентрацију напона. У случају заморних оптерећења, у изразу (57), потребно је заменити фактор K_e са K_f или K_{fs} који се дефинишу као [96, 97]:

$$K_f = \frac{\text{заморна издржљивост без концентратора напона}}{\text{заморна издржљивост са концентратором напона}} = \frac{\sigma_f}{\sigma_{vf}} (\text{аксијално оптерећење или савијање}) \quad (63)$$

$$K_{fs} = \frac{\text{заморна издржљивост без концентратора напона}}{\text{заморна издржљивост са концентратором напона}} = \frac{\tau_f}{\tau_{vf}} (\text{смицајни напон}) \quad (64)$$

Фактор K_f је фактор зареза при заморном оптерећењу у случају нормалних напона, и K_{fs} је фактор зареза при оптерећењу на замор у случају смицајних напона, на пример у случају торзионих оптерећења. За овакав карактер спољашњег оптерећења, фактор осетљивости на зарез дефинише се као [96, 97]:

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1}, \quad (65)$$

односно, у случају смицајних напона:

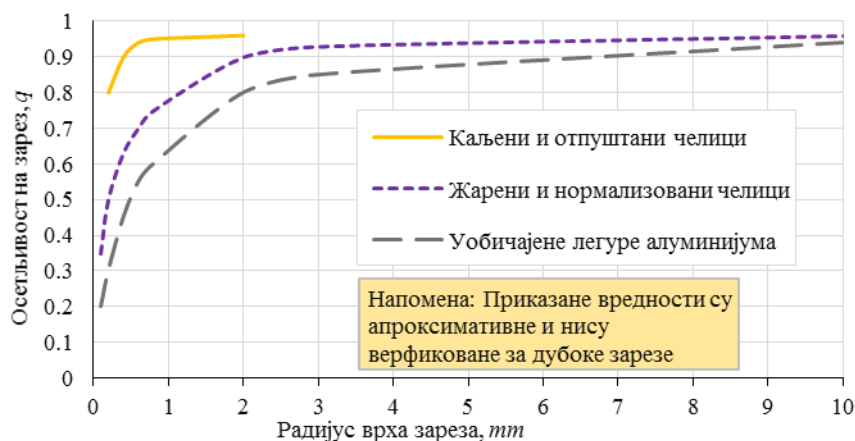
$$q = \frac{K_{fs} - 1}{K_{ts} - 1}. \quad (66)$$

И код разматрања конструкција изложених оптерећењу на замор вредност фактора осетљивости на зарез q варира од $q = 0$ у случају да нема ефекта зареза ($K_f = 1$) до $q = 1$ у случају пуног теоријског ефекта концентрације напона ($K_f = K_t$). Изрази (65) и (66) могу се написати у облику који су погоднији за употребу при пројектовању и конструисању заварених машинских конструкција:

$$K_{tf} = q(K_t - 1) + 1 \quad (67)$$

$$K_{tsf} = q(K_{ts} - 1) + 1, \quad (68)$$

где је: K_{tf} - фактор осетљивости на зарез при оптерећењу на замор у случају нормалних напона одређен на основу средње вредности q из зависности које су дијаграмима приказане на слици 51, док је K_{tsf} - фактор осетљивости на зарез при оптерећењу на замор у случају смицајних напона.



Слика 51. Осетљивост материјала на зарез при заморном оптерећењу [96]

Ако при пројектовању конструкције нису доступне информације о вредности осетљивости на зарез q , као што је то случај са новоразвијеним материјалима препоручује се коришћење вредности теоријских фактора концентрације напона K_t и K_{ts} . Треба напоменути да, када се фактор концентрације напона уопште не узима у обзир при конструисању, грешка остаје у границама сигурности ($K_f = K_t$ у изразу (67)).

При одређивању теоријског фактора концентрације напона - K_f код геометријски сличних елемената, постоји тенденција да овај фактор опада са смањењем димензија [17, 96, 97]. Ова чињеница је један од разлога због кога није могуће установити релевантне компаративне вредности q за различите материјале на основу стандардизованих испитивања на моделима. Како на дистрибуцију напона значајније утиче радијус врха зареза од других геометријских карактеристика рационалније је приказивати везу вредности q од радијуса врха зареза r , пре него везу вредности q од пречника d [96]. Зависност вредности q од радијуса врха зареза r за употребу у конструисању приказана је на слици 51. при заморном оптерећењу. Приказане вредности не важе за случајеве код којих дубина зареза прелази четвртину величине пречника на посматраном месту.

Фактор осетљивости на зарез када се пречник врха зареза приближава нули још увек није детаљно расветљен. Генерализовано посматрање када се сматра да мали отвори и плитки зарези не утичу на смањење носивости с обзиром на теоријску концентрацију напона доводи до погрешних резултата нарочито код заварених машинских конструкција од нисколегираних челика повишене јачине. У ствари, у случају челика ниских затезних чврстоћа ефекти малих отвора и плитких зареза су минимални, док у случају заварених конструкција од микролегираних челика повишене јачине ефекти малих отвора и плитких зареза су много значајнији, нарочито када се ови налазе у зонама заварених спојева.

У литератури постоји више израза који дефинишу зависност вредности фактора осетљивости на зарез q од радијуса врха зареза - r јер се ове формуле користе у програмима за компјутерски подржано конструисање. Настанак лома није реално очекивати на самој површини разматраног елемента. Израз за теоријски фактор концентрације напона - K_f развијен је на основу лома који настаје испод површине разматраног елемента [96, 97]. На основу израза за K_f одређене су зависности вредности q од радијуса врха зареза - r . Међутим, треба имати на уму да су све вредности приказаних величина оријентационог карактера, али да задовољавају генералне критеријуме при пројектовању заварених машинских конструкција. За дефинисање зависности која је илустративно приказана на слици 51. коришћен је следећи једноставан израз [96, 97]:

$$q = \frac{1}{1 + \frac{\alpha}{r}}, \quad (69)$$

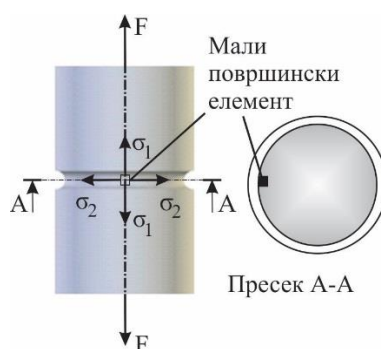
где су: α - константа материјала и r - радијус врха зареза.

Вредности приказане на слици 51 одређене су на основу вредности $\alpha = 0,0025$ за каљене челике, $\alpha = 0,01$ за нормализоване челике и $\alpha = 0,02$ за алуминијумске лимове и меке челике. У литератури се такође могу наћи приближне вредности константе α у зависности од затезне јачине челика које су оријентационог карактера и могу се применити при пројектовању заварених машинских конструкција од микролегираних челика повишене јачине јер најчешће задовољавају генералне услове. Једино експерименталним испитивањем на моделима могуће је тачније одредити вредности ове константе за микролегиране челике повишене јачине.

4 ТЕОРИЈЕ НОСИВОСТИ И ЛОМА

4.1 УВОДНА РАЗМАТРАЊА

Када је конструкциони задатак при пројектовању заварене машинске конструкције могуће свести на раванско разматрање, тада је за анализу носивости и лома довољно ограничено посматрање комплексног напонско-деформационог стања. Међутим, чак и за једноставне случајеве оптерећења по једном правцу резултујуће напонско-деформационо стање у зонама заварених конструкција је сложено. С друге стране, на пример, у случају анализе напонско-деформационог стања дела посуда под притиском довољно је раванско посматрање проблема везано за затезање по две осе у равни. Из аспекта концентрације напона, треба напоменути да чак и једноставна оптерећења као што ја аксијално затезање доводе до раванског стања напона као на пример код шипке кружног попречног пресека са жлебом по обиму. Аксијално оптерећење доводи до напонско-деформационог стања које се огледа у аксијалном затезању и притиску у радијалном правцу у површинском елементу жлеба (сл. 52).



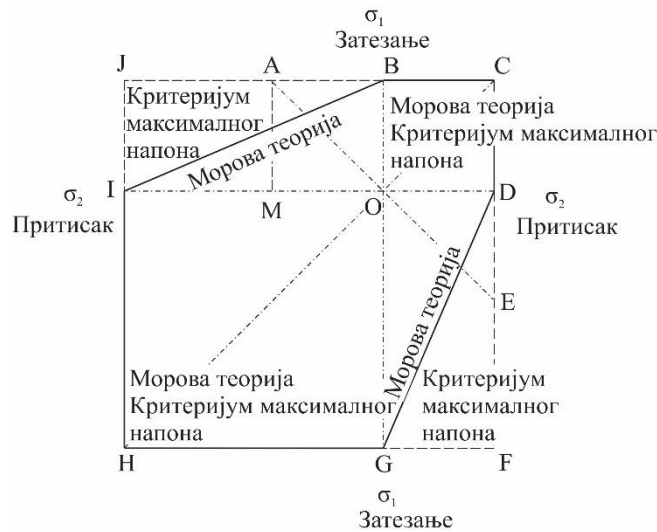
Слика 52. Напони код затегнуте шипке кружног попречног пресека са U-жлебом по обиму

До сада је развијен велики број теорија за анализу напонско-деформационих стања, али овде ће бити приказане само оне које имају практичан теоријски значај при пројектовању заварених машинских конструкција. Критеријуми за анализу напонско-деформационих стања код заварених машинских конструкција представљају основ дефинисања граничних стања ових конструкција. Критеријуми лома су првенствено развијени у односу на понашање материјала при оптерећивању и користе се при дефинисању излазних величина компјутерских програма за нумеричку симулацију машинских конструкција. С обзиром на различит карактер понашања материјала као и на зависност карактера понашања од конкретних услова није могуће утврдити генерални критеријум лома. Избор критеријума лома зависи од конкретног случаја, првенствено од карактеристике материјала и спољашњег оптерећења. За крте материјале развијени су критеријум максималног напона и Морова теорија, а за дуктилне материјале теорија максималног смицајног напона и критеријум Мизеса. Код наведених теорија подразумева се да су механичке карактеристике материјала познате. Такође, наведене теорије напонско стање у свакој тачки оптерећеног тела карактеришу преко главних напона.

4.1 КРИТЕРИЈУМ МАКСИМАЛНОГ НОРМАЛНОГ НАПОНА

Критеријум максималног напона или како се у литератури још често назива и Ранкинов критеријум дефинише да лом услед сложеног напонског стања настаје када главни затезући напон надмаши вредност затезне чврстоће материјала или када главни притисни напони надмаше чврстоћу материјала на притисак [6, 37, 146]. Код кртих материјала чврстоћа на

притисак је знатно већа од чврстоће на затезање. На слици 53 приказан је критеријум лома према максималном нормалном напону код кртих материјала у равни.

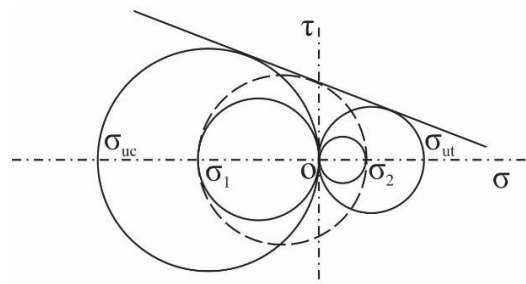


Слика 53. Критеријуми лома код кртих материјала у равни [146]

На слици 53 приказан је критеријум максималног нормалног напона у равни правоугаоником $CFHJ$, где су са σ_1 и σ_2 приказани главни напони, док је трећи главни напон једнак нули ($\sigma_3 = 0$). Затезна јачина материјала при аксијалном затезању је приказана са OB . Треба напоменути да према критеријуму максималног напона деловање напона σ_2 под одређеним углом не утиче на чврстоћу разматраног оптерећеног елемента. При торзионом оптерећењу у попречном пресеку јављају се само напони смицања ($\sigma_x = \sigma_y = 0, \tau_{xy} = \tau$), док су главни напони $\sigma_1 = -\sigma_2 = \tau$ приказани линијом AOE . Како су главни напони једнаки по вредности спољашњем смицајном напону то би по критеријуму максималног напона њихове величине при торзији и затезању биле једнаке.

4.2 МОРОВА ТЕОРИЈА ЛОМА КРТИХ МАТЕРИЈАЛА

Критеријум лома према Моровој теорији (*Christian Otto Mohr, 1835 - 1918*) илустративно је приказан на слици 54. Овај критеријум се у литератури још назива и критеријум унутрашњег трења [6, 37, 146]. На слици 54 чврстоће материјала при затезању и притиску приказане су круговима различитих пречника. Напонско стање за које Моров круг напона додирује заједничку тангенту ових кругова представља Моров критеријум лома материјала. Моров круг напона пречника $\sigma_1 - \sigma_2$ приказан је испрекиданом линијом. Чврстоће материјала при затезању и притиску обележене су са σ_{uc} и σ_{ut} .

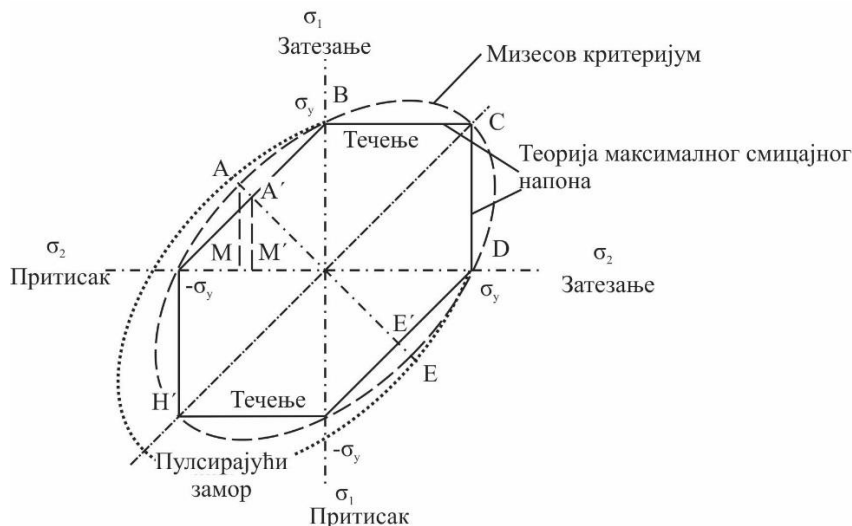


Слика 54. Морова теорија лома кртих материјала [6]

На основу вредности главних напона при разматрању према критеријуму лома и Моровој теорији могу настати следећи случајеви:

- за $\sigma_1 \geq 0$ и $\sigma_2 \geq 0$, разматрање је везано за први квадрант и када је $\sigma_1 \geq \sigma_2$ онда лом настаје када је $\sigma_1 \geq \sigma_{ut}$;
- када је $\sigma_1 \geq 0$ и $\sigma_2 < 0$, разматрање се односи на други квадрант и тада је критеријум лома по Моровој теорији дат изразом $\frac{\sigma_1}{\sigma_{ut}} - \frac{\sigma_2}{\sigma_{uc}} = 1$;
- за $\sigma_1 < 0$ и $\sigma_2 < 0$, разматрање се своди на трећи квадрант и тада према Моровој теорији лом настаје када је $\sigma_2 = -\sigma_{uc}$ и
- када је $\sigma_1 < 0$ и $\sigma_2 \geq 0$, разматрање се односи на четврти квадрант па је критеријум лома дефинисан као $-\frac{\sigma_1}{\sigma_{uc}} + \frac{\sigma_2}{\sigma_{ut}} = 1$.

Као што ће бити касније објашњено овај критеријум је сличан критеријуму максималног смицајног напона, изузев у случају несиметричних проблема (сл. 55).



Слика 55. Просторни услови за критеријуме лома код дуктилних материјала [6]

Експериментална испитивања понашања кртих материјала показују бољу сагласност са критеријумом максималног напона док други фаворизују Морову теорију. Критеријум максималног напона и критеријум лома према Моровој теорији дају исте резултате за случајеве оптерећења приказане у првом и трећем квадранту. У случају торзионог оптерећења ($\sigma_2 = -\sigma_1$), Моров критеријум даје резултате који задовољавају критеријуме сигурности, с обзиром да се као гранична вредност смицајног напона - τ_u користи услов приказан линијом $M'A'$ уместо линијом MA . Са слике 55 може се закључити да је:

$$\tau_u = \frac{\sigma_{ut}}{1 + \left(\frac{\sigma_{ut}}{\sigma_{uc}}\right)} \quad (70)$$

4.3 КРИТЕРИЈУМ МАКСИМАЛНОГ СМИЦАЈНОГ НАПОНА

Критеријум максималног смицајног напона, у литератури је познат као *Tresca - Gassen* критеријум и установљен је као критеријум течења или лома у случају статичких оптерећења, али се може применити и за заморни лом који се јавља код дуктилних материјала услед максималног смицајног напона. По теорији максималног смицајног напона, отказ настаје када максимални смицајни напон надмаши вредност дозвољеног максималног смицајног напона у случају једноосног оптерећења [6, 146]. На слици 55 критеријум максималног смицајног напона илустративно је представљен шестоугаоним обликом. За главне напоне σ_1 , σ_2 и σ_3 , максимални смицајни напони одређени су релацијама [146]:

$$\tau_3 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}, \tau_2 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}, \tau_1 = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}. \quad (71)$$

Стварни максимални смицајни напон је одређен максималном вредношћу израза (71). Вредност смицајног напона која изазива лом у случају једноставног оптерећења на затезање је $\frac{\sigma}{2}$, где је σ вредност затезног напона који изазива лом. Ако се претпостави да лом настаје услед заморног оптерећења, за граничну вредност напона узима се затезна јачина материјала σ_f за случај променљивог аксијалног оптерећења на притисак и затезање. У овом случају раванског оптерећења $\sigma_3 = 0$ и претпоставља се да је напон σ_1 већи од напона σ_2 с обзиром да су оба затезни напони. У овом случају, према критеријуму максималног смицајног напона лом настаје када је $\frac{\sigma_1 - 0}{2} = \frac{\sigma_f}{2}$ односно када је $\sigma_1 = \sigma_f$. Разматрани случај налази се у првом квадранту приказаном на слици 55, с тим да је, с обзиром на карактер оптерећења, уместо σ_f приказано σ_y . Међутим, за случајеве који се налазе у другом и четвртном квадранту, када су оптерећења у два правца супротног знака, ситуација је другачија. За $\sigma_2 = -\sigma_1$, што је приказано линијом АЕ на слици 55, лом настаје према теорији максималног смицајног напона када је $\frac{\sigma_1 - (-\sigma_1)}{2} = \frac{\sigma_f}{2}$, односно $\sigma_1 = \frac{\sigma_f}{2}$. Овај случај је на слици 55 приказан са $M'A' = OB / 2$. У случају торзионог оптерећења према овом критеријуму је $\sigma_2 = -\sigma_1 = \tau$, односно:

$$\tau_f = \frac{\sigma_f}{2}. \quad (72)$$

Вредност одређена према релацији (72) је половина вредности која се добија према критеријуму максималног напона [146].

4.4 МИЗЕСОВ КРИТЕРИЈУМ

Критеријум лома који је предложио Рихард вон Мизес (*Richard von Mises*) 1913. године је критеријум лома услед течења материјала и дефинисан је релацијом:

$$\sigma_y = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2}}, \quad (73)$$

где је: σ_y - напон течења при оптерећењу у једном правцу. У случају динамичких оптерећења која изазивају замор материјала, овај напон треба заменити одговарајућим напоном σ_f [6, 37,

146]. Вредност на левој страни једнакости (73) често се означава и као еквивалентни напон - σ_{eq} и приказује се као излазна величина софтвера за нумеричку анализу напонско-деформационог стања, тј.:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2}}. \quad (74)$$

Ова теорија у литератури позната је и као *Maxwell-Huber-Hencky-von Mises* теорија, или теорија максималне енергије разарања. По овом критеријуму лом се јавља када максимална енергија разарања надмаши вредност енергије лома при затезању. У случају када је $\sigma_3 = 0$ једнакост (74) постаје:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2}. \quad (75)$$

Однос вредности напона приказан је елипсастом испрекиданом линијом на слици 55. За разлику од шестостране фигуре ова линија на свом путу нема дисконтинуитета који у физичком смислу нису реални. Разматрања која су приказали *Sachs, Cox* и *Sopwith* су показала да код материјала чије се понашање може карактерисати статистички као скуп случајно оријентисаних кристала постоји добро слагање са критеријумом лома који је дефинисан релацијом (73) [6, 96, 97, 146].

У случају торзионог оптерећења када је $\sigma_2 = -\sigma_1 = \tau_y$, критеријум лома по Мизесу постаје:

$$\tau_y = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} = 0,577\sigma_y, \quad (76)$$

где је: τ_y - напон течења при оптерећењу на увијање, што је на слици 55 приказано са $MA = 0,577 OB$. Критеријуми лома приказани на слици 53 и слици 55 поклапају се у тачки *C* која репрезентује оптерећење на затезање, али се разликују дуж правца *AE* којим је представљен случај оптерећења на притисак и затезање са једнаким апсолутним вредностима.

Експериментална испитивања течења код дуктилних материјала показала су да су резултати добијени применом критеријума лома по Мизесу у задовољавајућој сагласности у случају раванских услова. Показано је (*Prager* и *Hodge*, 1951 [96, 97]), такође, да иако се потпуно слагање може сматрати случајним, критеријум лома по Мизесу ће и даље бити од практичне важности с обзиром на своју математичку једноставност чак и када је сагласност са експериментално добијеним резултатима слаба.

Постоје докази (*Peterson*, 1974; *Nisihara* и *Kojima*, 1939 [96, 97]) да за дуктилне материјале критеријум Мизеса даје задовољавајуће резултате у горњој половини елипсе (*ABCDE*) на слици 55. за потпуно променљив или пулсирајући карактер циклуса затезног оптерећења. Резултати експерименталних испитивања са оптерећењем променљивог карактера су у бољој сагласности са критеријумом лома по Мизесу у односу на сагласност са критеријумом максималног смицајног напона. Када се при разматрању течења материјала примени Мизесов критеријум (сл. 55) тада је максимални смицајни напон представљен испрекиданом елипсастом линијом која је симетрична у односу на праву *AE*. С обзиром на област испод *AE*, стање притисних напона, постоје докази да за случај пулсирајућег оптерећења на притисак (оптерећење на притисак се мења од нуле до максималне вредности) ова област која репрезентује пулсирајуће оптерећење на притисак се значајно повећава (*Newmark et al.*, 1951, *Nisihara* и *Kojima*, 1939, *Ros* и *Eichinger*, 1950 [96, 97]).

У пракси, елемент заварене машинске конструкције је изложен истовременом деловању више типова и врста оптерећења, уместо једној врсти оптерећења како је то до сада приказано.

У овом случају потребно је анализирати напонско стање за свако оптерећење посебно, а онда анализирати резултујуће напоне. Како суперпозиција претпоставља линеарну везу између оптерећења и резултујућег одговора посматраног елемента конструкције најчешће је потребно да максимални напон буде мањи од напона на граници еластичности материјала. Одговор разматраног елемента конструкције и овако одређено резултујуће напонско стање су у линеарној вези код великог броја машинских конструкција које раде у еластичној области.

5 АНАЛИЗА КОНСТРУКЦИОНОГ РЕШЕЊА И ДИЗАЈНА ЕЛЕМЕНАТА ЗАВАРЕНИХ КОНСТРУКЦИЈА

5.1 УВОД

Развој рачунара и софтверских пакета довео је до наглог развоја анализе напонско-деформационих стања у завареним машинским конструкцијама сложених геометријских облика и при комплексним експлоатационим условима. Анализа конструкција применом савремених рачунарских метода су данас широко распрострањене, захваљујући развоју алгоритама за ову анализу. Најбоље развијен и проучен али и најфлексибилнији рачунарски метод за анализу понашања машинских конструкција је метод заснован на примени нумеричких метода: коначних елемената и метода коначних разлика. Анализа концентрације напона и дизајна заварених машинских конструкција обавља се с циљем конструкционог обезбеђивања релаксације напонско-деформационог стања. Универзалност и ефикасност методе коначних елемената омогућује анализу конструкција сложених геометријских облика и функционалних захтева, што је најчешћи случај у пракси. Високоефикасни софтверски пакети за решавање проблема у еластичној области укључујући и анализу концентрације напона, развијени су на основу алгоритама применом методе коначних елемената. Ради ефикасног генерисања великог броја података и информација, њихове обраде и оцене развијени су софтверски пакети који обухватају процедуре за пред-и пост-процесуирање и који су кориснички оријентисани са графичким корисничким окружењем.

Примена методе коначних елемената постала је незаобилазна у анализи машинских конструкција. Ова метода примењује се у механици деформабилних тела при решавању статичких и динамичких проблема и за решавање општих проблема поља. Приказана анализа на основу примене методе коначних елемената је оријентационог карактера, па се релевантни резултати могу добити једино правилним избором прорачунског модела и правилним избором коначних елемената, што је могуће једино разумевањем физичког понашања заварене конструкције која се анализира, познавањем теоријске основе методе коначних елемената, а тиме и ограничења примене ове методе. Овако добијени резултати морају бити критички анализирани јер може доћи до погрешне оцене напонско-деформационог стања чиме се још у фази пројектовања може угрозити чврстоћа и стабилност заварених машинских конструкција.

5.2 ОСНОВНЕ РЕЛАЦИЈЕ

Из аспекта дизајна, нумеричка симулација понашања конструкције у експлоатационим условима омогућава да се добију релевантни закључци о методама којима је могуће оптимизацијом дизајна унапредити конструкционо решење, тј. на пример повећати носивост, релаксирати напонско-деформационо стање, побољшати функционалност и поузданост заварене конструкције. Напонско-деформациона анализа на основу нумеричког модела заварене конструкције из аспекта дизајна спроводи се у односу на зависност на промену дизајна. Циљеви промена дизајна се могу поставити у смислу смањења концентрације напона и релаксације напонско-деформационог стања при експлоатационим условима, односно у смислу идентификације оптималног решења конструкције. Овај класични задатак у процесу дизајна може се дефинисати као одређивање облика конструкције тако да напони не надмаше одређену вредност или тако да се смање критичне вредности напона. Овај проблем дизајна се може формулисати и као проблем оптимизације конструкције с обзиром на ограничења у погледу понашања и одговора заварених конструкција на оптерећење. Параметри дизајна су

за време овог процеса променљиве величине које се мењају у циљу решавања анализираних проблема. Функције циља при разматрању проблема структурне оптимизације могу бити функције које дефинишу напонско-деформационо стање, носивост, концентрацију напона, масу, облик и димензије у зависности од потребних функционалних карактеристика. Проблем структурне оптимизације конструкције може се дефинисати преко следећих релација [1, 96, 97]:

$$\begin{array}{ll}
 \text{Функције циља -} & \text{напонско-деформационо стање, носивост,} \\
 & \text{концентрација напона и тсл.,} \\
 \text{у односу -} & D^T E D u + \bar{p}_v = 0, \\
 \text{ограничења неједнакости -} & g(u, b) \leq 0, \\
 \text{ограничења једнакости} & h(b) = 0 \text{ и} \\
 \text{спољашња ограничења} & b^l \leq b \leq b^u.
 \end{array} \tag{77}$$

Функције $g = [g_i]^T, i = 1, \dots, n_g$ представљају одговоре заварене конструкције на оптерећење, као што су напони или померања. Функције $h = [h_i]^T, i = 1, \dots, n_h$ представљају ограничавајуће услове који, такође, могу бити одговори конструкције или ограничења параметара дизајна, који представљају зависно променљиве величине. Понашање заварене конструкције у разматраним експлоатационим условима је одређено диференцијалном једначином $D^T E D u + \bar{p}_v = 0$ која описује случајеве линеарне статичке зависности. Вектор u садржи померања, док матрица E представља услове непрекидности материјала и садржи карактеристике материјала у области еластичности. Матрица D представља диференцијални матрични операнд, док вектор \bar{p}_v формирају запреминске силе. Вектор $b = [b_j]^T, j = 1, \dots, n_b$ је вектор променљивих дизајна. Векторима b^l и b^u дефинисане су доња и горња граница променљивих дизајна. Скуп свих могућих решења дизајна конструкције назива се простор дизајна. Решења дизајна конструкције који испуњавају ограничења b називају се могућа решења дизајна док су остала решења дизајна немогућа. Зависно од типа променљивих дизајна, разликују се више типова структурне оптимизације заварених конструкција. Први тип је димензиона оптимизација код које су параметри дизајна, на пример, димензије попречног пресека елемента. Следећи тип оптимизације је оптимизација облика код које променљиве дизајна дефинишу геометријски облик елемената заварене конструкције. Трећи тип оптимизације јесте оптимизација топологије код које променљиве дизајна одређују конфигурацију и распоред елемената заварене конструкције.

Зависност понашања целокупне структуре заварене конструкције у односу на промене параметара дизајна анализира се у циљу утврђивања ефеката ових промена. Разматрање одговора конструкције на промене дизајна изводи се првенствено кроз анализу напонско-деформационог стања и анализу фактора концентрације напона. Прво се идентификује релевантна функција одговора заварене конструкције изражена у облику:

$$\psi_i = \psi_i(b), i = 1, \dots, n_\psi, \tag{78}$$

где су: n_ψ - укупан број функција одговора конструкције који се разматрају и b - вектор параметара дизајна. Када се текући дизајн конструкције означи са (s) , применом Тејлоровог реда релевантна функција одговора конструкције може се апроксимирати у облику:

$$\psi_i(b) \approx \hat{\psi}_i(b) = \psi_i(b^{(s)}) + \sum_{j=1}^{n_b} \psi_{i,j} \delta b_j, \tag{79}$$

где је: n_b - број параметара дизајна, а индекс j означава $\frac{d}{db_j}$, $j = 1, \dots, n_b$. Вредност $\delta b_j = b_j - b_j^{(s)}$

представља промену вредности фактора дизајна b_j . Ознаком $\hat{\psi}_i$ приказана је апроксимативна вредност функције ψ_i . Користећи векторску нотацију израз (79) може се приказати у облику:

$$\hat{\psi}_i(b) = \psi_i(b^{(s)}) + (\nabla_b \psi_i)^T \delta b, \quad (80)$$

где је:

$$\delta b = b - b^{(s)}, \quad (81)$$

и $\nabla_b \psi_i$ - градијент функције ψ_i у односу на параметре дизајна b_j , $j = 1, \dots, n_b$, односно, $\nabla_b \psi_i = [\psi_{i,j}]^T$, $j = 1, \dots, n_b$. Анализом зависности решења дизајна добијају се изводи $\psi_{i,j}$ функције одговора конструкције који се називају и изводи дизајна. Претпоставља се да се функција одговора структуре конструкције мења са променом параметара дизајна и да услед тога постоје изводи дизајна разматране конструкције. Доказе о постојању извода дизајна у статичким случајевима оптерећења разматрао је *Haug* са сарадницима [1, 96, 97].

Генерално посматрано могу се издвојити два различита типа анализе зависности решења дизајна: анализа методом коначних разлика и аналитичка анализа зависности дизајна. Аналитичка анализа зависности решења дизајна заснована је на дискретном или континуалном моделу конструкције. Анализа зависности решења дизајна је предмет разматрања многих аутора као што су *Haug*, *Haftka* и други [1, 96, 97]. Разматрање различитих методологија у анализи осетљивости дизајна конструкције приказана је у радовима *Arora*. Приказ методологије анализе зависности решења дизајна може се наћи у радовима *Adelmann* и *Haftka* [1, 6, 62, 96, 97].

5.3 МЕТОДЕ РЕШАВАЊА ПРОБЛЕМА У АНАЛИЗИ ЗАВИСНОСТИ РЕШЕЊА ДИЗАЈНА

Решавање проблема у анализи зависности решења дизајна заварених конструкција врши се различитим методама, при чему је избор методологије један од најважнијих фактора који утичу на брзину решавања проблема. Сам избор методологије решавања је везан са самим задатком и првенствено зависи од његове сложености. На овом месту укратко ће бити приказане теоријске основе најчешће коришћених метода.

5.3.1 Коначне разлике

Најједноставнији, ефикасан али и најзахтевнији начин решавања проблема у анализи зависности решења дизајна је коришћење метода коначних разлика. У случају да се параметри дизајна b_j не мењају истовремено функција одговора конструкције ψ_i одређује се као [96]:

$$\psi_{i,j} \approx \hat{\psi}_{i,j} = \frac{\psi_i(b_j + \Delta b_j) - \psi_i(b_j - \Delta b_j)}{2\Delta b_j}. \quad (82)$$

Промене параметара дизајна Δb_j морају бити мале да би обезбедиле тачност али не превише мале, будући да може доћи до нумеричких потешкоћа. Израз (82) назива се израз централних разлика. Предње или задње разлике могу довести до неправилних резултата. У случају параметара облика дизајна, на пример коришћење предњих или задњих разлика, може доћи до губитка симетрије током оптимизационог процеса дизајна машинске конструкције.

5.3.2 Дискретни системи

Када се анализа зависности решења дизајна заснива на дискретизацији конструкције коначним елементима, матрични изрази нумеричког модела разматране заварене конструкције су развијени у односу на параметре дизајна. Понашање конструкције је одређено системом линеарних релација. Систем једначина може се приказати у облику који је развијен у референци [96] као:

$$K(b_j)v(b_j) = \bar{p}(b_j). \quad (83)$$

Функција одговора разматране конструкције одређена је изразом:

$$\psi_i = \psi_i(v, b_j). \quad (84)$$

У циљу спровођења анализе зависности решења дизајна конструкције, функције ψ_i треба диференцирати у односу на променљиве дизајна $b_j, j=1, \dots, n_b$. Тотални диференцијал функције ψ_i одређен је у облику:

$$\psi_{i,j} = \frac{\partial \psi_i}{\partial b_j} + \frac{\partial \psi_i}{\partial v} v_{i,j}. \quad (85)$$

Диференцирањем једначине система (83) у односу на параметре дизајна b_j добија се израз:

$$Kv_{,j} = \bar{p}_{,j} - K_{,j}v. \quad (86)$$

Да би се одредили изводи вектора решења, потребно је решити претходни израз. Ако се за решавање система једначина примени елиминациони метод, није потребно поново изводити факторизацију матрице система K .

Други начин добијања извода дизајна је увођење израза (86) у изразе за изводе (85) чиме се добија следећи израз:

$$\psi_{i,j} = \frac{\partial \psi_i}{\partial b_j} + \frac{\partial \psi_i}{\partial v} K^{-1} [\bar{p}_{,j} - K_{,j}v]. \quad (87)$$

Када се у претходни израз уведе смена:

$$Ka_i = \frac{\partial \psi_i^T}{\partial v}, \quad (88)$$

добија се следећи облик:

$$\psi_{i,j} = \frac{\partial \psi_i}{\partial b_j} + a_i^T [\bar{p}_{,j} - K_{,j}v]. \quad (89)$$

Решења a_i једначине (88) називају се придружене вредности. Као и у случају израза (86) није потребна накнадна факторизација матрице K . Коришћење израза (87) назива се дискретни метод диференцијације док се употреба израза (89) назива метод придружене вредности. Оба метода проистичу из резултата извода дизајна. Одлука који ће од метода бити примењен зависи од нумеричке сложености проблема. Може се закључити да ако број параметара дизајна конструкције прелази број функција одговора конструкције n_v онда израз (88) има мањи вектор решења од израза (86) [96]. Метод додатне вредности је ефикаснији у овом случају, док у другим случајевима метод директне диференцијације је погоднији за употребу. Да би се потпуно одредили изводи дизајна, треба одредити изводе матрице крутости и вектор оптерећења. Како је Боолеан матрица независна од вредности параметара дизајна конструкције b_j следи да је:

$$K_{,j} = \sum_e a^{eT} k_{,j}^e a^e \quad \text{и} \quad (90)$$

$$\bar{p}_{,j} = \sum_e a^{eT} \bar{p}_{,j}^e. \quad (91)$$

Диференцијали елемената матрице добијају се у облику [96]:

$$k_{,j}^e = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} B^T E_{,j} B \det J d\xi d\eta d\zeta + \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} B^T E B (\det J)_{,j} d\xi d\eta d\zeta + \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} (B_{,j}^T E B + B^T E B_{,j}) \det J d\xi d\eta d\zeta. \quad (92)$$

У изразу (92) први интеграл се односи на случај када су променљиве дизајна конструкције карактеристике материјала. Први и други интеграл се односе на случај када су променљиве геометријске димензије посматраног елемента, док сва три интеграла разматрају случај када се променљиве дизајна односе на облик елемента конструкције. Одређивање диференцијала:

$$B_{,j} = D_{,j} N, \quad (93)$$

које је потребно у случају када се параметри дизајна односе на облик елемента обухвата диференцијале инверзне матрице Јакобијана које се дефинишу у облику:

$$J^{-1}_{,j} = -J^{-1} J_{,j} J^{-1}. \quad (94)$$

Диференцирањем матрице Јакобијана у односу на параметре дизајна добија се:

$$J_{,j} = \begin{bmatrix} \partial \xi \\ \partial \eta \\ \partial \zeta \end{bmatrix} \bar{N} x_{,j}^e. \quad (95)$$

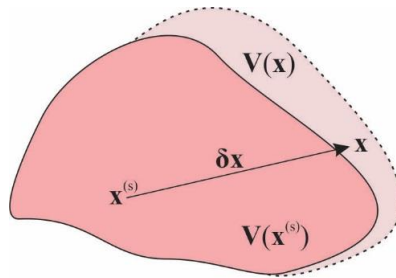
Вектор $x_{,j}^e$ је елемент јединичног вектора x_j и назива се поље брзине дизајна конструкције. Овај вектор карактерише утицај положаја тачке у односу на промену дизајна. Дефинисање вектора $x_{,j}^e$ као поље брзине дизајна потврђује да се разматрање промена дизајна конструкције може посматрати као временски зависан процес код ког су параметри дизајна временски зависне функције. Користећи вектор x_j положај тачке x је апроксимација прве врсте и дефинисан је изразом:

$$x = x^{(s)} + \delta x = x^{(s)} + x_{,j} \delta b_j. \quad (96)$$

Диференцијали дизајна у зависности од вектора оптерећења добијају се у облику [96, 97]:

$$\bar{p}_{,j}^e = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} N^T \bar{p}_V (\det J)_{,j} d\xi d\eta d\zeta + \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} N_s^T \bar{p}_S (\det J)_{,j} d\xi_s d\eta_s. \quad (97)$$

Принцип модификације дизајна приказан је илустративно на слици 56.



Слика 56. Модификације дизајна елемента конструкције [97]

Такође, одређивање диференцијала дизајна конструкције могуће је и применом методе коначних разлика која се може применити на елементе матрице. Овакав метод се може назвати семианалитички метод и у литератури која обрађује ову област приказана су истраживања овог метода нарочито његове примене на анализу зависности облика (*Barthelemy* и *Hafka*, 1990 [1, 62, 97]). Овај семианалитички метод је погодан за примену, али аналитички метод који је овде приказан даје најтачније резултате.

Применом приказаног принципа модификације дизајна могуће је извршити анализу дизајна заварене машинске конструкције из аспекта концентрације напона, то ће на овом месту бити приказано одређивањем диференцијала напона. Диференцијали напона биће разматрани као специјални случај функције одговора конструкције - ψ_i . Напони у конкретној тачки, која је одређена координатама $x_c = [x_c \ y_c \ z_c]^T$ елемента e разматране конструкције, могу се одредити на основу израза:

$$\sigma = E(x_c)B(x_c)v^e. \quad (98)$$

Диференцирањем израза (98) добија се израз:

$$\sigma_{,j} = (E_{,j}B + EB_{,j})v^e + EBv_{,j}^e. \quad (99)$$

Први члан израза (99) може се одредити из резултата анализе директно, док се други члан односи на диференцијале елемената вектора померања $v_{,j}^e$ који се могу одредити решавањем $v_{,j}$ из израза (86). Када број параметара дизајна конструкције прелази број напона који су од значаја за разматрање, последњи члан у изразу (99) може се заменити одговарајућим изразом (89) користећи решење (88). Треба напоменути да је број додатних променљивих једнак броју компоненти напона. Диференцијали дизајна еквивалентног напона одређују се коришћењем правила о диференцирању композиције две функције. Еквивалентни напон се дефинише према једној од теорија, на пример као што је Мизесова теорија. Када се одреде напони и њихови одговарајући деривати дизајна могу се одредити диференцијали дизајна фактора концентрације напона према следећим изразима [97]:

$$K_{\sigma,j} = \frac{1}{\sigma_{nom}^2} (\sigma_{max,j} \sigma_{nom} - \sigma_{max} \sigma_{nom,j}) \text{ и} \quad (100)$$

$$K_{\tau,j} = \frac{1}{\tau_{nom}^2} (\tau_{max,j} \tau_{nom} - \tau_{max} \tau_{nom,j}). \quad (101)$$

Зависност запремине структуре у односу на промене дизајна је од посебне важности с обзиром да је запремина конструкције у директној вези са њеном масом, а најчешће и у вези са њеном ценом и представља у највећем броју случајева ограничавајућу функцију. Запремина конструкције одређује се у облику:

$$V = \int dV. \quad (102)$$

Запремина се може одредити и директно на основу дискретизације методом коначних елемената у облику:

$$V = \sum_e \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \det J d\xi d\eta d\zeta. \quad (103)$$

Када се користи континуални приступ у анализи зависности дизајна онда се деривати дизајна у односу на запремину структуре одређују у облику:

$$V_{,j} = \int \partial_x x_{,j} dV. \quad (104)$$

Дискретизацијом израза (104) добија се израз (103).

5.4 МЕТОД КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА

Метод коначних елемената је нумерички метод решавања анализе структура, температурских поља, ток флуида, протока маса и тсл. Аналитичко решење конкретног проблема заснива на одређивању аналитичких израза чијом се применом израчунава конкретно стање на разматраном месту структуре при дефинисаним условима оптерећења, температуре и тсл. Дакле, за добијање конкретних вредности потребно је решавати диференцијалне или парцијалне диференцијалне једначине које најчешће имају сложен облик чак и у случајевима једноставне геометрије и оптерећења. У случајевима сложене геометрије и оптерећења решење није могуће наћи у аналитичком облику. Поред овог највећи број конкретних инжењерских проблема везан ја за анализу конструкција сложене геометрије у сложеним условима оптерећења које из аспекта материјала представљају хетерогене системе. Претходно наведени проблем превазилази се употребом нумеричких метода од којих је најзначајнији метод коначних елемената. Решења добијена применом нумеричких метода представљају приближна решења високе тачности у појединим тачкама разматране структуре. Процес моделирања структуре у суштини представља процес дискретизације разматране структуре. Овако добијен модел чине коначни елементи који су међусобно повезани у чворовима у случају када су ови елементи у облику штапова, линијама када су елементи раванског типа или површинама у случају просторних елемената. Одговарајуће једначине постављају се за сваки елемент посебно, док се систем једначина разматране структуре добија њиховом комбинацијом. Решења овог система једначина представљају тражену величину. У случају анализе напонско деформационог стања резултати решења овог система једначина су померања сваког чвора на коначним елементима структуре, као и напон унутар сваког коначног елемената.

5.4.1 Основни принципи примене методе коначних елемената

Примена методе коначних елемената свој пуни значај је добила развојем рачунара и програмских пакета заснованих на примени ове методе. На овај начин омогућена је примена ове методе без потребе за улажењем у дубину сложеног математичког апарата ове методе.

Прва истраживања и развој методе коначних елемената везана су за четрдесете године двадесетог века када је ова метода први пут примењена у области структуралне и напонске анализе чврстих тела. Првобитни развој ове методе даље се кретао у правцу развоја топологије и геометријских особина коначних елемената. Прву конкретну примену у инжењерској пракси метода коначних елеменат је имала у авионској индустрији. Посебан значај у развоју методе коначних елемената има примена матричног облика записивања вредности који је врло погодан у методи сила и деформација, чиме је отворена могућност употребе рачунара у овој методи. Шездесетих година двадесетог века утемељени су принципи и ова метода је добила данашњи назив. Применом варијационих принципа механике континуума при формулацији методе коначних елемената ова метода добила је општи приступ. Даљи правци развоја ове методе били су тачност апроксимације и конвергенција решења [129].

Увођењем интерполационих функција развијених на основу математичких теорија у методу коначних елемената обезбеђен је континуитет између елемената и домена у мрежи елемената. Крајем седамдесетих година двадесетог века ове математичке теорије су генерализоване и примена методе коначних елемената је проширена на вишедимензионално подручје и подручје нелинеарне анализе. Даљи развој методе коначних елемената је везан за развој рачунара и одговарајућих програмских пакета. Дискретизација домена на коначне елементе при примени ове методе била ограничавајући фактор до развоја аутоматских генератора мреже. Деведесетих година прошлог века почела је визуелизација анализираних

проблема методом коначних елемената. Данашњи рачунарски системи и програмски пакети омогућују добијање потпуне слике напонског, деформационог, температурског или другог поља при разматрању сложених проблема. Данас метода коначних елемената представља веома значајан метод за решавање различитих проблема који се и даље развија [129].

Инжењерски проблеми структуралне анализе везани су за одређивање померања и напона при деловању оптерећења. У конкретним случајевима расподелу деформација најчешће и није могуће одредити аналитички па је примена методе коначних елемената неизбежна. Метод коначних елемената обухвата два основна метода: сила и померања. Метод сила базира се на постављању алгебарског система једначина равнотеже на основу којих се формира једначина структуре. Непознате величине у овим једначинама су силе које се одређују њиховим решавањем [129].

Други метод је метод померања у коме су основне непознате величине померања у чворовима. Услови компатибилности померања при решавању конкретних проблема односе се на услов да су елементи повезани у чворовима, дуж страница или површина, зависно од врсте, пре и после престанка деловања оптерећења. Основне једначине структуре садрже померања у чворовима и представљају једначине равнотеже у којима је унета веза између сила и померања. Овај метод је нашао ширу примену од метода сила обзиром да има сличну формулацију за многе случајеве структурне анализе. На основу метода померања развијен је највећи број програмских пакета за примену метода коначних елемената [129].

Модели структуре који се формирају применом методе коначних елемената представљају скуп међусобно повезаних елемената. Сваком од ових коначних елемената одређује се функција померања. Елементи су међу собом повезани директно или индиректно преко чворова, линија или површина, зависно од врсте. Када су карактеристике материјала и оптерећења одређене, на основу напона и деформација у једном чвору елемента могу се одредити напони и деформације у било ком другом чвору и елементу разматране структуре. Систем алгебарских једначина за све чворове структуре најбоље је представити у матричном облику.

Први корак при примени методе коначних елемената односи се на дискретизацију структуре и избор врсте елемента. При анализи конструкције овом методом посматрају се њени поддомени, односно коначни елементи који имају своје коначне димензије и облик. Обзиром да димензије коначних елемената нису диференцијално мале већ коначне величине једначине које описују стања елемената су алгебарске једначине. Систем ових једначина дефинише понашање целе разматране структуре. На овај начин се разматрани домен који има бесконачно много степени слободе дели на коначан број поддомена са коначним бројем степени слободе. Ефикасност и тачност примене методе коначних елемената базира се на формирању модела који најбоље апроксимира разматрани домен, тј. структуру [129].

Избор врсте елемената при примени ове методе на конкретно решавање проблема зависи од карактеристика самог проблема који се решава и потребне тачности резултата. При дискретизацији проблема треба водити рачуна о потребном броју димензија разматрања конкретног проблема. Када се ради о просторним или раванским решеткама користе се једнодимензионални или линијски коначни елементи. Када је проблем равански користе се дводимензионални равански елементи, а када проблем захтева просторно разматрање користе се тродимензионални коначни елементи.

Избор функције померања врши се за сваки коначни елемент. Ова функција је дефинисана унутар елемента у односу на вредности израчунате на границама елемента. Функција померања за сваки коначни елемент је полином одговарајућег степена. Полином као облик функције је погодан из аспекта једноставности примене у методи коначних елемената. Функције су непознате величине у чворовима елемената. Функције померања у оквиру

коначних елемената су одабране тако да се обезбеди континуитет и компатибилност померања у оквиру разматране структуре. После одређивања функције померања успоставља се веза између деформација и померања као и веза између напона и деформација. Везе између напона и деформација називају се конститутивне релације. Даље, примена методе коначних елемената обухвата успостављање матрице крутости. За одређивање матрице крутости развијено је више метода. На почетку развоја методе коначних елемената матрице крутости одређиване су на основу утицајних коефицијента крутости, дакле у директној вези са структуралном анализом. Даљим развојем методе развијено је више начина за одређивање матрице крутости [129].

Директни равнотежни метод повезује силе у чворовима елемената и померање ових чворова. Ова веза добија се из услова равнотеже за сваки разматрани елемент. Директни приступ при одређивању матрице крутости добар је само код разматрања једнодимензионалних елемената, али се најчешће користи при приказивању основних принципа методе коначних елемената.

Варијациони метод одређивања матрице крутости заснива се на принципу стационарности функција. Када се разматрају проблеми механике чврстог тела онда је варијациони принцип исти као принцип минимума потенцијалне енергије. Варијациони метод се може користити на елементима сложеног облика, за разлику од директног метода који је погодан за примену само код елемената једноставног облика. Варијациони метод може се примењивати и при одређивању матрице крутости елемената код неструктурних проблема и анализе поља напона или температурских поља.

Метод тежинског резидуала базира се на диференцијалним једначинама разматраног проблема. Од свих метода одређивања матрице крутости најпознатији је Галеркинов метод. У термодинамичкој анализи континуума развијене су методе енергетског биланса различитих врста енергије.

Следећи корак у примени методе коначних елемената представља одређивање глобалне матрице крутости. Применом метода суперпозиције матрице појединих елемената одређује се глобална или укупна матрица крутости структуре. При одређивању ове матрице принцип континуитета или компатибилности мора бити задовољен чиме се математички обезбеђује непрекидност разматране структуре. Глобална матрица крутости је сингуларна матрица јер је њена детерминанта једнака нули. Увођењем граничних услова тј. ослонаца и ограничења померања решава се проблем сингуларитета ове матрице тако да разматрана структура као чврсто тело задржава дефинисан положај. Позната оптерећења се уводе у глобалну матрицу сила.

Сада се одређује померање целе разматране структуре. Једначина разматране структуре у којој су унесени гранични услови је спрегнут систем алгебарских једначина. Овај систем једначина може се решавати различитим методама нпр. Гаусовом методом елиминације или применом неког итеративног поступка. Непознате у овом систему су померања у чворовима коначних елемената. Затим се, коришћењем веза између деформација и померања, као и напона и деформација одређују напони и деформације као непознате величине при структуралној анализи.

Методом коначних елемената спроводи се анализа којом се одређује тачно место деловања максималних напона и деформација. Познавање напонско-деформационог стања пружа релевантне податке за даљу конструкциону разраду при пројектовању разматране структуре. Добијени резултати методом коначних елемената се често приказују у графичком облику.

Нумеричка анализа базирана на примени методе коначних елемената изведена је помоћу програмског пакета ПАК - Програм за Анализу Конструкција. Овај програмски пакет намењен је за линеарну и нелинеарну статичку и динамичку анализу код општих проблема. Програмски

пакет ПАК користи се за анализу: провођења топлоте, ламинарног струјања флуида, солид-флуид интеракције, струјања кроз порозне средине, спрегнутих проблема, биомеханике, геомеханике, механике лома и замора. Програмски пакет је заснован је на теоријским достигнућима у области методе коначних елемената [129].

6 ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСПИТИВАЊА ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА

6.1 УВОД

Природа зона заварених спојева условљава да једино експериментални приступ њиховом испитивању омогућава релевантну анализу понашања заварених спојева у реалним условима експлоатације. С друге стране, савремено обликовање заварених конструкција и њихових елемената подразумева примену модерних софтверских пакета, као и коришћење нових материјала које карактеришу повољне механичке карактеристике али и отежано заваривање, као и осетљивост на концентрацију напона. Примена нових технологија производње челика и нови поступци заваривања омогућавају формирање конструкција сложених облика и функција. Захтеви који се постављају пред савремену заварену конструкцију су све сложенији нарочито у смислу механичких карактеристика при све строжим експлоатационим условима. Сложене функционалне захтеве потребно је остварити, уз истовремено побољшање енергетске ефикасности, смањење укупних трошкова и еколошку прихватљивост. Специфичности савремених заварених конструкција условљавају да експериментални приступ анализи напонско-деформационог стања постане једини релевантан за коначну идентификацију и верификацију оптималног решења ових конструкција [46, 52, 61, 115].

Експериментална испитивања у овој дисертацији појединих зона заварених спојева извршена су на моделима који су припремљени истим поступцима заваривања од истих материјала и истом технологијом као и у реалним индустријским условима. Облик и димензије физичких модела за испитивање изабрани су тако да постоји геометријска сличност са зонама заварених спојева као и на реалним конструкцијама.

Разматрање микроструктуре појединих зона заварених спојева представља основ верификације примењене технологије заваривања, тако да је металографско испитивање ових зона извршено као прва фаза експерименталног испитивања. После тога, извршено је експериментално испитивање и анализа механичког понашања модела за време испитивања до кидања у статичким условима оптерећења. Модели садрже карактеристичне концентраторе напона који се понекад јављају и у зонама заварених спојева реалних конструкција. Експериментално одређени подаци критички су упоређивани са одговарајућим подацима у циљу сагледавања понашања конструкција у реалним условима експлоатације [19, 66, 87, 93, 112].

Један број заварених конструкција за време експлоатације изложен је деловању повишене температуре. Повишена температура, у температурском опсегу дозвољених температура примене челика, битно утиче на механичке карактеристике и издржљивост заварене конструкције тако да је овај утицај анализиран критичким упоређивањем механичког понашања одговарајућих модела спојева на собној и повишеним температурама [12, 79, 92, 94].

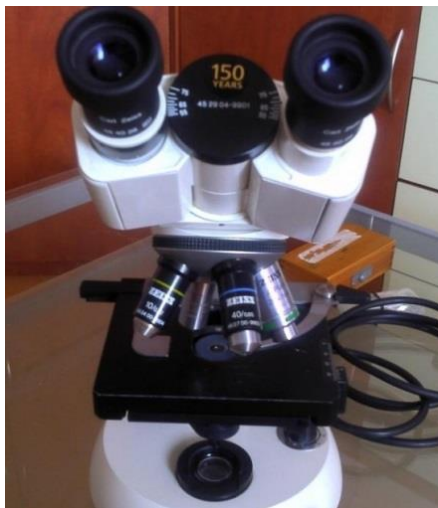
6.2 МЕТАЛОГРАФСКА ИСПИТИВАЊА ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА

Металографска испитивања појединих зона заварених спојева извршена су у циљу верификације примењене технологије и оствареног квалитета заварених спојева. За време овог испитивања нарочита пажња је усмерена ка идентификацији микроструктурних трансформација које су изазване температурским циклусима кроз које пролазе поједине зоне заварених спојева током заваривања. Анализа микроструктуре извршена је на металографским узорцима који садрже заварене спојеве код микролегираног челика класе *S690QL* изведених

истом технологијом заваривања као и спојеви код епрувета за испитивање механичких карактеристика и одређивање ударне жилавости. Поступци заваривања и примењени параметри заваривања описани су у оквиру поглавља 2.8.1 и 2.8.2.

6.2.1 Методологија, поступак и уређаји за испитивање

Испитивање је изведено на металографским узорцима који су припремљени из заварених спојева који су изведени варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ на светлосном оптичком металографском микроскопу тип *JENAVERT* произвођача *Carl Zeiss - Jena*, са увећањима до 800 пута. Микрофотографије микроструктура на испитиваним узорцима снимљене су у карактеристичним зонама споја при увећањима од 200× и 500×. Одређене претпоставке и ограничења које проистичу из ове анализе последица су ограничења примењене металографске методе - анализа на светлосном металографском микроскопу. Знатно прецизнија и детаљнија микроструктурна анализа би могла бити урађена скенинг електронском микроскопијом (анализа на електронској микросонди). С обзиром на то да је циљ ове металографске анализе верификација примењене технологије и идентификација структурних трансформација, као и заступљеност анализа на светлосном металографском микроскопу у индустријској пракси, ова метода је изабрана за металографску анализу модела. Изглед металографског микроскопа тип *JENAVERT* произвођача *Carl Zeiss - Jena*, који је коришћен за металографску анализу узорака приказан је на слици 57.



Слика 57. Металографски микроскоп тип *JENAVERT* произвођача *Carl Zeiss - Jena*

Припрема металографског узорка обухвата низ строго контролисаних поступака с циљем да се обезбеди релевантна анализа реалног микроструктурног стања узорка на металографском микроскопу. Припрема металографског узорка започиње одсецањем уз интензивно хлађење да би се избегао утицај уноса топлоте за време сечења на микроструктурно стање узорка. С обзиром на то да је примењена металографска метода рефлексна, тј. базира се на светлости одбијеној од површине металографског узорка, посебну пажњу потребно је посветити управо припреми површине узорка. Припрема површине металографског узорка обухвата њено почетно равнање, затим грубо и фино брушење, полирање, одмашћивање, испирање и сушење. Брушењем се поравњава површина узорка, најпре на тоцилу, а затим и брусним папирима све мање крупноће зрна уз сталне промене смера брушења. Оваква припрема површине има за циљ да се одстране сва оштећења и обезбеди огледаласт метални сјај. После механичке припреме површине изводи се њено хемијско нагризање реактивним средством (4%-тни раствор азотне киселине у алкохолу - нитал 4), што представља последњи поступак њене припреме. Нагризањем се постиже рељефна структура, с обзиром на то да средство за

нагризање неједнаком брзином раствара различите зоне завареног споја, што је последица разлике електродних потенцијала. Зоне споја са нижим потенцијалом брже прелазе у раствор приликом нагризања, тј. брже кородирају. После нагризања металографски узорци се испирају дестилованом водом и алкохолом, а затим се пажљиво суше у струји топлог ваздуха.

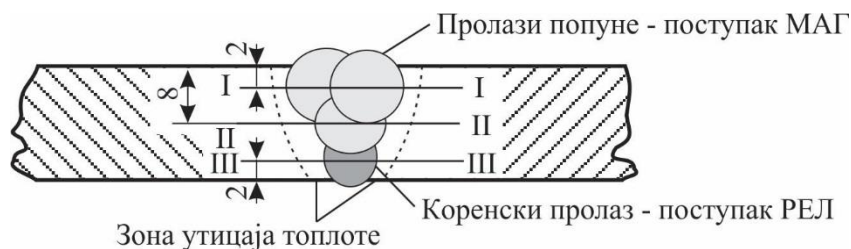
Металографска анализа изведена је упоредо са анализом расподеле микротврдоће у појединим зонама заварених спојева. Микротврдоћа је мерена на уређају *Vickers HPO 250* са дијамантском пирамидом оптерећењем $F=98,1\text{ N}$ ($HV\ 10$). Тврдоћа еталона је износила 473 HV и он нам је послужио за баждарење уређаја. Испитивање микротврдоће је изведено према стандарду *SRPS EN ISO 9015-1:2013* у три правца по попречном пресеку припремљених узорака заварених спојева изведених разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ [132]. Уређај за испитивање микротврдоће тип *HPO - 250KR/AQ* произвођача *Aquastyl Slovakia* приказан је на слици 58.



Слика 58. Уређај за мерење микротврдоће тип *HPO - 250KR/AQ*

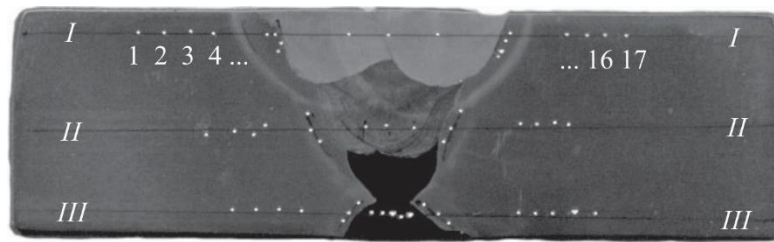
6.2.2 Металографско испитивање варијанте РЕЛ/МАГ завареног споја

У овој фази металографског испитивања извршено је мерење микротврдоће у три различита међусобно паралелна правца на узорку са заварени спојем који је остварен варијантом РЕЛ/МАГ, чији су положаји схематски приказани на слици 59.



Слика 59. Правци мерења микротврдоће на узорку са спојем РЕЛ/МАГ

Правац мерења *I-I* обухвата основни материјал, зону утицаја топлоте и метал шава са стране лица који је изведен углавном додатним материјалом МИГ 75. Правац *II-II* је одабран по средини споја у зони у којој је дошло до мешања коренског и покривног додатног материјала. Правац *III-III* је постављен са стране коренског пролаза у зони завареног споја у којој је доминантан утицај начина извођења, параметара и додатног материјала коренског пролаза. Места мерења микротврдоће на узорку са варијантом споја РЕЛ/МАГ и изглед узорка након извршеног мерења микротврдоће приказани су на слици 60.



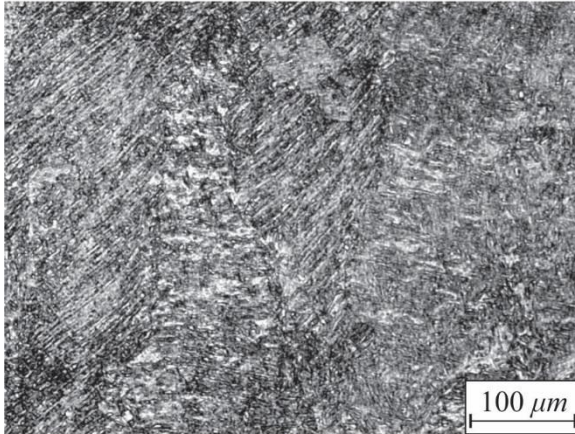
Слика 60. Места мерења микротврдоће на металографском узорку са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја

За време друге фазе металографског испитивања узорка са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја извршено је снимање микроструктура карактеристичних зона металографског узорка. На слици 61 приказана је расподела микротврдоће по правцу *I-I*, као и микрофотографије микроструктура у карактеристичним зонама. Положаји снимања микрофотографија су, такође, илустративно приказани на слици 61. На слици 61 детаљно је приказана расподела микротврдоће и изглед микроструктуре карактеристичних зона завареног споја.

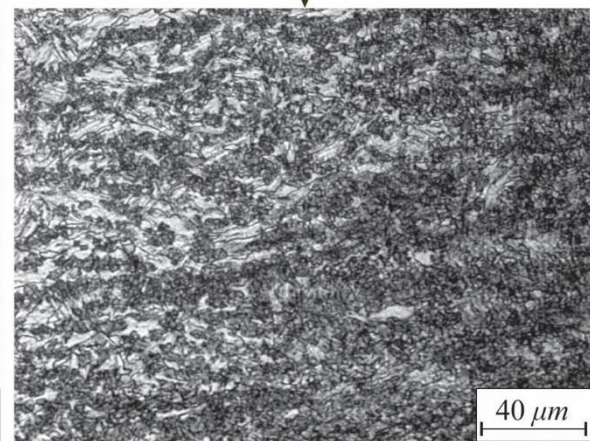
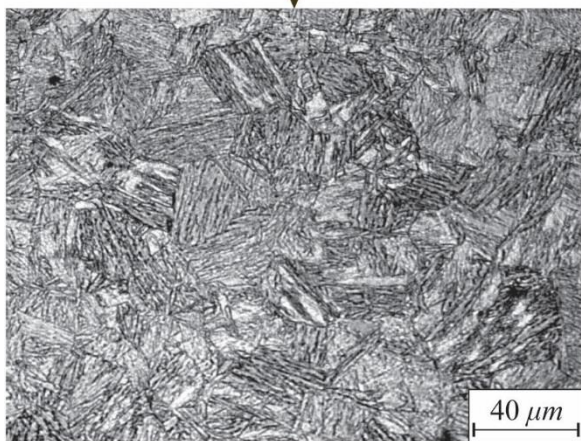
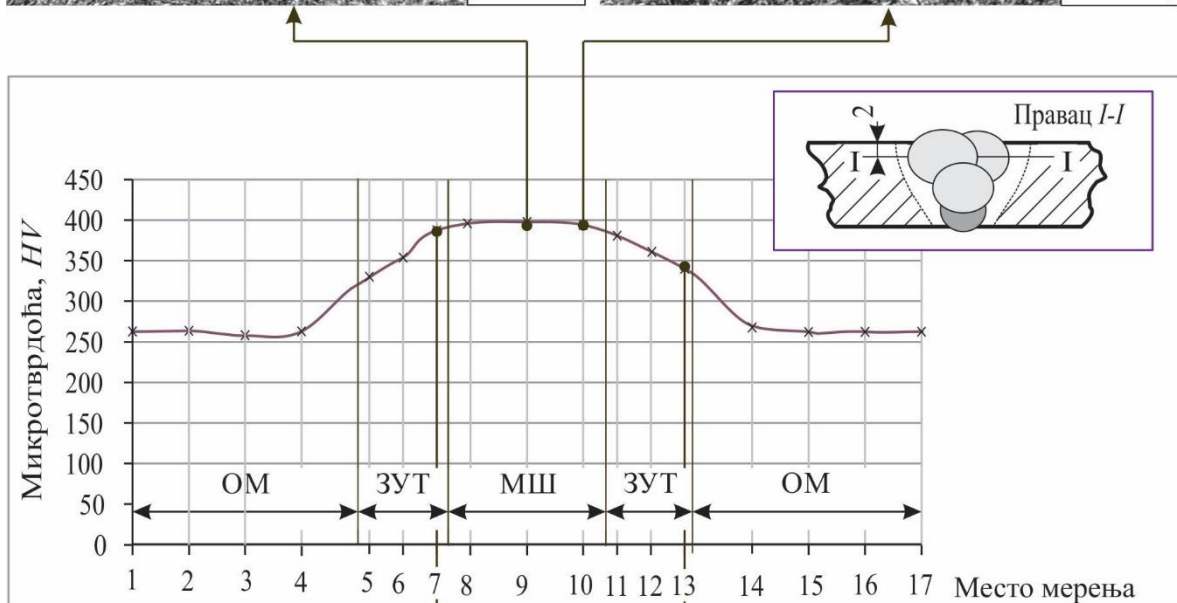
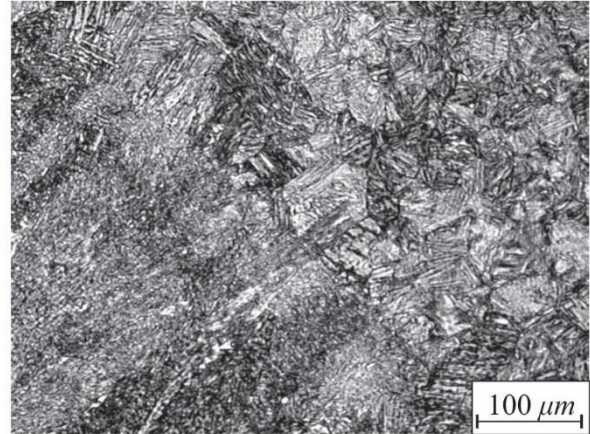
На слици 61 детаљно је приказана расподела микротврдоће и изглед микроструктуре у металу шавова и зони утицаја топлоте код испитиваног металографског узорка са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја по правцу *I-I*, са стране лица споја. На основу дијаграма расподеле микротврдоће може се запазити да измерене вредности микротврдоће ненадмашују критичне вредности, није регистрована појава кртих микроструктура. У зони утицаја топлоте присутне су финозрна и грубозрна зона, што је уобичајено код великог броја заварених спојева и поступака заваривања. У тачкама блиским зони стапања регистрована је грубозрна бејнитна микроструктура са уделом отпуштеног мартензита (сл. 61в)) У зонама ЗУТ-а блиским основном материјалу регистрована је повољнија финозрна феритно-перлитна структура са уделом бејнита (сл. 61г)). У металу шавова регистрована је нешто већа микротврдоћа у односу на микротврдоћу измерену у зони утицаја топлоте, док је микроструктура оцењена као грубозрна бејнитна са већим уделом мартензита (сл. 61а)). Микроструктуре метала шавова на правцима *I-I*, са страна лица шавова на металографским узорцима са варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ заварених спојева су практично иста, с тим што је нешто мало грубље микроструктурно стање затечено код РЕЛ/МАГ варијанте. Микроструктура у зони прелаза између метала шавова и зоне утицаја топлоте приказана је на слици 61б) и оцењена је као грубозно бејнитна са уделом мартензита.

Расподела микротврдоће по правцу *II-II*, као и микроструктуре у појединим зонама споја завареног варијантом РЕЛ/МАГ приказани су на слици 62 са означеним положајима снимања микрофотографија.

а) Метал шава - грубозрни бејнит са знатним уделом мартензита



б) Прелаз метала шава и ЗУТ-а - грубозрни бејнит са уделом мартензита

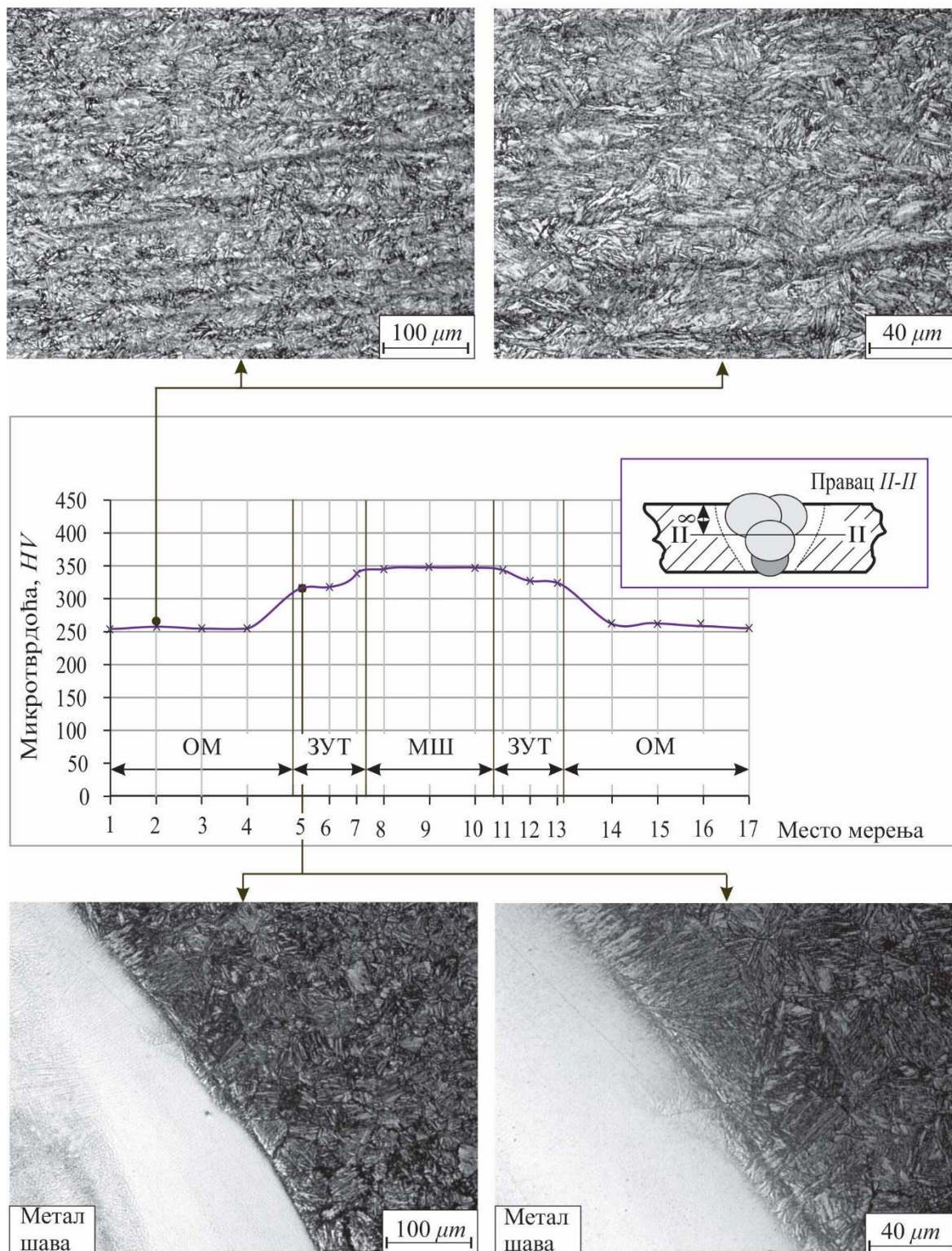


в) Грубозрни ЗУТ - грубозрни бејнит са уделом отпушеног мартензита

г) Финозрни ЗУТ - финозна феритно-перлитна микроструктура са уделом бејнита

Слика б1. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу I-I за варијанту РЕЛ/МАГ завареног споја

а) Основни материјал - отпуштени мартензит без игличастиг усмерења



б) прелаз метала шавова и ЗУТ-а - груба бејнитна микроструктура са присуством мартензита

Слика 62. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу II-II за варијанту РЕЛ/МАГ завареног споја

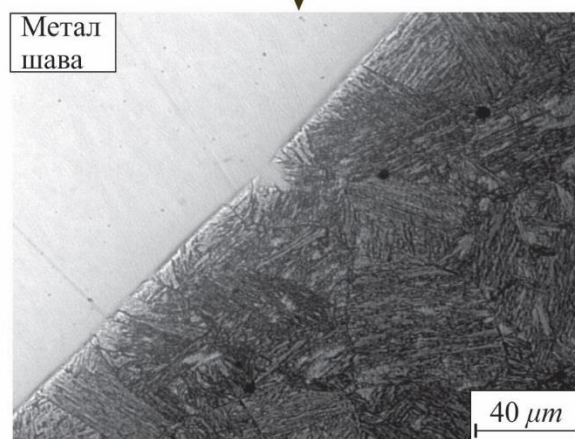
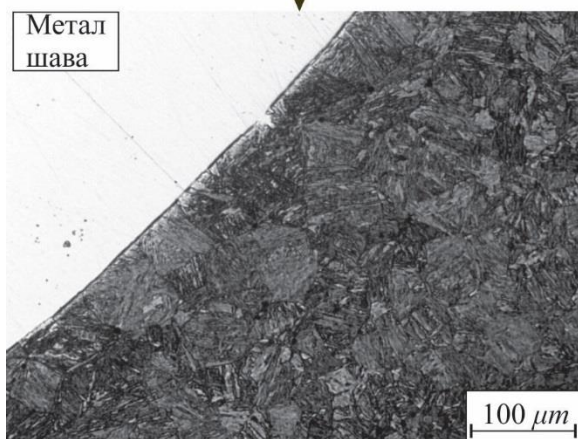
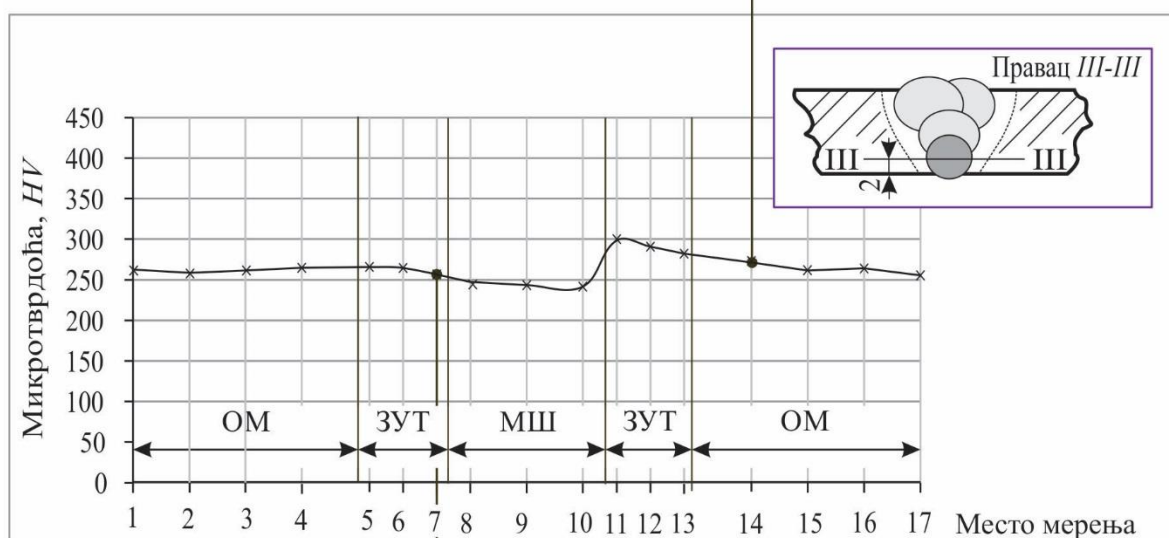
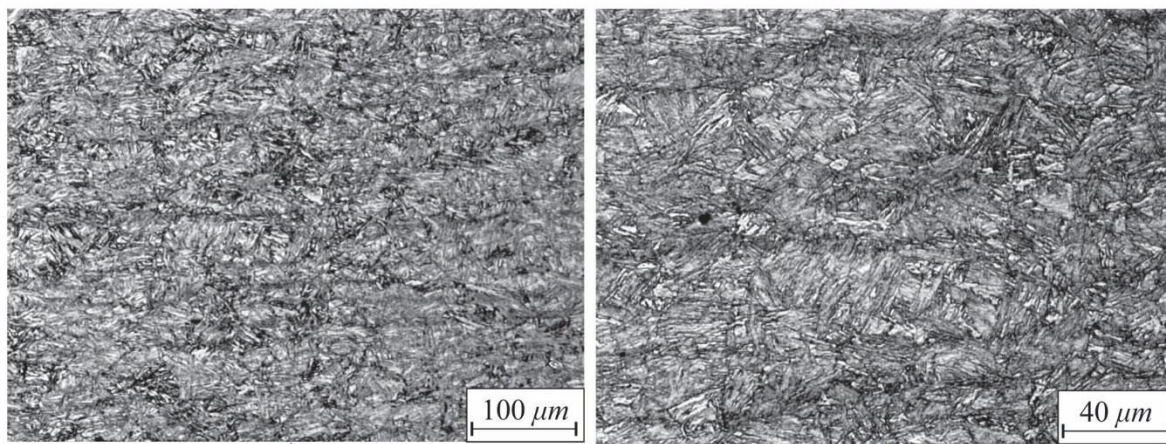
Правец II-II постављен је у централној зони попречног пресека где долази до интензивног мешања додатног материјала коренског и пролаза попуње. На овом правцу такође се издвајају карактеристичне зоне: основни материјал, зона утицаја топлоте и метал шавова. измерене

вредности микротврдоће по овом правцу су ниже од одговарајућих на правцу *I-I* и не надмашују критичне вредности за крте микроструктуре. Ниже вредности микротврдоће су последица отпуштања микроструктуре услед уношења топлоте од пролаза попуне. На слици 62а) приказана је микроструктура основног материјала са леве стране завареног споја при увећањима 200× и 500×, док је на слици 62б) приказана микроструктура у зони прелаза између метала шава и зоне утицаја топлоте. Микроструктурно стање основног материјала са леве стране завареног споја је отпуштени мартензит, без грубог игличастог усмерења и одговара очекиваном микроструктурном стању за разматрани материјал, челик класе *S690QL* [39, 59, 66, 68, 70, 76, 84, 88, 91, 111]. Метал шава на правцу *II-II* код металографског узорка са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја показује велики степен мешања са високолегираним металом шава коренског пролаза тако да је ова зона остала делимично ненагрижена. На микрофотографијама затеченог микроструктурног стања на правцу *II-II* које су приказане на слици 62б) види се прелаз између зоне мешања метала шава пролаза попуне и високолегираног метала шава коренског пролаза и грубозрне зоне ЗУТ-а у којој се уочава груба бејнитна микроструктура са присуством мартензита. Овај металографски налаз у сагласности је са измереном микротврдоћом у овој зони завареног споја.

Расподела микротврдоће по правцу *III -III*, као и микроструктуре у појединим зонама споја завареног варијантом РЕЛ/МАГ приказани су на слици 63 са означеним положајима снимања микрофотографија.

На правцу *III-III* који је постављен са стране коренског пролаза завареног споја варијантом РЕЛ/МАГ издвајају се, као и у осталим разматраним правцима, следеће карактеристичне зоне: основни материјал, зона утицаја топлоте и метал шава. Обзиром на положај правца *III-III* доминантан утицај има додатни материјал и параметри заваривања коренског пролаза. У зони утицаја топлоте регистрована је појава зона са грубозрном и финозрном микроструктуром. Микроструктура грубозрне зоне ЗУТ-а на правцу *III-III* код металографског узорка са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја је бејнитна без изражене игличасте структуре (сл. 63б)). Метал шава коренског пролаза остао је ненагрижен током овог металографског испитивања јер је овај пролаз изведен високолегираним додатним материјалом. Зону прелаза између метала шава и зоне утицаја топлоте карактерише бејнитна микроструктура без израженог игличастог усмерења, што је у сагласности са нижим микротврдоћама измереним у овој зони у односу на одговарајуће на правцу *II-II*. Микроструктурно стање основног материјала са десне стране завареног споја је отпуштени мартензит, без грубог игличастог усмерења и одговара очекиваном микроструктурном стању за разматрани материјал, челик класе *S690QL* [3, 10, 15, 19, 20, 24, 25, 37, 39, 66].

а) Основни материјал - отпуштени мартензит без игличастиг усмерења



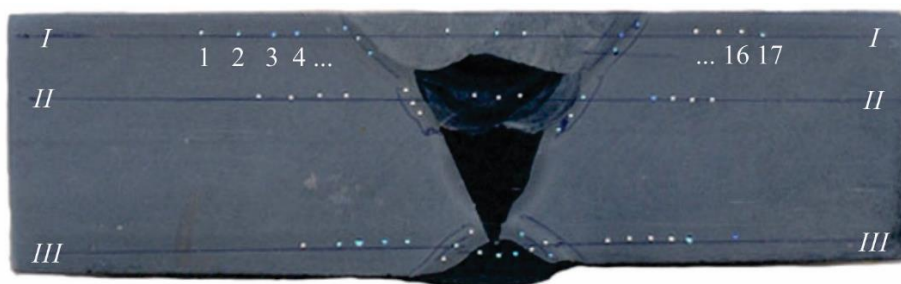
б) Грубозрни ЗУТ - бејнит без израженог игличастиг усмерења

в) Зона прелаза метала шави и ЗУТ-а - бејнит без израженог игличастиг усмерења

Слика 63. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу III-III за варијанту РЕЛ/МАГ завареног споја

6.2.3 Металографско испитивање варијанте МИГ/МАГ завареног споја

Као и у случају варијанте РЕЛ/МАГ завареног споја, испитивање је спроведено на металографском узорку са завареним спојем МИГ/МАГ варијантом, мерењем микротврдоће у три правца, чији су положаји и ознаке исти као код узорка са завареним спојем РЕЛ/МАГ варијантом (сл. 60), са стране лица споја, у централној зони попречног пресека и са стране коренског пролаза. Због повећане висине коренског пролаза код овог поступка заваривања правац *II-II*, у централној зони попречног пресека, померен је 2 mm у правцу лица споја у зону интензивног мешања метала шави коренског пролаза са металом шави пролаза попуне. Овакав положај зоне мешања метала шави коренског и пролаза попуне указује да је висина коренског пролаза код варијанте МИГ/МАГ завареног споја већа од висине коренског пролаза код варијанте РЕЛ/МАГ, што је у сагласности са геометријом жлебова за заваривање и уобичајен случај у пракси. Положаји места мерења микротврдоће на узорку са спојем МИГ/МАГ и изглед узорка после мерења микротврдоће приказани су на слици 64.

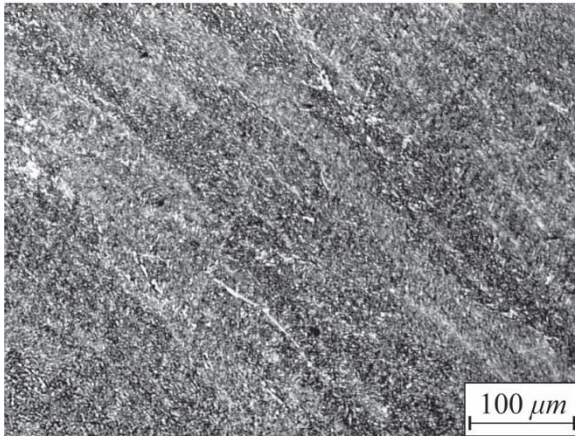


Слика 64. Места мерења микротврдоће на металографском узорку са МИГ/МАГ варијантом завареног споја

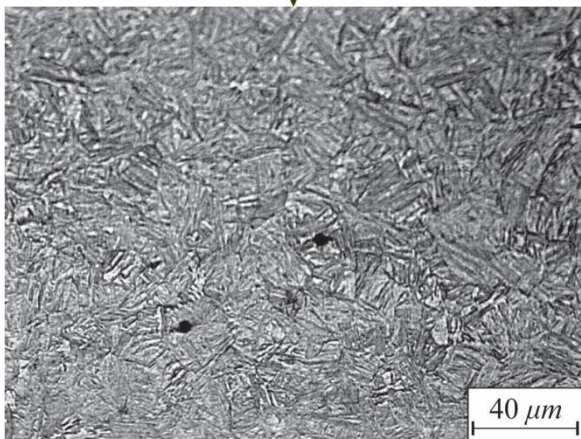
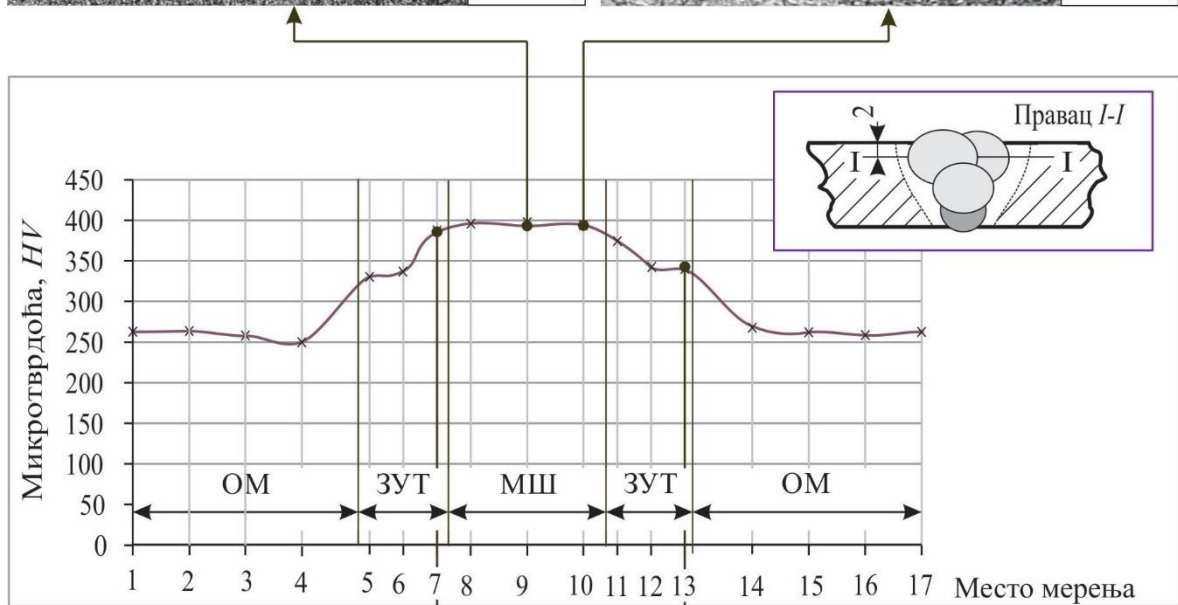
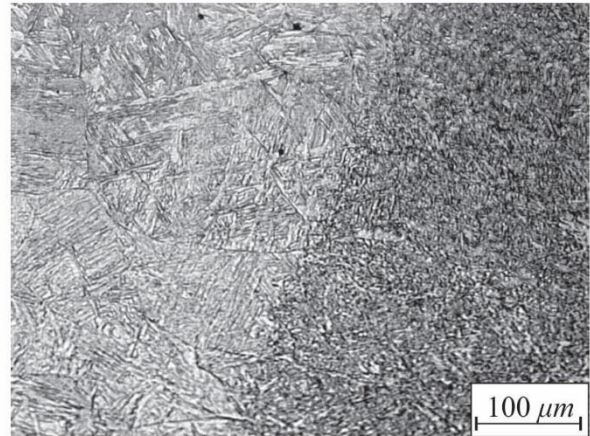
Снимање микроструктура у карактеристичним зонама по дефинисаним правцима код металографског узорка са МИГ/МАГ варијантом завареног споја извршено је током ове фазе испитивања. Правци за мерење микротврдоће и сама места мерења одређена су на металографском узорку са МИГ/МАГ варијантом завареног споја у сагласности са одговарајућим правцима и местима мерења код узорка са варијантом РЕЛ/МАГ.

На слици 65 приказана је расподела микротврдоће и микроструктуре карактеристичних зона по правцу *I-I*, са стране лица завареног споја варијантом МИГ/МАГ. По правцу *I-I*, код узорка са спојевима оствареним са обе разматране варијанте заваривања, микроструктура метала шави је приближно иста (за варијанту МИГ/МАГ завареног споја приказана је на слици 65а) а за варијанту РЕЛ/МАГ завареног споја на слици 61а)). Код варијанте МИГ/МАГ завареног споја по правцу *I-I* у зони утицаја топлоте присутне су ситнозрна и грубозрна зона ЗУТ-а, као и у случају РЕЛ/МАГ варијанте [3, 10, 15, 19, 20, 24, 25, 37, 39, 66]. Микроструктура, као и у случају варијанте РЕЛ/МАГ завареног споја, у области финозрне зоне ЗУТ-а, је финозрно феритно-перлитна са могућим мањим уделом бејнитне микроструктуре (сл. 65в) и г)), док у грубозрној области ЗУТ-а преовладава крупнозрна бејнитна микроструктура са могућим уделом отпуштеног мартензита (сл. 65в)). Затечене микроструктуре по правцу *I-I* су сличне одговарајућим код металографског узорка са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја, што указује на доминантан утицај пролаза попуне који су код обе варијанте (МИГ/МАГ и РЕЛ/МАГ) исти. Правац мерења *I-I* обухвата основни материјал, зону утицаја топлоте и метал шави са стране лица. Правац *II-II* је одабран по средини споја у зони у којој је дошло до мешања коренског и покривног додатног материјала, док је правац *III-III* постављен са стране коренског пролаза у зони завареног споја у којој је доминантан утицај начина извођења, параметара и додатног материјала коренског пролаза.

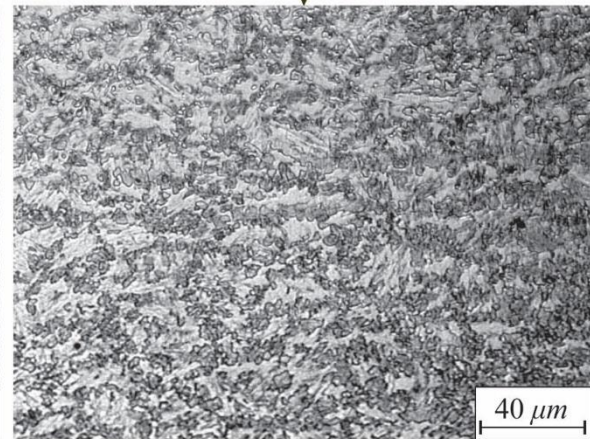
а) Метал шава - грубозрни бејнит са знатним уделом мартензита



б) Прелаз метала шава и ЗУТ-а - грубозрни бејнит са уделом мартензита



в) Грубозрни ЗУТ - грубозрни бејнит са уделом отпушеног мартензита



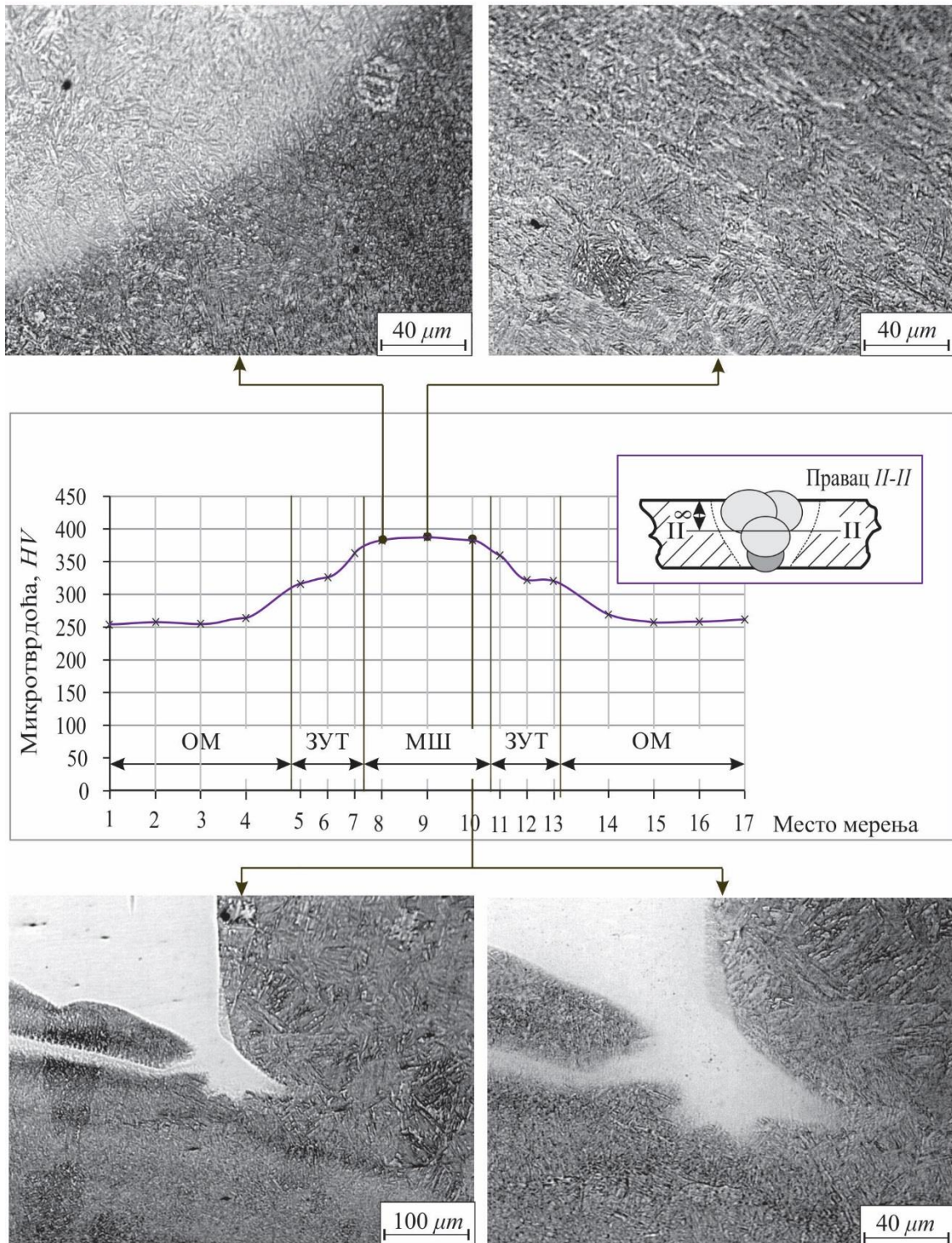
г) Финозрни ЗУТ - финозрна феритно-перлитна микроструктура са мањим уделом бејнита

Слика 65. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу I-I за варијанту МИГ/МАГ завареног споја

Расподела микротврдоће по правцу II-II и микроструктуре у карактеристичним зонама завареног споја варијантом МИГ/МАГ приказане су на слици бб.

а) Прелаз метала шави и ЗУТ-а - отпуштени грубозрни бејнит са уделом мартензита

б) Метал шави - отпуштени бејнит са уделом мартензита



в) Зона мешања метала шави коренског и пролаза попуне - бејнитна микроструктура са присуством отпуштеног мартензита за пролазе попуне, и ненагрижена зона услед високолегираног додатног материјала коренског пролаза

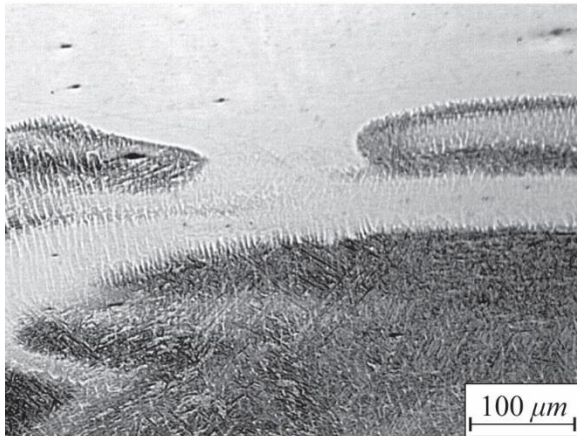
Слика бб. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по правцу II-II за варијанту МИГ/МАГ завареног споја

Микроструктурно стање метала шава за варијанту МИГ/МАГ завареног споја по правцу *II-II*, у централној зони попречног пресека, је исто као и одговарајуће по правцу са стране лица завареног споја, с тим што се уочава благо отпуштање микроструктуре услед пролаза попуне (сл. 66а), и б)). Појава кртих микроструктура није регистрована. Утицај високолегираног додатног материјала којим је изведен коренски пролаз евидентан је по правцу *II-II*. На сликама 66б) и г) види се ненагрижена зона у којој је доминантан утицај високолегираног додатног материјала коренског пролаза. Са друге стране на сликама 66б) и г) видљива је грубозрна зона ЗУТ-а коју карактерише бејнитна микроструктура са могућим присуством отпушеног мартензита без израженог игличастог усмерења. Регистрована микроструктурна стања су у сагласности са измереним вредностима микротврдоће у одговарајућим зонама.

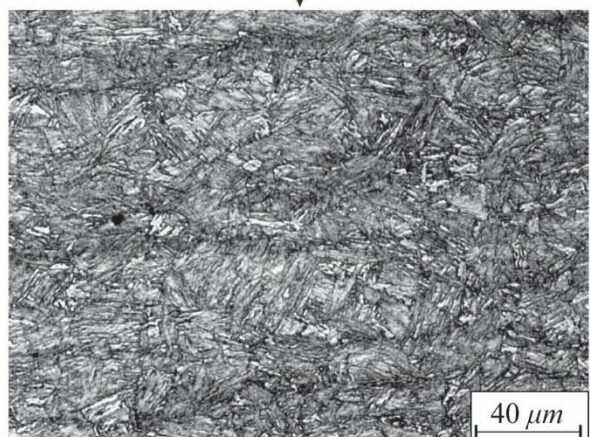
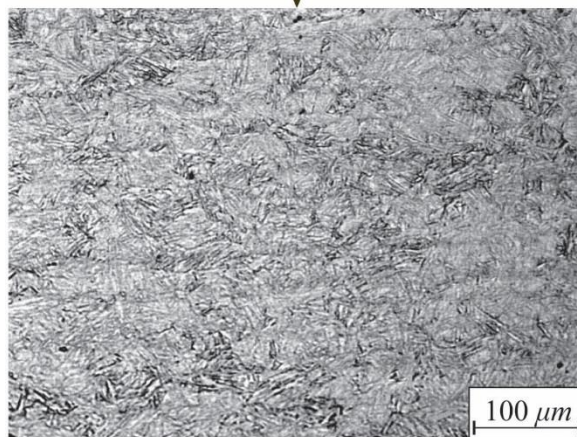
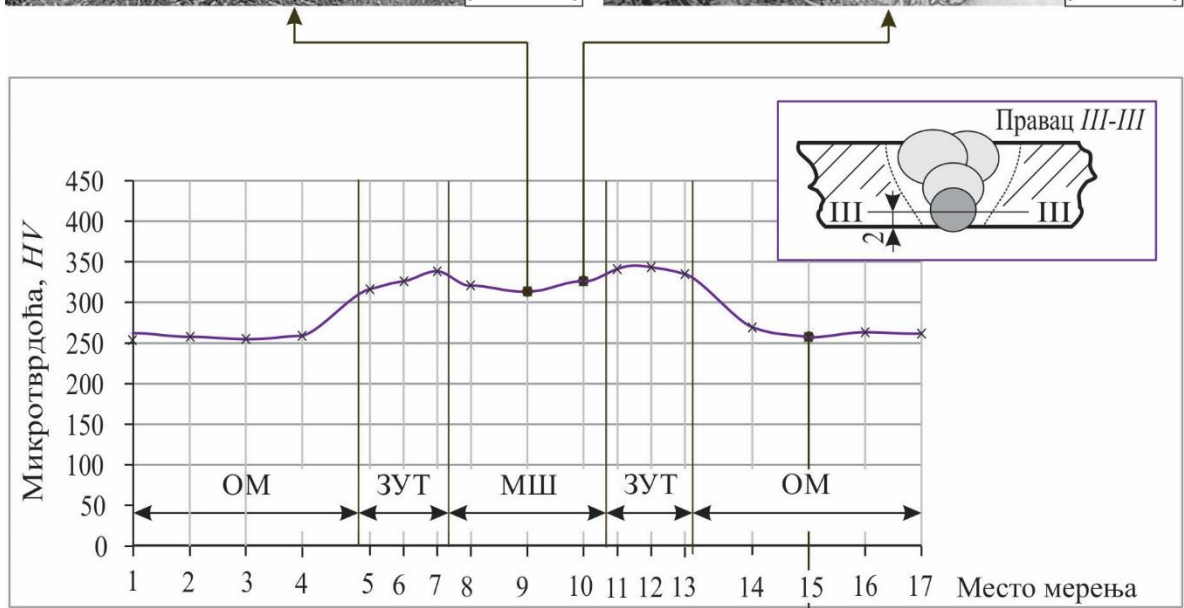
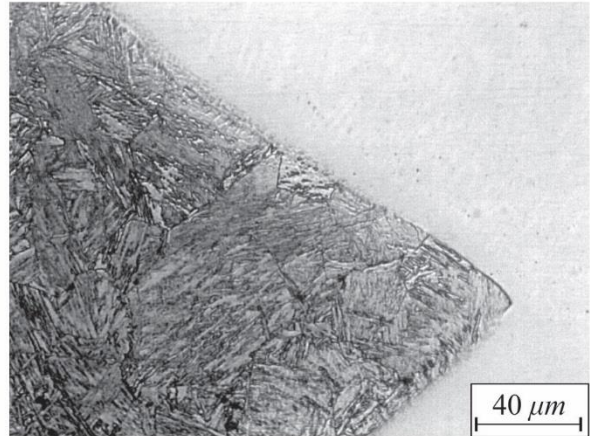
Расподела микротврдоће по правцу *III-III* и микроструктуре у карактеристичним зонама завареног споја варијантом МИГ/МАГ приказане су на слици 67.

Микроструктурно стање у грубозрној зони ЗУТ-а по правцу са стране коренског пролаза за поступак МИГ/МАГ приказано је на слици 67а) и б), а карактерише га бејнитна микроструктура без изражене игличасте микроструктуре. Микроструктура основног материјала је отпушени мартензит и при увећањима 200 и 500× приказана је на слици 67в).

а) Метал шав коренског пролаза -
ненагрижена зона високолегираног додатног
материјала и грубозрни бејнит у зони ЗУТ-а



б) Зона прелаза метала шав и ЗУТ-а -
бејнит без израженог игличастиг усмерења



в) Основни материјал - отпуштени мартензит без израженог усмерења

Слика 67. Расподела микротврдоће и микроструктура појединих зона по
правцу III-III за варијанту МИГ/МАГ завареног споја

6.3 ЕКСПЕРИМЕНТАЛНО ОДРЕЂИВАЊЕ МЕХАНИЧКИХ КАРАКТЕРИСТИКА НА СОБНОЈ ТЕМПЕРАТУРИ

Испитивање епрувета израђених од микрولةгираног челика повишене јачине *S690QL*, са и без завареног споја као и са и без извора концентрације напона, изведено је на собној температури у са брзином прираста силе која одговара статичким условима оптерећивања до кидања. За време оптерећивања анализирано је њихово механичко понашање при разматраним условима и одређене су основне механичке карактеристике материјала: напон течења, затезна јачина и издужење до кидања.

Експериментално одређене механичке карактеристике испитиваног челика упоређене су са одговарајућим подацима које за механичке карактеристике декларише произвођач и које дефинишу стандарди за разматрану класу челика. Утицај технологије извођења заварених спојева биће анализиран упоређењем одговарајућих вредности механичких карактеристика код епрувета са завареним спојем варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ. Такође, упоређивањем понашања епрувета за време оптерећивања до кидања са различитим концентраторима напона биће утврђени степени концентрације напона које изазивају разматрани извори и њихов утицај на карактер механичког понашања током оптерећивања и лома епрувета.

6.3.1 Метод испитивања и криве ојачања

Експериментална испитивања су изведена у Лабораторији за заваривање и Лабораторији за обраду метала деформисањем на Факултету инжењерских наука у Крагујевцу у складу са стандардом *ISO 6892-1:2009* - Метални материјали - Испитивање затезањем - Методе тестирања на собној температури [57]. Експериментално испитивање механичких карактеристика на собној температури изведено је на универзалној машини за испитивање тип *z100* произвођача *Zwick Roell GmbH & Co. KG*. Мерни систем са универзалном машином за испитивање *Zwick Roell z100* приказан је на слици 68.



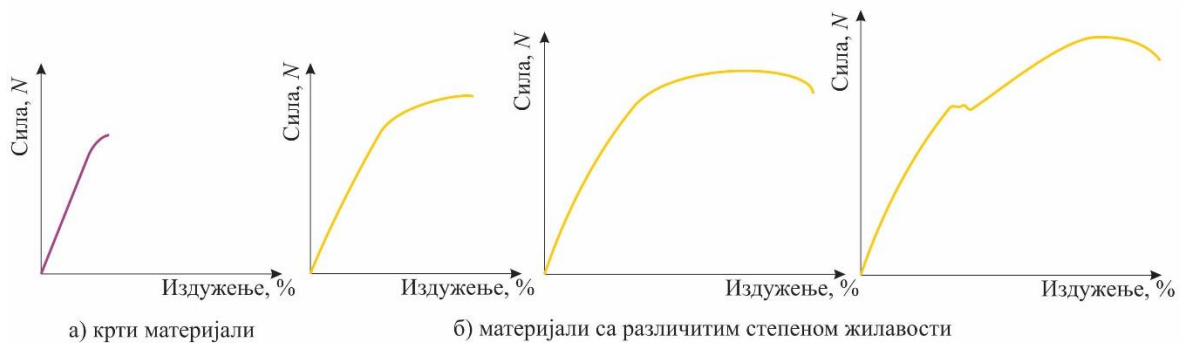
Слика 68. Универзални уређај за испитивање *Zwick Roell z100*

Универзална машина за испитивање *Zwick Roell z100* представља део флексибилног мерног система који омогућава функционална тестирања компонената и материјала. Овај мерни систем карактерише висока прецизност и широк опсег мерења. Карактеристике мерног система обезбеђују широке области примене. Машина за испитивање је повезана са пресоналним рачунаром који је опремљен лабораторијским софтверским пакетом *testXpert*. Управљање машином и прикупљање и обрада података, из аспекта оператера, обезбеђује висок степен флексибилности при испитивању. Прецизно позиционирање и веома висока крутост машине за испитивање постигнута је рамом кога чине два стуба за вођење од алуминијумске легуре ослоњена на кугличне лежајеве. Максимална сила износи 100 kN , брзина чељусту машине је од $0,000008 \text{ mm/s}$ до 12.5 mm/s . Мерење силе у опсегу од 0,4 до 100% номиналне

силе задовољава класу 1 мерних инструмената, док мерење силе у опсегу од 2 до 100% номиналне силе задовољава класу 0,5 мерних инструмената. Иницијална мерна дужина екстензиометра је 11 до 50 *mm*. Резолуција положаја покретне чељусту мерена по оси машине износи 0,0207 *μm*.

Методологија експерименталног испитивања обухвата припрему и постављање епрувета, оптерећивање до кидања за време кога је регистрована зависност сила и издужење испитиване епрувете и одређене основне механичке карактеристике. За време експерименталног испитивања брзина прираштаја силе одговарала је статичким условима оптерећења.

Анализа резултата испитивања материјала затезањем, у односу на друге статичке поступке испитивања чврстоће, пружа најпотпунију слику о механичком понашању метала. Ово испитивање изведено је до коначног лома чиме су добијени резултати о својствима отпорности и начину деформисања. Током испитивања механичко понашање епрувета представљено је дијаграмима који представљају зависност сила - издужење, код којих су на апсциси представљено тренутно издужење изражено у процентима, а на ординати одговарајућа сила. На слици 69 илустративно су приказане зависности сила - издужење за крте и жилаве материјале са различитим степеном жилавости.



Слика 69. Карактеристични облици дијаграма зависности сила - издужење

Почетни део криве која представља дијаграм зависности сила - издужење је најчешће праволинијски. Ово је област у којој постоји линеарна зависност између силе и издужења, односно област у којој важи Хуков закон еластичности. Хуков закон еластичности је апроксимација која казује да је релативна деформација еластичног тела директно пропорционална напону који на њега делује. Овај закон важи за велику групу материјала који се називају еластични материјали у одређеним границама односно са напоне који не превазилазе границу еластичности. Константа пропорционалности у линеарном односу између деформације и напона назива се модул еластичности и зависи од карактеристика материјала и температуре.

Са порастом напона преко границе еластичности, издужења постају већа па се крива постепено савија према апсциси. У овој области издужење је потпуно еластично, што значи да би по престанку деловања силе епрувета поново имала почетну дужину [125].

Са повећањем дужине епрувете настаје смањење попречног пресека. Ово попречно скупљање је пропорционално издужењу са фактором пропорционалности који је познат као Поасонов број и има различите вредности у еластичној и пластичној области. Код кртих материјала (сл. 69а) лом настаје са порастом силе изнад границе еластичности, пре настанка већих трајних издужења епрувете. Код жилавих материјала (сл. 69б) са порастом напона настаје интензивно пластично деформисање материјала. Граница течења је за неке класе челика јасно изражена. При течењу материјала долази до пластичних деформација при којем сила остаје константна или опада. Течење материјала карактерише се и појавом Лидерсових линија на полираним површинама епрувета. Са даљим порастом силе материјал испитиване

епрувете се супротставља деформисању, тако да је за даље деформисање потребно деловати све већим и већим силама. Овај ефекат пораста напона течења са повећањем пластичне деформације праћен је смањењем пластичности материјала и познат је као деформационо ојачање. Степен деформационог ојачања зависи од: особина самог материјала (хемијски састав, структура, стање), степена деформације, температуре и брзине деформације.

Зависност напона течења односно деформационог ојачања од остварене еквивалентне пластичне деформације позната је као крива течења. Одређивање ових кривих представља метод квантификовања деформационог ојачања материјала. За време пластичног деформисања, деформациони отпор једнак је еквивалентном напону према енергетском услову пластичности. Овај поступак одређивања кривих течења које дефинишу зависност еквивалентног напона од еквивалентне деформације је експерименталан и најчешће се изводи при једноосним напонским стањима [125].

Процес деформисања при испитивању затезањем може се поделити у две области. Прва област је деформисање до постизања максималне силе у којој се врши хомогено деформисање и влада једноосно напонско стање. У овој области постоји један главни напон који је једнак еквивалентном напону. За време пластичног деформисања еквивалентни напон једнак је деформационом отпору. Од достизања границе течења па до тренутка постизања максималне силе треба успоставити везу између силе затезања и напона. Применом услова о непроменљивости запремине може се успоставити веза у следећем облику:

$$\sigma_1 = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0} \frac{A_0}{A} = \frac{F}{A_0} \frac{l_0}{l} = (1 + \varepsilon) = \frac{F}{A_0} e^{\varphi} = \sigma_e = K, \quad (105)$$

где су: σ_1 - стварни напон, σ_e - еквивалентни напон, K - деформациони отпор, l_0, l - почетна мерна дужина епрувете и тренутна дужина испитиване епрувете, A_0, A - површина попречног пресека епрувете пре деформисања и тренутна површина попречног пресека епрувете, $\varepsilon = \frac{l-l_0}{l_0}$ - релативно издужење епрувете, φ - природна или логаритамска деформација.

Анализом претходног израза може се закључити да релевантност резултата зависи од прецизности мерења промене силе и издужења током испитивања.

Еквивалентна деформација је при испитивању затезањем једнака природној деформацији дужине епрувета и дефинише се као

$$\varphi_e = \ln \frac{l}{l_0} \quad (106)$$

Крива ојачања добија се применом израза (106) на вредности сила и издужења у области пластичног и равномерног деформисања током испитивања затезањем која суштински представља зависност деформационог отпора од еквивалентне деформације. При испитивању затезањем проблем представљају релативно мале вредности максималних деформација хомогеног деформисања које за челике износе око 30%. Ове тешкоће у мерењу малих деформација превазилазе се дефинисањем аналитичких апроксимација кривих ојачања које са довољном тачношћу мењају експериментално одређене криве ојачања. У литератури се најчешће користе следећи облици аналитичких апроксимација кривих ојачања:

$$K = C \cdot \varphi^n, \quad (107)$$

$$K = C_1 + C_2 \cdot \varphi^m, \quad (108)$$

$$K = M + N \cdot \varphi. \quad (109)$$

Константе у изразима могу се одредити при затезању на основу следећих услова:

- за $\varphi = 0 \Rightarrow K = K_0 = R_p$
- за $\varphi = \varphi_M \Rightarrow \frac{\partial F}{\partial \varphi} = 0; K = K_M$
- $V_0 = V = A_0 \cdot l_0 = A \cdot l = const.$

Коначни облици апроксимација када се користи логаритамска деформација могу се добити у облику

$$K = \frac{K_M}{\varphi_M^{\varphi_M}} \varphi^{\varphi_M}, \quad (110)$$

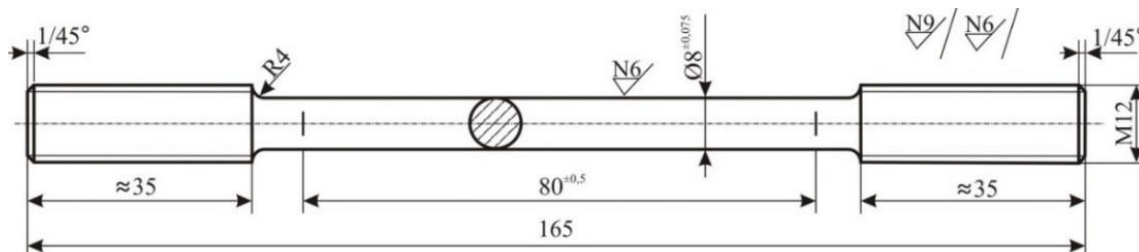
$$K = K_0 + (K_M - K_0) \left(\frac{\varphi}{\varphi_M} \right)^{\frac{K_M}{K_M - K_0} \varphi_M}, \quad (111)$$

$$K = K_M (1 - \varphi_M + \varphi). \quad (112)$$

Приказани изрази омогућавају директну примену у софтверима за нумеричку симулацију, једноставни су за примену и нема ограничења максималних деформација [125].

6.3.2 Одређивање механичких карактеристика заварених спојева на собној температури

Експериментално испитивање извршено је на собној температури у статичким условима оптерећења до кидања на серијама од по три епрувете. Облик, димензије и изглед испитиване епрувете приказан је на слици 70. Епрувете су израђене од разматраног микролегираног челика повишене јачине *S690QL*, комерцијалног назива *WELDOX 700* Шведског произвођача *SSAB*.



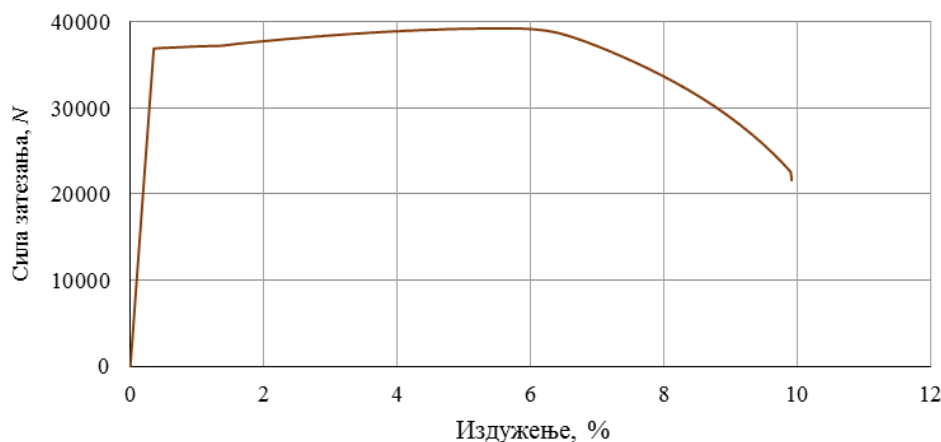
Слика 70. Облик, димензије и изглед епрувете

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика код испитиваних епрувета приказане су у табели 15.

Табела 15. Механичке карактеристике епрувета од основног материјала

Тип епрувете / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m	$A_{11,3}$
		mm	mm ²	MPa	MPa	%
ОМ	1-1	88,01	49,51	736	793	11,05
	1-2	87,89	49,64	736	794	11,68
	1-3	87,51	49,64	745	802	10,27

Експериментално одређена зависност сила - издужење код испитиване серије епрувета показују високу сагласност. Зависност сила - издужење за епрувету 1-1 из испитиване серије припремљене од разматраног челика *S60QL* приказана је на слици 71.

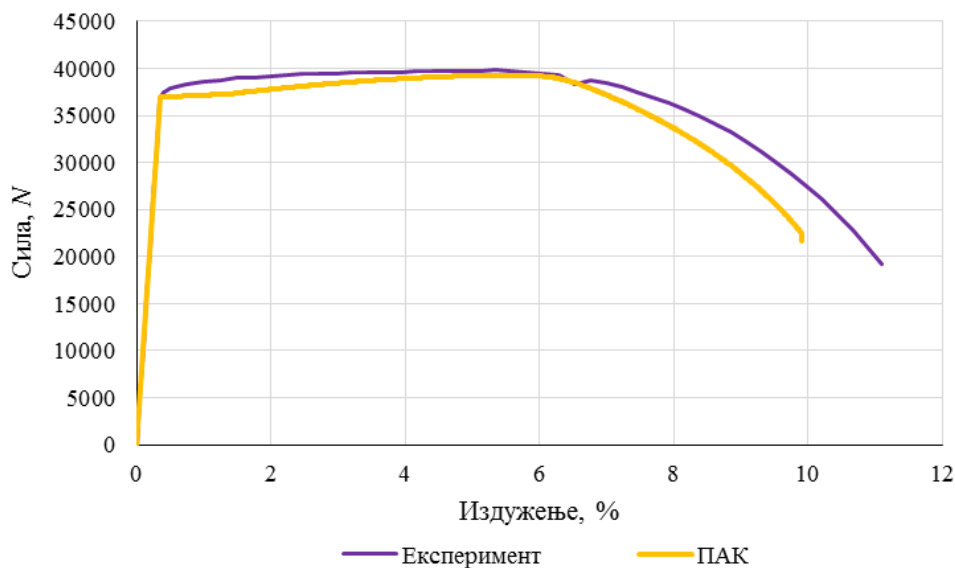


Слика 71. Зависност сила - издужење за испитивану епрувету 1-1

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне чврстоће на испитиваним епруветама показују веома мала међусобна одступања. Експериментално одређене вредности напона течења $R_{p0,2}=739 \text{ MPa}$ и затезне чврстоће $R_m=796 \text{ MPa}$ указују да разматрани материјал - челик повишене јачине класе *S690QL*, комерцијалног назива *WELDOX 700* произвођача *SSAB*, испуњава услове прописане стандардом и чак надмашује карактеристике које декларише произвођач. Експериментално одређена вредност издужења до кидања, изражена у процентима налази се у границама које прописује стандард и које декларише произвођач за испитивани материјал.

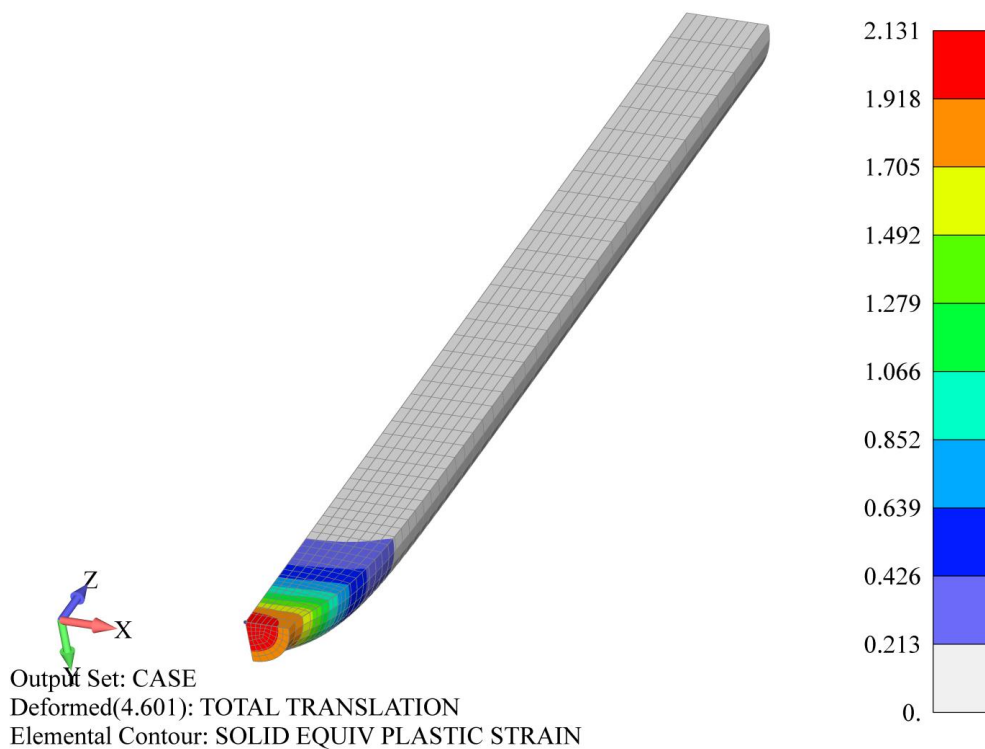
У оквиру испитивања механичких карактеристика и понашања разматраних модела при оптерећивању до кидања развијен је математички модел разматраних епрувета применом методе коначних елемената помоћу програмског пакета ПАК, чиме су добијене вредности механичких карактеристика које су у сагласности са експериментално одређеним. Експериментално верификован развијени математички модел употребљен је за одређивање напонско-деформационог стања које влада у карактеристичној зони испитиваног модела. Зависност сила - издужење при испитивању затезањем извршена је и нумерички у програмском пакету ПАК на основу методе коначних елемената. На слици 72 приказане су зависности сила - издужење код испитиваних епрувета одређене експериментално и нумерички у програмском пакету ПАК.

Резултати нумеричке симулације понашања разматране епрувете у складу су са експериментално одређеним вредностима механичких карактеристика и положајем зоне кидања код испитиваних епрувета. Експериментално и нумерички одређене зависности сила - издужење показују висок степен међусобне сагласности. Затим, у оквиру нумеричке симулације разматране епрувете одређено је поље пластичне деформације које је приказано на слици 73. Због симетрије испитиване епрувете а у циљу ефикасности нумеричког израчунавања посматра се четвртина формираног математичког модела.



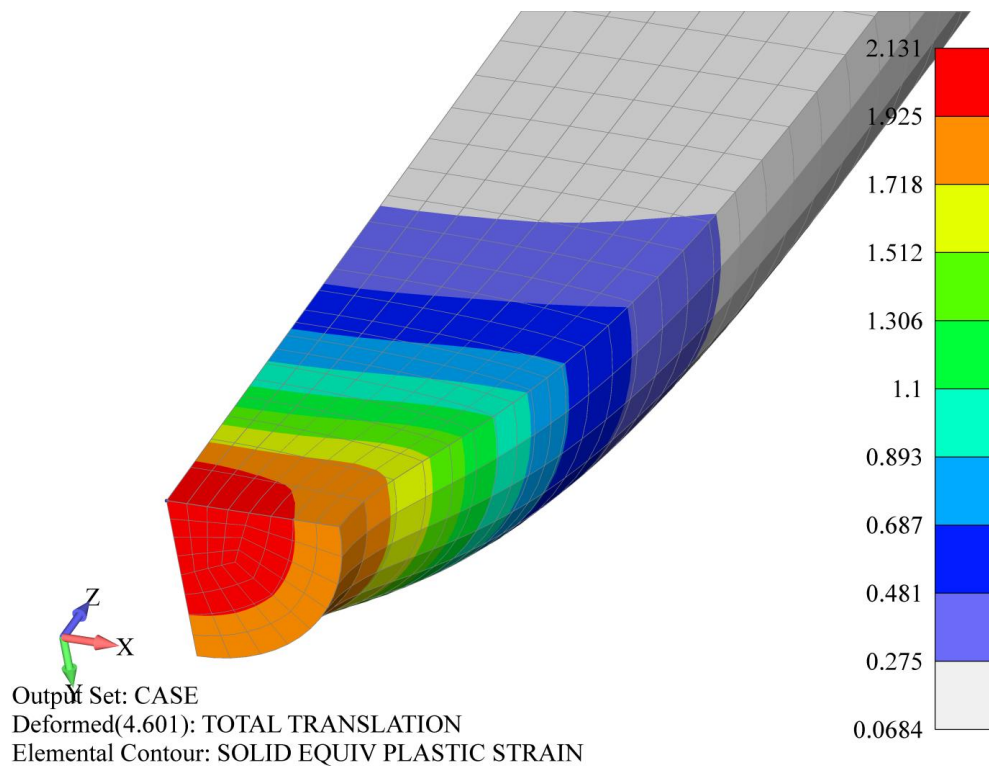
Слика 72. Зависности сила - издужење одређене експериментално и нумерички

Визуелизација поља ефективне пластичне деформације у кораку непосредно пред кидање епрувете приказана је на слици 74. Вредности ефективних пластичних деформација у појединим зонама, изражених у процентима, добијају се множењем вредности са скале приказане на слици 74 са стотину.



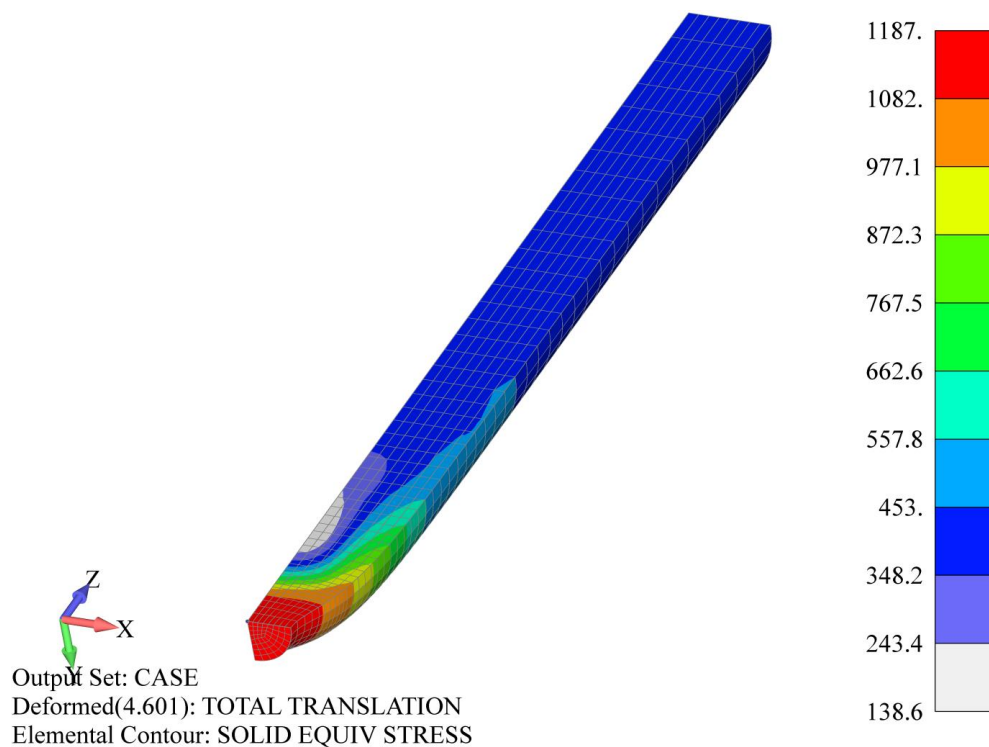
Слика 73. Поље ефективне пластичне деформације на температури од 20°C

Зона са највишим ефективним пластичним деформацијама је у околини површине по којој настаје прелом епрувете, док је у осталим зонама разматраног модела ефективна пластична деформација равномерна и по својој вредности далеко мања. Поље ефективне пластичне деформације које је одређено нумерички током корака непосредно пред кидање епрувете у зони у којој настаје прелом епрувете приказано је на слици 74.



Слика 74. Поље ефективне пластичне деформације у зони настанка прелома епрувете

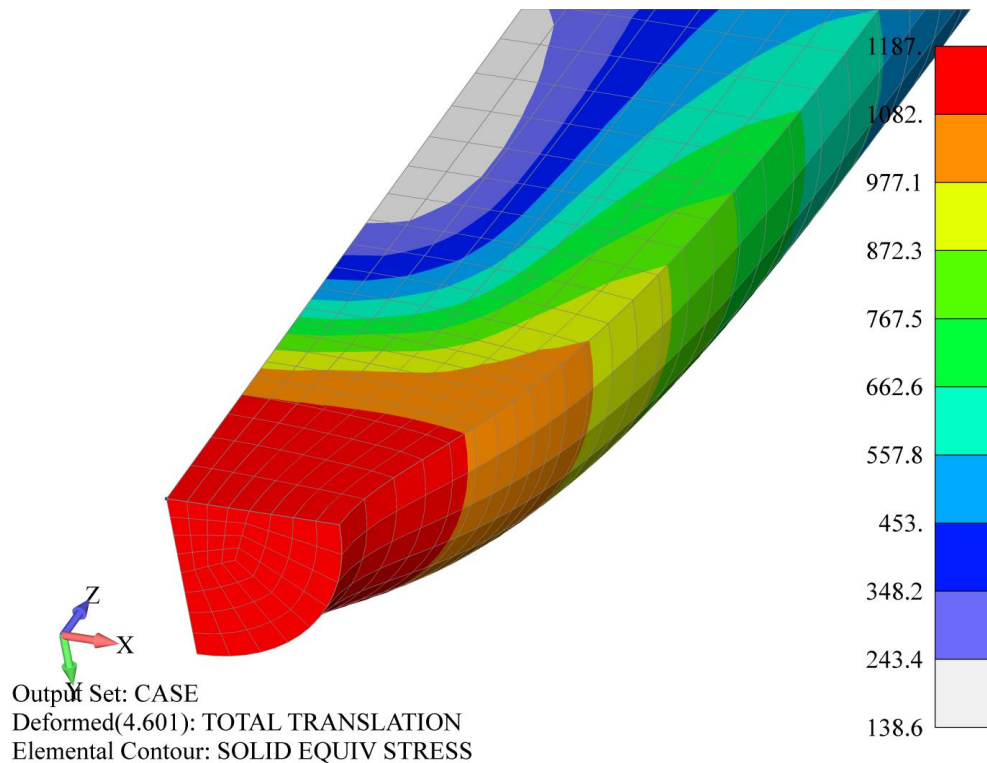
Одговарајуће поље ефективног напона у кораку непосредно пред кидање епрувете одређено нумерички применом програмског пакета ПАК приказано је на слици 75.



Слика 75. Поље ефективног напона на температури од 20°C

На основу визуализације дистрибуције ефективног напона која је приказана на слици 75 може се закључити да је зона у којој владају највиши ефективни напони у области у којој настаје прелом епрувете. Са удаљавањем од зоне у којој настаје прелом епрувете делују знатно нижи ефективни напони који су равномерно распоређени. Поље ефективног напона и поље

ефективних пластичних деформација који су одређени нумерички на формираном математичком моделу су сагласни. Поље ефективног напона у зони у којој настаје прелом епрувете приказано је на слици 76.



Слика 76. Поље ефективног напона на температури од 20°C

При истим условима испитиване су епрувете које садрже разматране варијанте МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ заварених спојева. Епрувете су израђене тако да се заварени спој, остварен варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ, налази на половини њене мерне дужине. Облици и димензије епрувета са разматраним завареним спојевима су исти као и код епрувета које су без спојева (сл. 70).

Експериментално одређене вредности најважнијих механичких карактеристика епрувета са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја приказане су у табели 16.

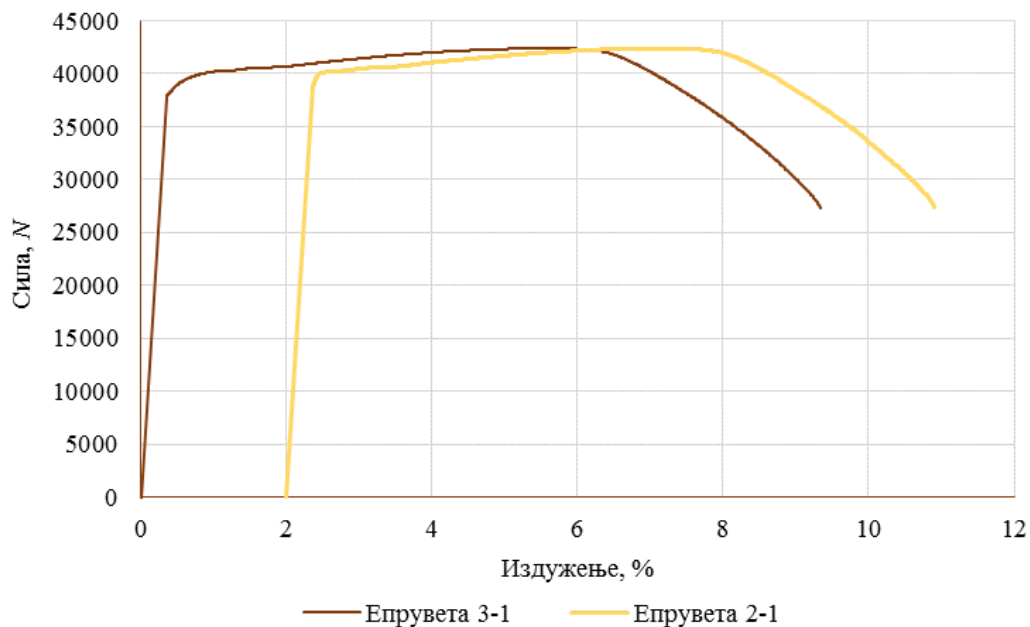
Табела 16. Механичке карактеристике епрувета са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја

Варијанта споја / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m	$A_{11,3}$
		mm	mm ²	MPa	MPa	%
МИГ/МАГ	2-1	90,04	50,01	779	850	8,83
	2-2	90,01	50,14	-	584	-
	2-3	90,15	50,14	769	835	5,01
РЕЛ/МАГ	3-1	90,77	50,01	758	847	9,64
	3-2	90,03	49,89	753	842	8,91
	3-3	89,17	50,01	752	847	9,91

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне чврстоће за испитивану серију епрувета показују мала међусобна одступања па се резултати могу сматрати релевантним за даљу анализу, изузев у случају епрувете са ознаком 2-2 код које је дошло до

кидања при знатно нижој сили што је последица грешке у извођењу завареног споја, па ће овај резултат бити изузет из даљих разматрања. Грешке у завареним спојевима настају при свим технолошким поступцима заваривања и сваки од ових поступака подразумева сталну и специфичну могућност настајања грешака. Квалитет заварених спојева зависи од веома великог броја фактора, па присуству грешака у зонама заварених спојева треба посветити посебну пажњу како при изради саме заварене конструкције тако и за време њихове експлоатације. Грешке у завареним спојевима су описане и класификоване у стандарду *SRPS EN 26520:1992*, док је квалитет заварених спојева прописан стандардом *SRPS EN 25817:1992*. Будући да су примењене технологије заваривања верификоване и остварени заварени спојеви прописаног квалитета, грешка у споју је приказана с циљем да се илустративно истакне утицај могућих грешака на механичке карактеристике изведених заварених спојева.

На слици 77 приказани су дијаграми зависности сила - издужење који су одређени код епрувете са ознаком 3-1 која је припремљена од разматраног основног материјала тако да на половини своје мерне дужине садржи заварени спој који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и код епрувете са ознаком 2-1 која садржи спој изведен варијантом МИГ/МАГ за време оптерећивања до киданја.



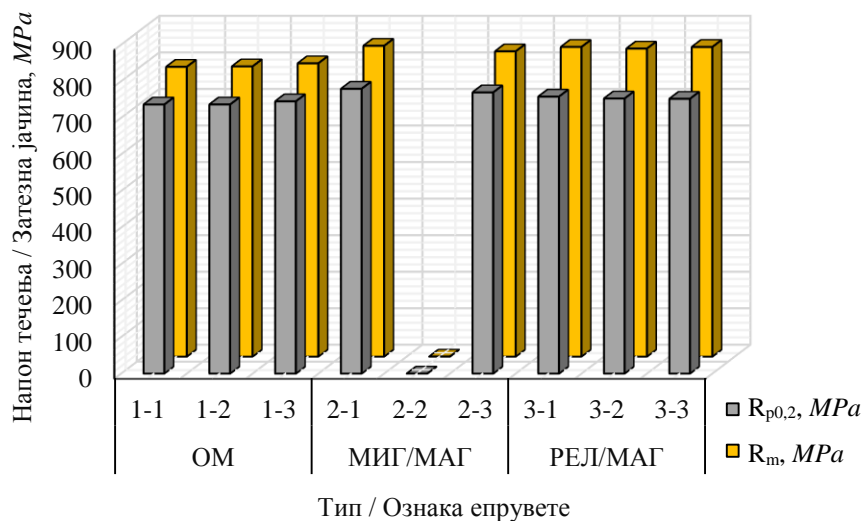
Слика 77. Зависност сила - издужење за епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја

За време испитивања затезањем заварени спојеви су изложени трансверзалном оптерећењу. Напон течења и затезна јачина материјала метала шава заварених спојева су виши од одговарајућих напона основног материјала *S690QL*. Метал шава код обе разматране варијанте извођења завареног споја има више вредности напона течења и затезне чврстоће од основног материјала. При испитивању затезањем у еластичној области деформисања напони течења и затезне јачине појединих зона епрувета које садрже заварени спој немају утицаја на деформационо понашање епрувета. При пластичном деформисању, зона завареног споја са најнижом вредношћу напона течења одређује зависност сила-издужење код испитиване епрувете са завареним спојем. При испитивању затезањем долази до појаве локалних области пластичног деформисања у зони основног материјала, с обзиром на то да метал шава има веће вредности напона течења и затезне јачине од основног материјала. Метал шава омета смањивање попречног пресека при затезању и у околним зонама основног материјала условљава сложено напонско стање. Нелинеарности, које процес заваривања са собом

неминовно доноси, сама геометрија споја, нарочито код спојева који нису симетрични какав је случај код испитиваног V сучеоног споја, нехомогено стање деформација и дистрибуција заосталих напона у околини завареног споја изведеног разматраним варијантама условљавају да се код епрувета које садрже овај спој при испитивању добију нешто више вредности напона у односу на епрувете припремљене од основног материјала [80, 133, 134, 138, 140, 142]

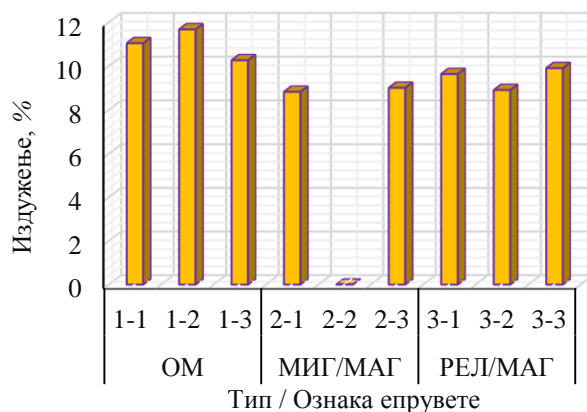
Експериментално одређене вредности напона течења и затезне чврстоће за епрувете од разматраног челика повишене јачине *S690QL* без завареног споја, као и са завареним спојем изведеним варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ хистограмима су приказане на слици 78.

Међусобним упоређењем вредности које су хистограмски приказане на слици 78 може се закључити да механичке карактеристике епрувета које садрже заварени спој, при статичким испитивањима, остају у границама одговарајућих вредности које су одређене у истим условима испитивања код епрувета које не садрже заварени спој.



Слика 78. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и са завареним спојем оствареним варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ

Положај места кидања на свим испитиваним епруветама налази се изван зона заварених спојева, тј. у основном материјалу, што представља још један показатељ да су примењени методи и технологије заваривања, као и параметри заваривања правилно одабрани. Такође, експериментално одређене вредности затезне јачине епрувета са завареним спојевима показују да је концентрација напона услед завареног споја минимална при статичким условима оптерећења и собној температури испитивања. Механичко понашање епрувета са завареним спојем за време испитивања до кидања, у смислу зависности сила - издужење је слично понашању епрувета од основног материјала без завареног споја. Карактеристичне области: област линеарне зависности при еластичном деформисању, област еластичног деформисања без линеарне зависности, област пластичног деформисања која почиње течењем, област пораста силе при пластичном деформисању све до достизања максималне силе и кидања издвајају се при анализи зависности сила - издужење код епрувета са завареним спојем изведеним варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ. На слици 79 хистограмски су приказане експериментално одређене вредности издужења изражене у процентима за епрувете без завареног споја и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја.



Слика 79. Хистограмски приказ вредности издужења до кидања код епрувета од ОМ и са завареним спојем оствареним варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ

На основу експериментално одређених вредности које су приказане на слици 79 може се закључити да је пластичност епрувета са завареним спојем оствареним варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ мања од пластичности епрувета од основног материјала. Издужења до кидања код епрувета са завареним спојем МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ су међусобно приближно једнака [4, 6, 10, 14, 19, 20]. Изглед епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после изведеног испитивања приказан је на слици 80, док је изглед епрувета са спојем РЕЛ/МАГ након изведеног испитивања приказан на слици 81.



Слика 80. Изглед епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после кидања

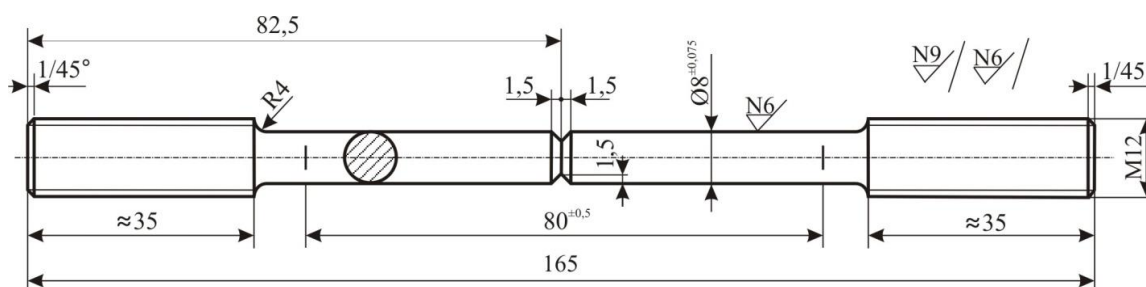


Слика 81. Изглед епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја после кидања

Положај површине прелома и њен изглед, као и изглед зоне око места прелома указује да лом настаје изван зоне завареног споја на испитиваним епруветама, осим у случају епрувете са ознаком 2-2. Облик површине кидања код ове епрувете указује да је код ње кидање настало управо услед дефекта при извођењу завареног споја, што је у сагласности са измереним вредностима механичких карактеристика. С обзиром да је код осталих епрувета прелом настао ван зоне завареног споја примењена технологија и параметри заваривања су верификовани као релевантни.

6.3.3 Одређивање механичких карактеристика епрувета са V-жлебом по обиму

Одређивање механичких карактеристика и анализа понашања за време оптерећења до кидања изведено је, при истим условима, код епрувета са V-жлебом по обиму од разматраног челика *S690QL*, прво без, а затим и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја. Оса обимног V-жлеба налази се на средини завареног споја оствареног варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ, а затим и на растојању 5 mm и 10 mm. Циљ ове фазе експерименталног испитивања је одређивање основних механичких карактеристика и анализа понашања епрувета са вишеструком концентрацијом напона коју изазивају заварени спој и жлеб при различитим међусобним растојањима за време оптерећења. Упоредивањем одређених вредности механичких карактеристика одређена је осетљивост варијанти МИГ/МАГ и РЕЛ/МАГ завареног споја на концентрацију напона коју изазва V-жлеб по обиму са осом на различитом положају у односу на осу завареног споја. Облик, димензије и изглед епрувете са V-жлебом по обиму код којих су експериментално одређене механичке карактеристике и анализирано понашање за време оптерећевања приказани су на слици 82.



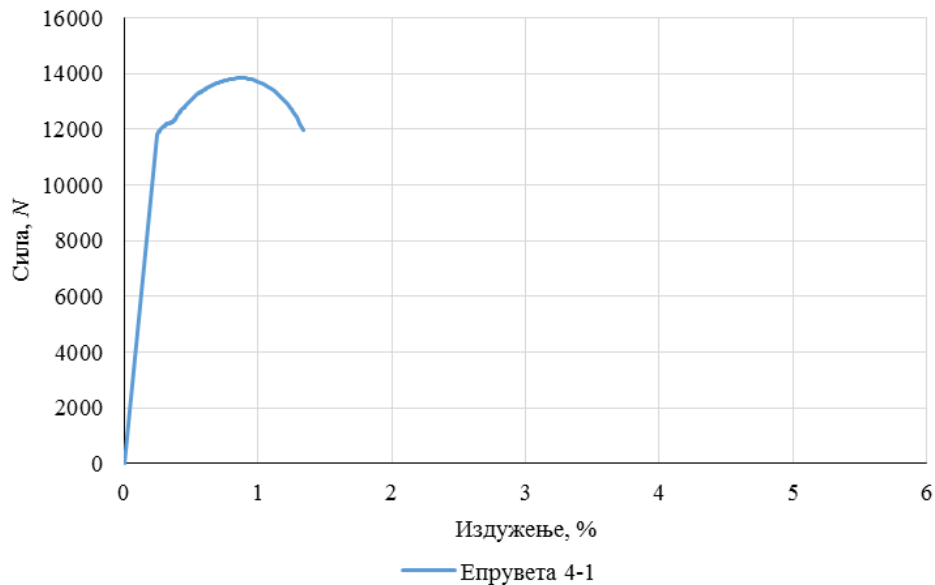
Слика 82. Облик, димензије и изглед епрувете са V-жлебом по обиму на половини мерног дела

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика на епруветама од разматраног материјала, челика *S690QL*, без завареног споја, са V-жлебом по обиму на половини мерног дела приказане су у табели 17.

Табела 17. Механичке карактеристике епрувета са V-жлебом по обиму на половини мерног дела епрувете

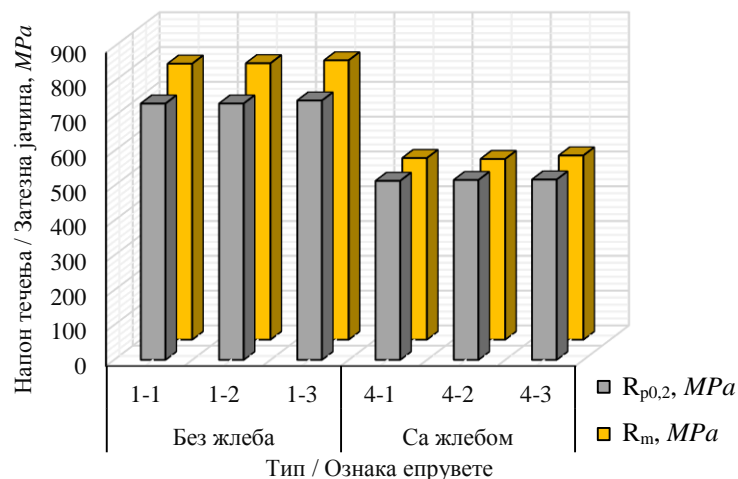
Ознака епрувете	L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
	mm	mm ²	MPa	MPa
4-1	89,17	23,01	514	521
4-2	87,74	23,01	517	519
4-3	86,96	23,50	518	529

Експериментално одређена зависност сила - издужење, за епрувету са ознаком 4-1 која је припремљена са V-жлебом по обиму на половини мерног дела, дијаграмски је приказана на слици 83.



Слика 83. Дијаграми сила - издужење за епрувету 4-1 са V-жлебом по обиму на половини мерног дела

Експериментално одређене вредности напона течења и затезних чврстоћа код епрувета у испитиваној серији показују мала међусобна одступања па се резултати могу узети као релевантни. На слици 84 хистограмски је приказан однос експериментално одређених напона течења и затезне чврстоће за епрувете од основног материјала, разматраног челика повишене јачине S690QL и са V-жлебом по обиму.



Слика 84. Хистограмски приказ вредности затезне чврстоће и напона течења код епрувета од ОМ и са V-жлебом по обиму

Епрувете са V-жлебом по обиму за време оптерећивања до кидања показују крто понашање које је последица концентрације напона коју изазива овај жлеб (сл. 83). Експериментално одређене вредности механичких карактеристика указују на тренд приближавања напона течења и затезне чврстоће, што представља додатни ограничавајући фактор који мора бити узет у обзир при анализи носивости конструкција. Експериментално одређен степен деградације разматраних механичких особина (сл. 84) указује на повишену

осетљивост микролегираног челика повишене јачине *S690QL* на концентрацију напона. Изглед серије епрувета после спроведеног испитивања приказан је на слици 85.



Слика 85. Изглед епрувета са *V*-жлебом по обиму после изведеног испитивања

Положај зоне кидања и изглед површине по којој је настало кидање код свих епрувета указује на осетљивост разматраног материјала на концентрацију напона.

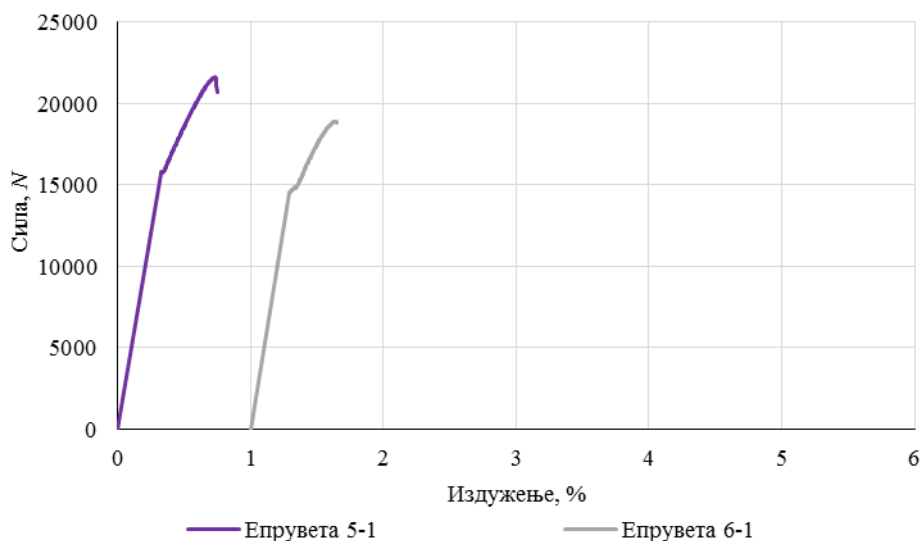
Експериментално одређене механичке карактеристике и понашање за време оптерећивања до кидања код испитиваних епрувета су резултат, како особина и карактеристика самог материјала и заварених спојева, тако и напонско-деформационог стања које влада у критичним зонама испитиваних модела. *V*-жлеб по обиму на испитиваним епруветама изазива концентрацију напона што доводи до прерасподеле напонско-деформационог стања које влада унутар испитиваних модела.

При истим условима, експериментално испитивање је спроведено на серији епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја који се налазе на половини мерне дужине и чија се оса поклапа са осом *V*-жлеба по обиму. Облик и димензије испитиваних епрувета су исте као и код претходно испитиваних (сл. 86). Експериментално одређене вредности механичких карактеристика на епруветама са разматраним варијантама РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и *V*-жлебом по обиму чија се оса поклапа са осом споја на половини мерног дела епрувете приказане су у табели 18.

Табела 18. Механичке карактеристике епрувета са завареним спојем и *V*-жлебом по обиму чије се осе поклапају

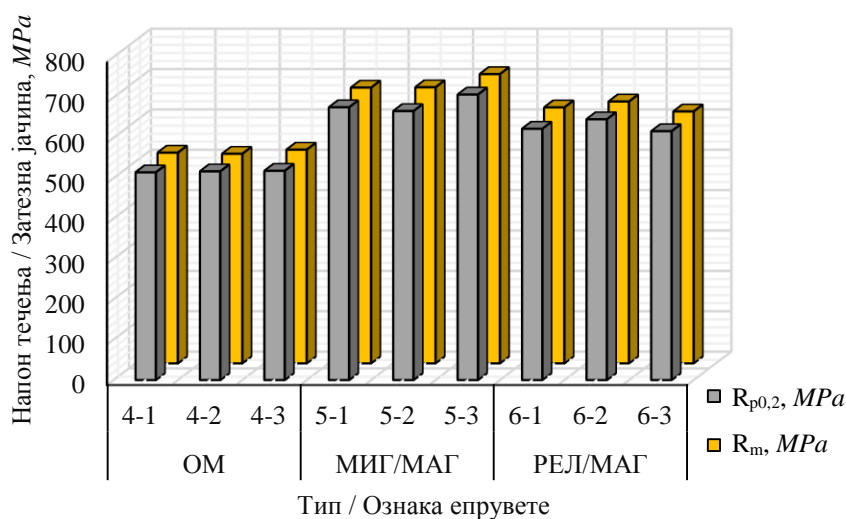
Варијанта споја / ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		<i>mm</i>	<i>mm</i> ²	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>
РЕЛ/МАГ	5-1	89,71	23,33	675	683
	5-2	89,71	23,33	666	683
	5-3	89,50	23,24	707	716
МИГ/МАГ	6-1	89,04	23,41	622	634
	6-2	90,04	23,41	646	648
	6-3	89,48	23,50	616	624

Експериментално одређена зависности сила - издужење за испитиване епрувете са *V*-жлебом по обиму чија се оса поклапа са осом завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ са ознаком 5-1 и за епрувету са ознаком 6-1 која садржи заварени споја изведен варијантом МИГ/МАГ и поменути *V*-жлеб дијаграмски су приказане на слици 86.



Слика 86. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са завареним спојем и V-жлебом по обиму

Како експериментално одређене вредности напона течења и затезних чврстоћа за испитиване епрувете показују мала одступања, исте се могу сматрати релевантним. Експериментално одређене вредности напона за епрувете са V-жлебом по обиму без завареног споја и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја чија се оса поклапа са осом жлеба приказане су на слици 87.



Слика 87. Хистограмски приказ вредности затезне чврстоће и напона течења код епрувета са V-жлебом од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја

На основу хистограма приказаних на слици 87 може се закључити да је вишеструка концентрација напона изазвана V-жлебом по обиму и завареним спојем варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ чије се осе поклапају, минимална при статичким испитивањима. Вредности експериментално одређених механичких карактеристика показују тренд пораста код оба типа заварених спојева што указује на закључак да концентрација напона услед обимног V-жлеба чија се оса поклапа са осом завареног споја доводи до делимичне релаксације напонско-деформационог стања у околини завареног споја. Степен релаксације напонско-деформационог стања је нешто већи код завареног споја варијантом МИГ/МАГ, што указује на осетљивост овог типа споја на концентрацију напона али и на нижи ниво заосталих напона

код овог типа завареног споја. Такође, на основу експериментално одређених резултата, закључује се да је пластичност заварених спојева који се налазе у близини извора концентрације напона далеко мања од њихове пластичности без концентратора напона [14, 21, 34, 39, 40, 72, 102]. Експериментално одређене зависности сила издужење код испитиваних епрувета указују да њихово механичко понашање за време оптерећивања карактерише линеарна област све до кидања. Експериментално одређене вредности напона течења и затезних чврстоћа код испитиваних епрувета су практично једнаке.

Изглед епрувета са завареним спојем МИГ/МАГ и V-жлебом по обиму чије се осе поклапају после изведеног испитивања приказан је на слици 88, а за епрувете са завареним спојем РЕЛ/МАГ приказан је на слици 89.



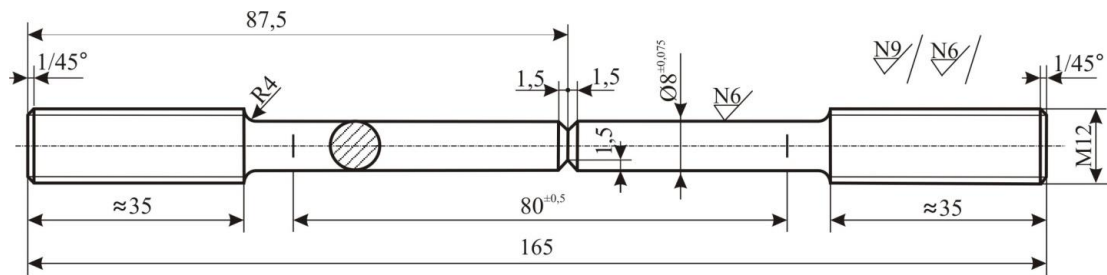
Слика 88. Изглед епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму чије се осе поклапају после испитивања



Слика 89. Изглед епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму чије се осе поклапају после испитивања

Изглед серије епрувета после испитивања за оба типа завареног споја указује на доминантан утицај обимног V-жлеба као концентратора напона, што је у сагласности са измереним вредностима механичких карактеристика.

У следећој фази испитивање је извршено на епруветама са променом растојања између осе V-жлеба у односу на осу завареног споја. Испитивана серија епрувета је изведена са V-жлебом по обиму чија је оса на растојању од 5 mm од осе завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ. Облик, димензије и изглед епрувета за испитивање приказани су на слици 90. Оса завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ налази се на половини мерног дела епрувета.



Слика 90. Облик, димензије и изглед епрувете са V-жлебом по обиму на 5 mm од осе завареног споја варијанте РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика за епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму чија је оса на 5 mm од осе споја приказане су у табели 19.

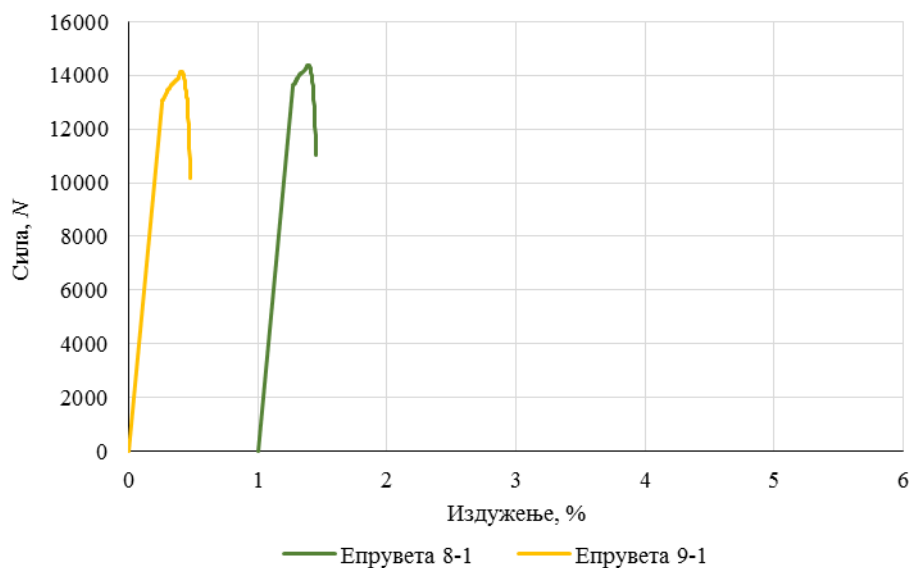
Табела 19. Механичке карактеристике епрувета са завареним спојем и V-жлебом по обиму чије су осе на растојању 5 mm од осе споја

Варијанта споја/ ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
РЕЛ/МАГ	8-1	88,68	23,67	575	586
	8-2	88,78	23,50	538	547
	8-3	89,19	22,90	584	591
МИГ/МАГ	9-1	90,68	23,93	542	555
	9-2	88,78	23,50	557	562
	9-3	90,94	23,67	553	562

Експериментално одређене зависности сила - издужење за епрувету 8-1 са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму чија је оса на 5 mm од осе овог споја дијаграмски је приказана на слици 91. На истој слици приказана је и експериментално одређена зависност сила - издужење за епрувету 9-1 са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму чија је оса на 5 mm од осе овог споја.

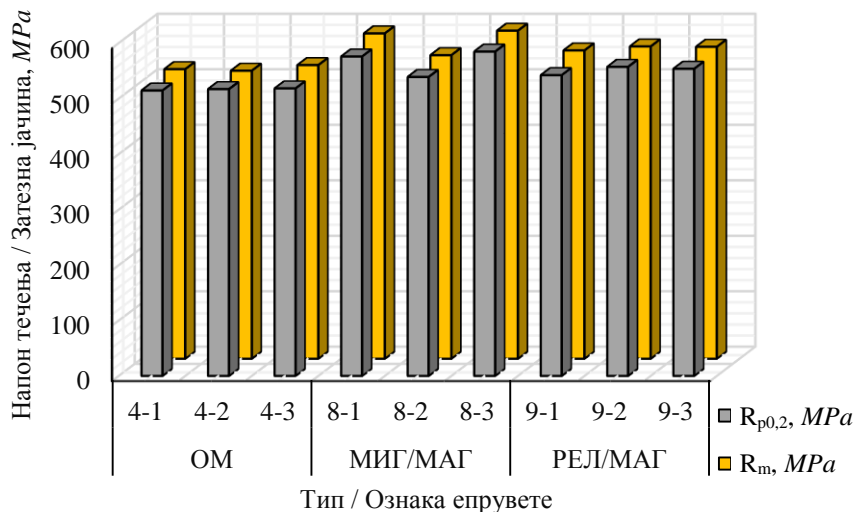
Вредности напона течења и затезних чврстоћа код испитиваних епрувета су приближно исте, али је карактер механичког понашања за време оптерећивања до кидања различит што представља важан фактор који утиче на стабилност заварених конструкција са оваквом конфигурацијом концентратора напона у зонама спојева.

Зависности сила - издужење код испитиваних епрувета, које су приказани на слици 91, карактерише линеарна област која важи све до достизања сила кидања. Област течења код испитиваних епрувета није изражена.



Слика 91. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 5 mm од осе овог споја

Механичка понашања испитиваних епрувета у серији током оптерећивања до кидања су међусобно сагласна, а одређене вредности напона течења и затезних чврстоћа показују мала међусобна одступања, па се експериментални резултати могу узети као релевантни за даљу анализу. Експериментално одређене вредности напона код епрувета од основног материјала, без завареног споја, као и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму, чија је оса на растојању 5 mm од осе споја, приказане су хистограмски на слици 92.



Слика 92. Хистограмски приказ затезне чврстоће и напона течења код епрувета од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 5 mm од осе споја

На основу вредности које су за одговарајуће епрувете хистограмима приказане на слици 88 закључује се да је вишеструка концентрација напона која је изазвана V-жлебом по обиму и завареним спојем минимална при статичким оптерећењима. Вредности експериментално одређених механичких карактеристика не показују утицај вишеструке концентрације напона услед обимног V-жлеба чија се оса налази на 5 mm од осе завареног споја. Међутим, експериментално одређена пластичност епрувета са завареним спојем и извором концентрације напона далеко је мања од пластичности епрувета без концентратора напона [14,

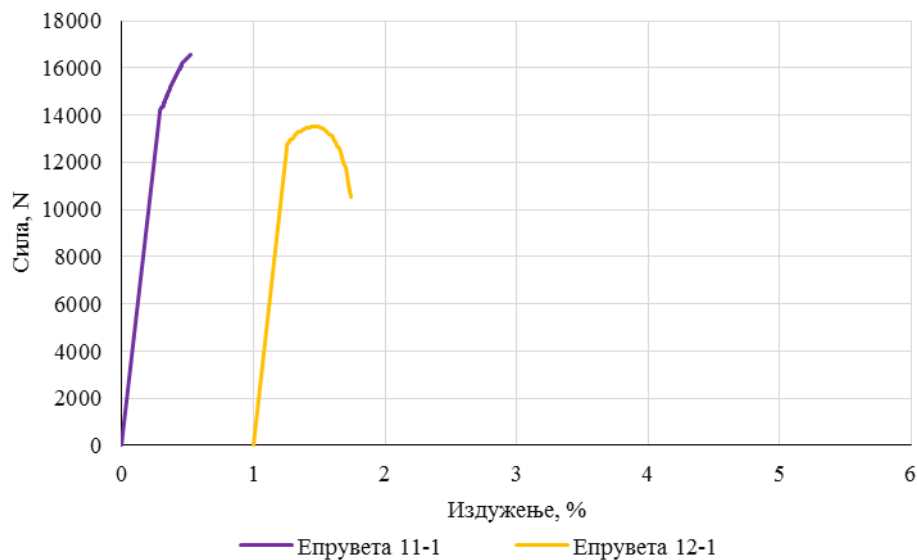
21, 34, 39, 40, 72, 102]. Механичко понашање епрувета током оптерећивања до кидања има крт карактер.

За време следеће фазе испитивања експериментално су одређене механичке карактеристике епрувета са V-жлебом по обиму чија је оса на 10 mm од осе разматраног завареног споја. Вредности напона течења и затезних чврстоћа приказане су у табели 20.

Табела 20. Механичке карактеристике епрувета са завареним спојем и V-жлебом чије су осе на растојању 10 mm од осе разматраног завареног споја

Варијанта споја/ ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
РЕЛ/МАГ	11-1	88,26	23,41	605	637
	11-2	87,80	23,50	589	600
	11-3	87,73	23,50	575	578
МИГ/МАГ	12-1	89,86	23,59	536	556
	12-2	89,72	23,33	532	537
	12-3	88,82	23,84	515	521

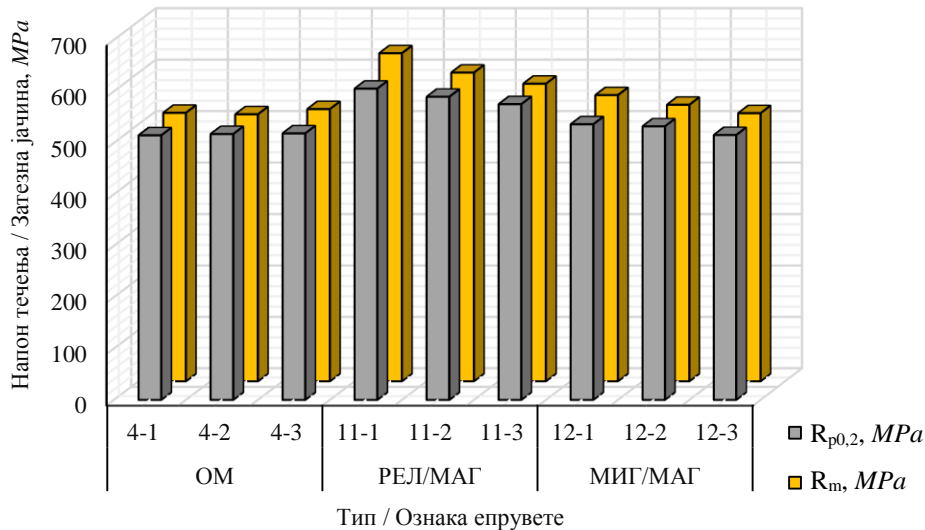
Понашање испитиваних епрувета за време оптерећивања до кидања анализирано је преко зависности сила - издужење које су за епрувету са ознаком 11-1 која садржи заварени спој изведен варијантом РЕЛ/МАГ и V-жлеб по обиму чија је оса на 10 mm од осе овог споја дијаграмски је приказана на слици 93. На слици 93 је такође приказана је и експериментално одређена зависност сила - издужење које су за епрувету са ознаком 12-1 која садржи заварени спој изведен варијантом МИГ/МАГ и V-жлеб по обиму чија је оса на 10 mm од осе споја.



Слика 93. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 10 mm од осе споја

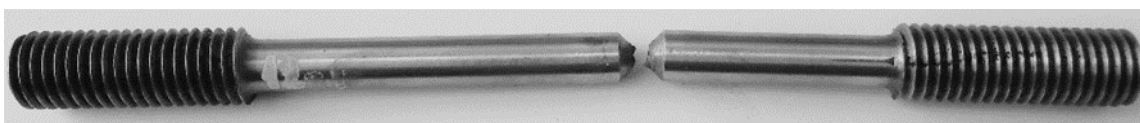
С обзиром на то да експериментално одређене вредности напона течења и затезних чврстоћа карактеришу мала међусобна одступања као и да су механичка понашања испитиваних епрувета током испитивања сагласна, експериментални резултати се могу узети као релевантни.

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика код епрувета без завареног споја, затим са завареним спојем који је изведен варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ и V- жлебом по обиму, чија је оса на растојању 10 mm од осе споја, хистограмски су приказане на слици 94.



Слика 94. Хистограмски приказ затезне чврстоће и напона течења код епрувета од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом на 10 mm од осе споја

На основу вредности напона које су хистограмски приказане на слици 94 закључује се да је вишеструка концентрација напона изазвана V-жлебом по обиму чија је оса на 10 mm од осе завареног споја, минимална при испитиваним условима оптерећења. Вредности експериментално одређених механичких карактеристика не показују утицај концентрације напона изазване разматраном конфигурацијом извора концентрације напона при условима у којима је спроведено испитивање. У случају завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ постоји минималан утицај вишеструке концентрације напона у смислу делимичне релаксације напонско-деформационог стања, док је код разматраног завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ овај утицај занемарљив. Током оптерећивања до кидања испитиване епрувете показују крт карактер. На дијаграмима зависности сила - издужење који су приказани на слици 93 издвајају се области линеарних зависности које важе све до постизања максималних сила при кидању. При оваквој конфигурацији извора концентрације напона зоне течења нису изражене. Вредности напона течења и затезних чврстоћа приближно су исте као и код епрувета без завареног споја, али је карактер механичког понашања крт. Ова чињеница представља фактор коме је потребно посветити нарочиту пажњу при анализама носивости заварених конструкција. Експериментално одређена пластичност разматраних епрувета је знатно мања од пластичности епрувета без извора концентрације напона [14, 21, 34, 39, 40, 72, 102]. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму на 10 mm од осе споја после изведеног испитивања приказан је на слици 95, а са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја на слици 96.



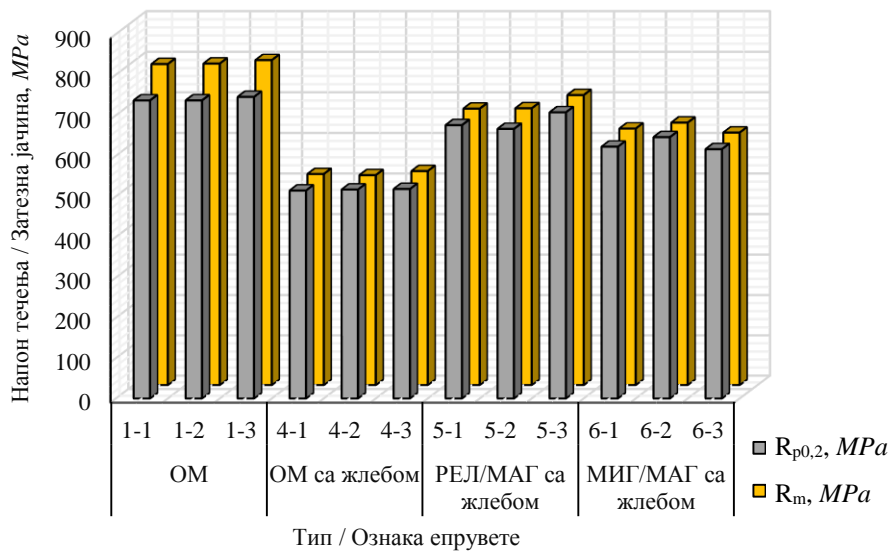
Слика 95. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму на 10 mm од осе споја после изведеног испитивања



Слика 96. Епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом по обиму на 10 мм од осе споја после изведеног испитивања

Изглед површине прелома и њен положај у сагласности су са експериментално одређеним механичким понашањем епрувета за време испитивања до кидања.

Степен осетљивости варијанте РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на концентрацију напона коју изазива V-жлеб по обиму, чија се оса поклапа са осом споја, анализиран је упоређивањем експериментално одређених вредности затезних чврстоћа и напона течења приказаних на слици 97.



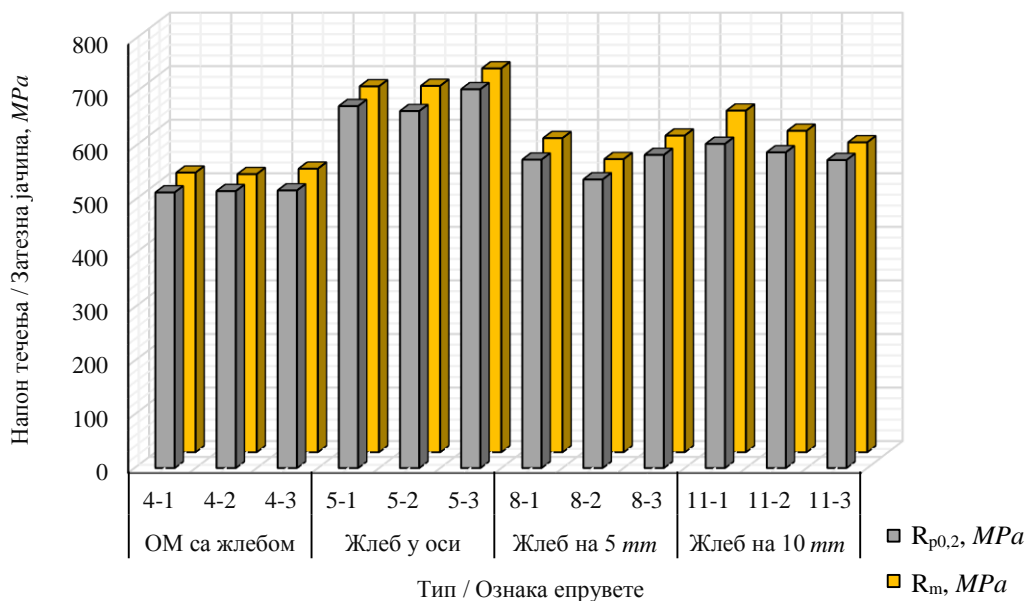
Слика 97. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и са варијантом МИГ/МАГ или РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом чије се осе поклапају

На основу вредности напона течења и затезних јачина приказаних на слици 97 закључује се да је утицај концентрације напона услед обимног V-жлеба при испитиваним условима веома значајан. Највећа концентрација напона коју изазива V-жлеб по обиму јавља се код епрувета без завареног споја. Код завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ утицај концентрације напона, услед обимног V-жлеба са осом која се поклапа са осом споја, на механичке карактеристике је нижи од утицаја код епрувета које не садрже заварени спој. Међутим, услед троосног напонског стања које условљава концентрација напона, механичко понашање епрувета за време испитивања је слично механичком понашању кртих материјала. Напони течења и затезне чврстоће код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ показују извесну релаксацију напонско-деформационог стања због концентрације напона коју изазивају V-жлебови по обиму чије се осе поклапају са осам заварених спојева. Међутим, крто понашање и приближавање напона течења и затезних јачина

представљају важне факторе који морају бити адекватно размотрени током анализе интегритета и носивости заварених конструкција.

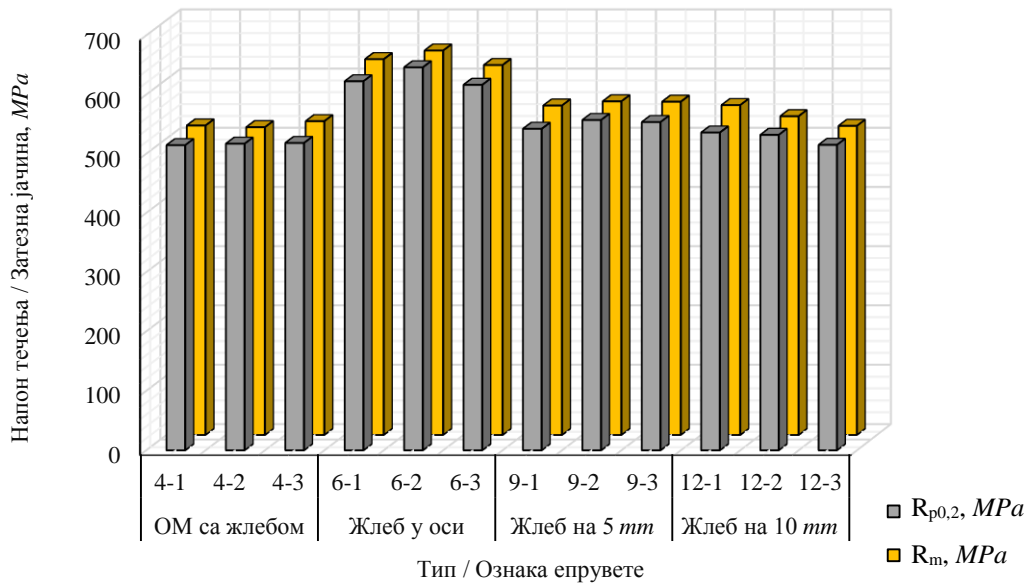
Код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ и V-жлебом по обиму, чије се осе поклапају, а затим се налазе на растојању 5 и 10 mm, степен утицаја концентрације напона анализиран је поређењем експериментално одређених вредности напона. Експериментално одређене вредности напона за епрувете са завареним спојем РЕЛ/МАГ и V-жлебом по обиму, чије се осе поклапају, а затим се налазе на растојању 5 и 10 mm од осе завареног споја, приказане су на слици 98.

Код епрувета са завареним спојем РЕЛ/МАГ и V-жлебом по обиму највећа концентрација напона је у случају кад се осе жлеба и завареног споја поклапају (сл. 98). У случајевима када се оса обимног V-жлеба налази на растојању 5 и 10 mm, утицај концентрације напона је знатно нижи. Експериментално одређене вредности напона код епрувета са завареним спојем РЕЛ/МАГ и V-жлебом по обиму чија је оса на 5 и 10 mm од осе завареног споја показују да при растојањима оса већим од 5 mm утицај концентрације напона опада. Вредности напона код епрувета са V-жлебом по обиму, чија је оса на 10 mm од осе завареног споја показују мали пад у односу на случајеве када је ово растојање 5 mm (сл. 98) услед незнатног утицаја вишеструке концентрације. Механичко понашање испитиваних епрувета за разматране конфигурације извора концентрације напона показују крте карактеристике са приближавањем вредности напона течења и затезних јачина.



Слика 98. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и V-жлебом

Експериментално одређене вредности напона за епрувете са завареним спојем МИГ/МАГ и V-жлебом по обиму, чија се оса поклапа са осом споја, а затим се налази на растојању од 5 и 10 mm од осе завареног споја, приказане су на слици 99. Утицаји вишеструке концентрације напона код епрувета са завареним спојем МИГ/МАГ исти је као код одговарајућих епрувета са завареним спојем РЕЛ/МАГ, највећи је у случајевима када се V-жлеб по обиму налази у оси завареног споја, знатно нижи и приближно међусобно једнак када се налази на растојању 5 mm и 10 mm (сл. 99).



Слика 99. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и V-жлебом

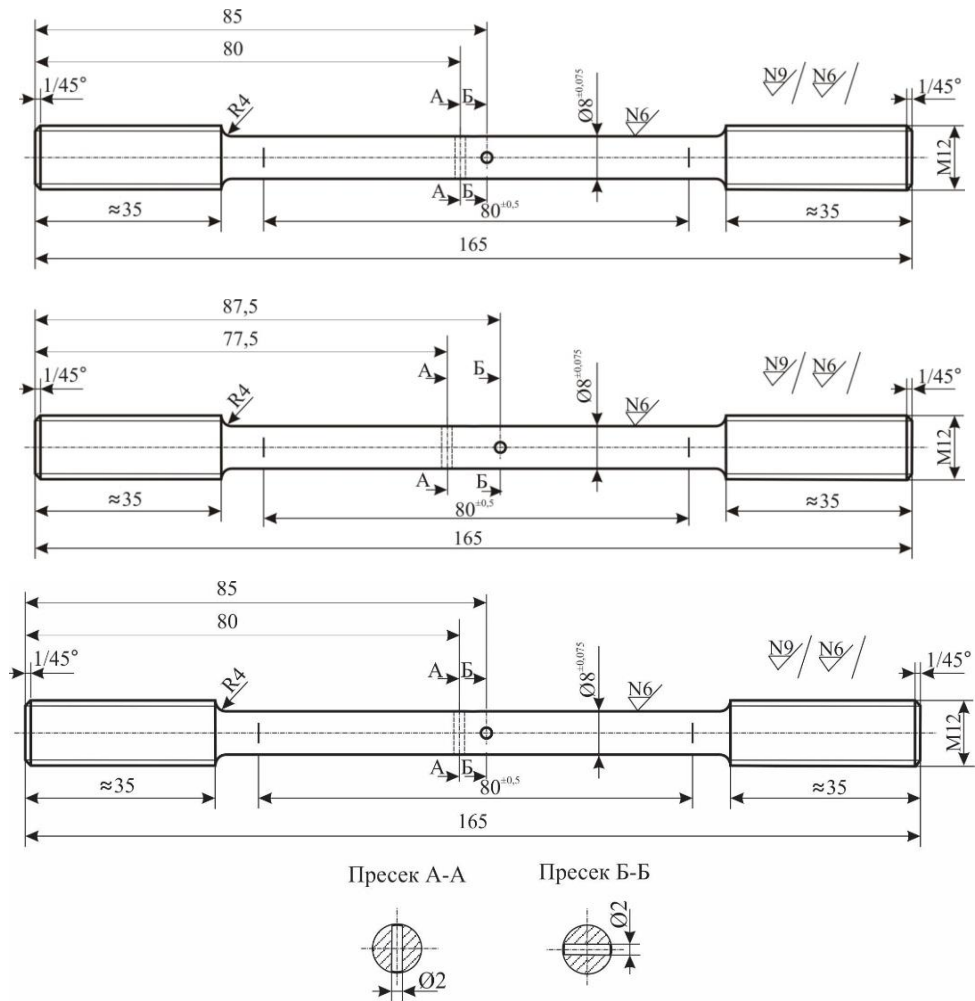
Понашање епрувета са завареним спојем МИГ/МАГ за време испитивања затезањем до кидања има исте карактеристике као и понашање епрувета са завареним спојем РЕЛ/МАГ па се закључује да су оба типа заварених спојева у истом степену осетљиви на концентрацију напона изазвану V-жлебом по обиму.

6.3.4 Одређивање механичких карактеристика епрувета са отворима

Током ове фазе експерименталног испитивања одређене су основне механичке карактеристике и анализирано је механичко понашање за време затезања до кидања код епрувета од челика *S690QL*. Одређивање механичких карактеристика експерименталним поступком спроведено је на серијама од по три епрувете истог облика и димензија и у истим условима испитивања на собној температури. Епрувете имају по два отвора пречника 2 mm, чије су осе мимоилазне у равнинама нормалним на осу епрувете на међусобном растојању 5 mm, 10 mm и 15 mm. На овај начин је експериментално одређена осетљивост разматраног материјала на вишеструку концентрацију напона коју изазивају разматране конфигурације извора концентрације напона на собној температури и у статичким условима оптерећивања.

Механичко понашање епрувета са разматраном конфигурацијом извора концентрације напона има крт карактер при затезању до кидања. На дијаграмима којима су приказане зависности сила - издужење издвајају се област линеарних зависности до течења, веома уска област течења и област пластичних деформација са порастом силе до коначног кидања (сл. 101). Експериментално одређене вредности напона течења и затезних јачина код разматраних епрувета показују тренд међусобног приближавања, али знатно мање него у случају других извора концентрације напона (нпр. заварени спој и V-жлеб по обиму чије се осе поклапају).

Облици и димензије испитиваних епрувета приказани су на слици 100.



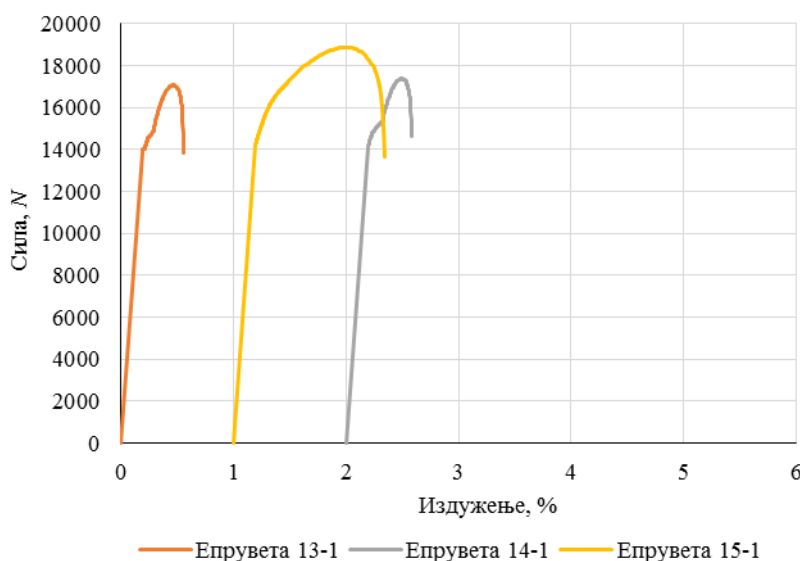
Слика 100. Облици и димензије епрувета са отворима

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика код испитиваних епрувета приказане су у табели 21.

Табела 21. Механичке карактеристике епрувета са мимоилазним отворима

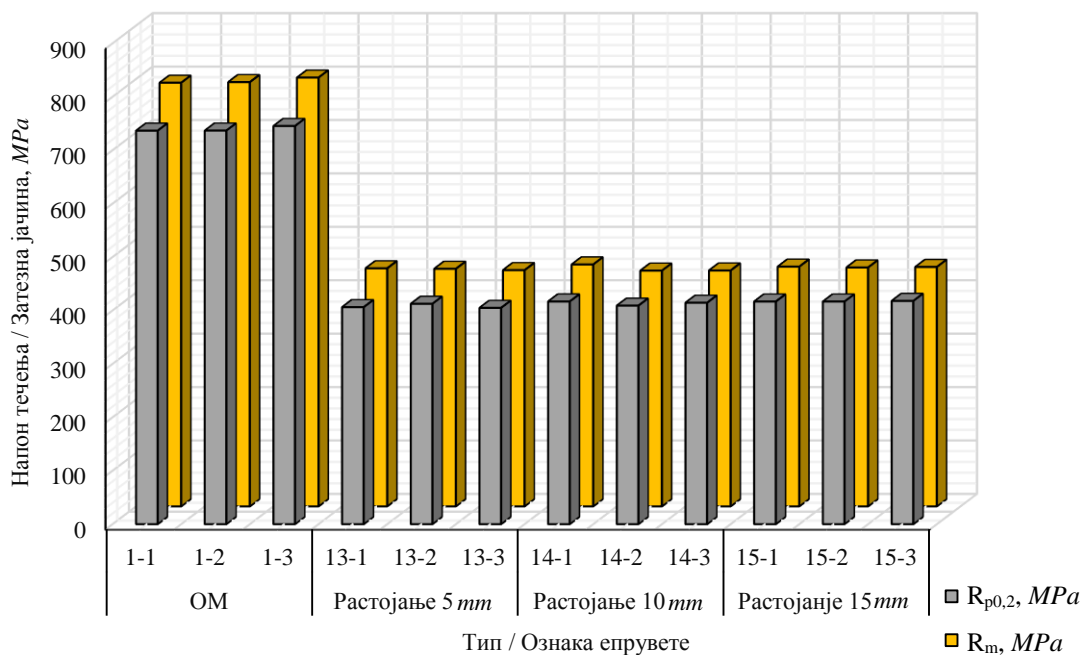
Растојање отвора/ Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		<i>mm</i>	<i>mm²</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>
5 mm	13-1	88,25	34,27	406	445
	13-2	87,38	34,80	412	444
	13-3	82,63	34,58	404	442
10 mm	14-1	86,05	34,05	416	452
	14-2	87,71	33,84	409	441
	14-3	86,41	33,95	414	441
15 mm	15-1	87,50	34,26	416	448
	15-2	87,87	34,05	416	447
	15-3	87,71	34,05	417	448

Експериментално одређене зависности сила - издужење код епрувета са ознаком 13-1, 14-1 и 15-1 са по два отвора чије су осе мимоилазне у равнима нормалним на осу епрувете на међусобном растојању 5 mm, 10 mm и 15 mm, дијаграмски су приказане на слици 101.



Слика 101. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са отворима

Експериментално одређене вредности напона течења и затезних чврстоћа испитиваних епрувета, као и њихово понашање за време затезања до кидања показују сагласност тако да су добијени резултати релевантни за разматрање. Вредности напона течења и затезних чврстоћа за епрувете са по два отвора пречника 2 mm чије су осе мимоилазне у равнима нормалним на осу епрувете на међусобном растојању 5 mm, 10 mm и 15 mm, као и епрувете без отвора, приказане су на слици 102.



Слика 102. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са отворима

Анализа вредности експериментално одређених напона течења и затезних јачина код испитиваних епрувета указује да је утицај вишеструке концентрације напона при разматраним условима значајан, а да међусобно растојање равни у којим са налазе осе отвора има знатно мањи утицај (сл. 102). Изглед серије епрувета са два отвора пречника 2 mm, чије су осе мимоилазне у равнима нормалним на осу епрувете на међусобном растојању 5 mm после испитивања приказан је на слици 103.



Слика 103. Изглед серије епрувета са мимоилазним отворима на растојању 5 mm после испитивања

Изглед серије епрувета са отворима, чије су осе мимоилазне у равнима нормалним на осу епрувете на међусобном растојању 10 mm после испитивања приказан је на слици 104, а изглед серије епрувета са отворима на растојању 15 mm приказан је на слици 105.



Слика 104. Изглед серије епрувета са мимоилазним отворима на растојању 10 mm после испитивања



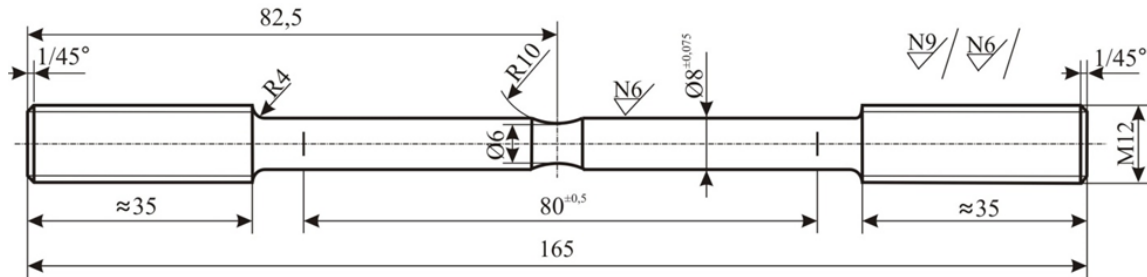
Слика 105. Изглед серије епрувета са мимоилазним отворима на растојању 15 mm после испитивања

Положај површине на којој је настало кидање код испитиваних епрувета указује на висок степен концентрације напона која је изазвана оваквом конфигурацијом концентратора напона (сл. 103, 104 и 105).

6.3.5 Одређивање механичких карактеристика епрувета са U-жлебом по обиму

Експериментално испитивање механичких карактеристика и анализа механичког понашања за време затезања до кидања изведено је на серијама од по три епрувете истог облика и димензија као и при испитивању на собној температури. Испитиване епрувете имају U-жлеб по обиму чија се оса налази на половини мерног дела и поклапа се са осом завареног

споја код епрувета које садрже заварени спој. Епрувете су израђене од основног материјала - разматраног микролегираног челика повишене јачине класе *S690QL* и са варијантама РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја. *U*-жлеб по обиму је изведен са три различите вредности радијуса 10 mm, 20 mm и 30 mm. Облик, димензије и изглед испитиване епрувете са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm приказана је на слици 106.



Слика 106. Облик и димензије епрувете са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm

С обзиром на то да експериментално одређене вредности напона течења и затезних јачина испитиваних епрувета показују мала међусобна одступања, а механичка понашања епрувета за време затезања до кидања су сагласна, резултати се могу сматрати релевантним.

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика код епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm чија је оса на половини мерног дела епрувете и поклапа се са осом завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ приказане су у табели 22.

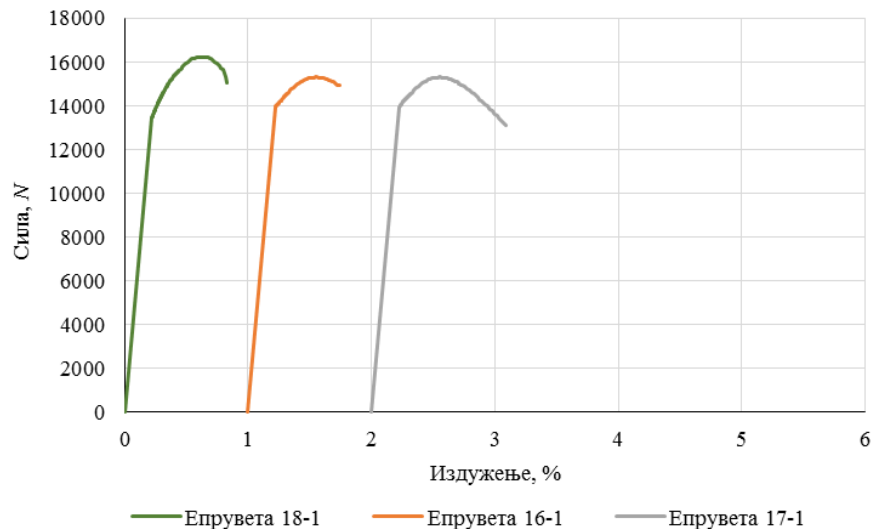
Табела 22. Механичке карактеристике епрувета са *U*-жлебом радијуса 10 mm по обиму

Варијанта споја / ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
Основни материјал	16-1	87,78	29,71	469	490
	16-2	85,43	28,94	469	488
	16-3	87,53	30,19	456	474
РЕЛ/МАГ	17-1	88,54	28,75	513	533
	17-2	88,78	28,37	543	570
	17-3	88,55	28,27	558	606
МИГ/МАГ	18-1	88,73	28,65	446	450
	18-2	88,17	29,03	440	444
	18-3	89,51	29,13	439	445

На основу експериментално одређених вредности напона код испитиваних епрувета закључује се да је вишеструка концентрација напона коју изазива заварени спој и *U*-жлеб по обиму радијуса 10 mm, чије се осе поклапају, знатна и у статичким условима испитивања. Доминантни извор концентрације напона је *U*-жлеб по обиму радијуса 10 mm, док је утицај варијанте, РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ, завареног споја знатно мањи. Код епрувета са завареним спојем варијантом РЕЛ/МАГ услед концентрације напона изазване *U*-жлебом по обиму долази од извесног снижавања нивоа вредности напона, што се одражава порастом вредности напона течења и затезних јачина. На основу експериментално одређених зависности сила - издужење закључује се да вишеструка концентрација напона коју изазива разматрана конфигурација

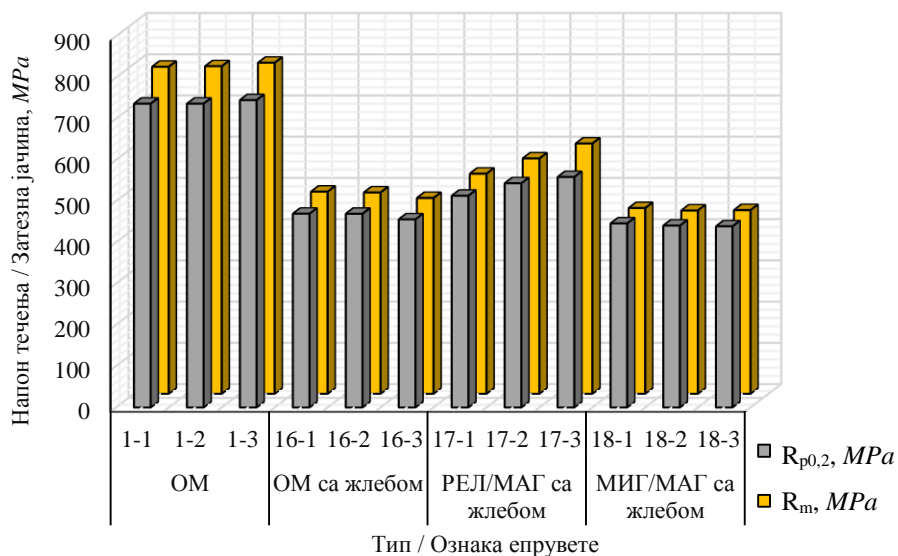
извора концентрације напона условљава крто понашање за време затезања до кидања. Област течења није јасно изражена а напони течења и затезне чврстоће имају тренд међусобног приближавања.

Експериментално одређене зависности сила - издужење које су регистроване код епрувете са ознаком 16-1 која је припремљена од основног материјала са *U*-жлеб по обиму радијуса 10 *mm* за време затезања до кидања приказана је на слици 107. На слици 107 приказане су и експериментално одређене зависности сила - издужење које су регистроване код епрувете са ознаком 17-1 која садржи заварени спој изведен варијантом РЕЛ/МАГ и *U*-жлеб по обиму радијуса 10 *mm* чије се осе поклапају, као и за епрувету 18-1 код које је заварени спој изведен варијантом МИГ/МАГ.



Слика 107. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне чврстоће, код епрувета без завареног споја као и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, чије се осе поклапају на средини мерног дела епрувете, хистограмски су приказане на слици 108.



Слика 108. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*

Изглед епрувета које су израђене од разматраног материјала са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* чија је оса на половини мерног дела после испитивања приказан је на слици 109.



Слика 109. Изглед епрувета од основног материјала са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* на половини мерног дела после испитивања

Изглед епрувета после затезања са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, чије се осе поклапају и налазе на половини мерног дела приказан је на слици 110.



Слика 110. Епрувете са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* чије се осе поклапају после испитивања

На слици 111 приказан је изглед епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, чије се осе поклапају и налазе на половини мерног дела после испитивања.

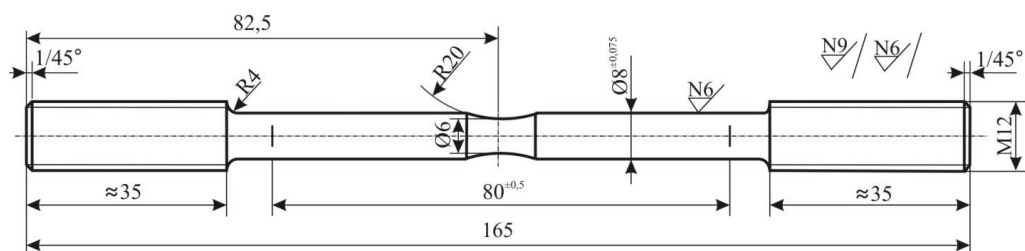


Слика 111. Епрувете са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* чије се осе поклапају после испитивања

Положај места кривања код испитиваних епрувета указује на доминантан утицај *U*-жлеба по обиму на концентрацију напона. Изглед места на коме је настао прелом указује на крт карактер, што је у сагласности са измереним вредностима механичких карактеристика.

Експериментално испитивање је настављено испитивањем епрувета од основног материјала са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 *mm*, а затим и епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 20 *mm* чије се осе поклапају и налазе се на половини мерног дела епрувете. Облик, димензије и изглед епрувете за испитивање са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 *mm* чија се оса поклапа се осом завареног споја

изведеног варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ, на половини мерног дела, приказани су на слици 112.



Слика 112. Облик и димензије епрувете са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 mm

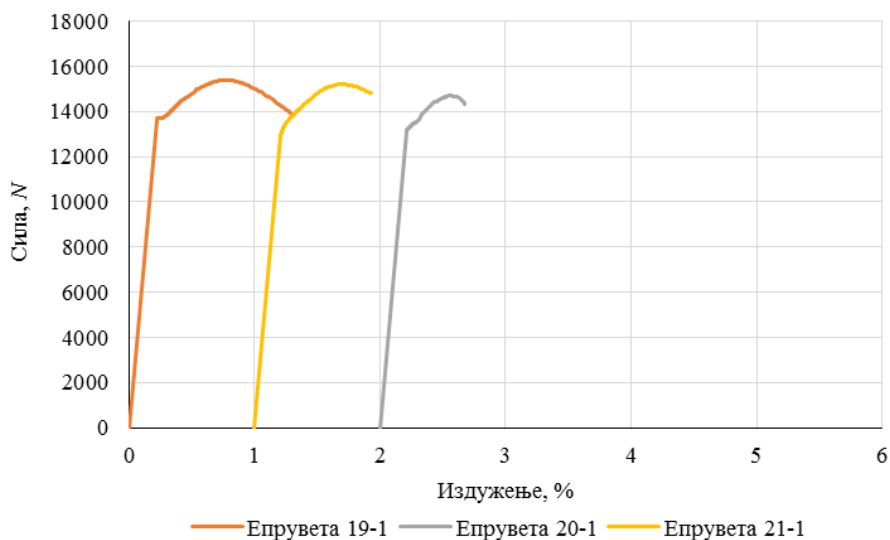
С обзиром на то да експериментално одређене вредности напона течења и затезних јачина показују мала међусобна одступања и како су механичка понашања испитиваних епрувета сагласна, експериментални резултати су релевантни за даљу анализу.

Вредности механичких карактеристика епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 mm од основног материјала и варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја, чије се осе поклапају и налазе се на половини мерног дела епрувете, приказане су у табели 23.

Експериментално одређене зависности сила-издужење код епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 mm од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја, чије се осе поклапају, приказане су дијаграмски на слици 113.

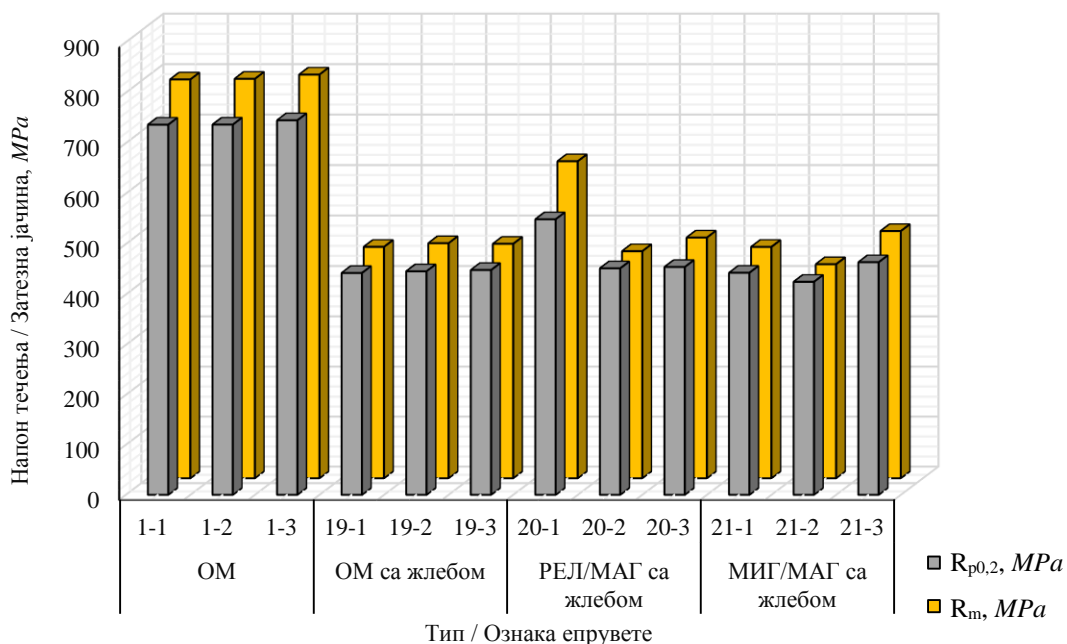
Табела 23. Механичке карактеристике епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 mm

Варијанта споја / ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
Основни материјал	19-1	87,95	29,61	442	461
	19-2	87,34	29,13	446	468
	19-3	89,42	29,32	448	467
РЕЛ/МАГ	20-1	87,47	29,32	449	480
	20-2	87,40	29,32	451	452
	20-3	88,71	29,42	454	479
МИГ/МАГ	21-1	88,50	29,32	443	461
	21-2	88,46	29,71	425	426
	21-3	88,30	30,00	463	492



Слика 113. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 mm

Експериментално одређене вредности напона код испитиваних епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 mm од основног материјала и са РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ варијантом завареног споја, чије се осе поклапају, приказане су хистограмски на слици 114.



Слика 114. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 20 mm

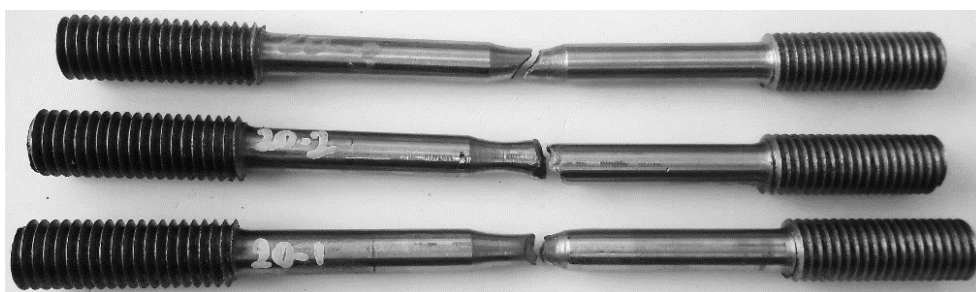
Анализом експериментално одређених вредности напона течења и затезних јачина које су приказане на слици 114 може се закључити да је степен утицаја концентрације напона, услед *U*-жлеба по обиму радијуса 20 mm чија се оса поклапа са осом завареног споја, исти код обе варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја и једнак утицају који овај жлеб има код епрувета од основног материјала. Механичко понашање епрувета при затезању до кидања показује крт карактер са слабо израженом области течења и трендом приближавања вредности напона течења и затезних јачина.

Изглед серије епрувета које су израђене од основног материјала са U -жлебом по обиму радијуса 20 mm чија је оса на половини мерног дела после испитивања приказан је на слици 115.



Слика 115. Изглед епрувета од основног материјала са U -жлебом по обиму радијуса 20 mm после испитивања

На слици 116 приказан је изглед епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја, а на слици 117 са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U -жлебом по обиму радијуса 20 mm , чије се осе поклапају и налазе се на половини мерног дела после изведеног испитивања затезањем.



Слика 116. Изглед епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и U -жлебом по обиму радијуса 20 mm после испитивања затезањем



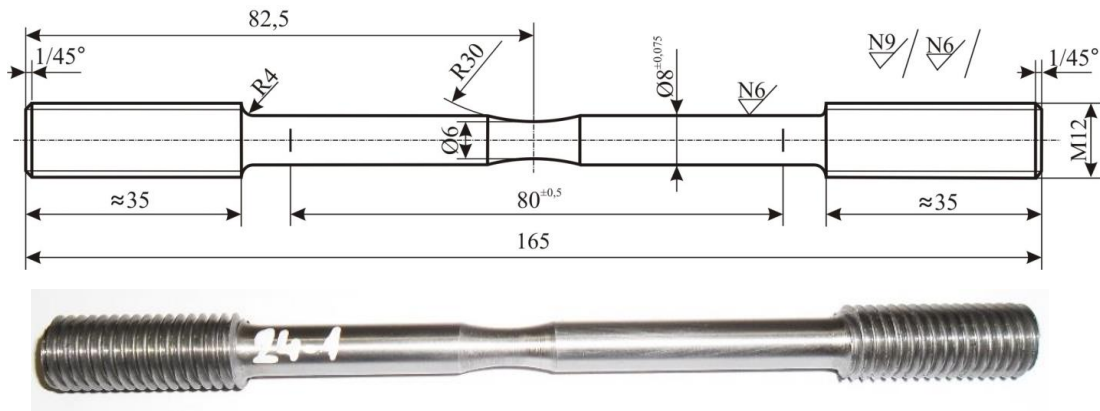
Слика 117. Изглед епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и U -жлебом по обиму радијуса 20 mm после испитивања затезањем

Положај површине прелома и њен изглед код испитиваних епрувета у складу су са одређеним механичким карактеристикама и карактером механичког понашања за време затезања до кидања.

У оквиру испитивања механичких карактеристика и понашања разматраних модела при оптерећивању до кидања развијен је математички модел применом методе коначних елемената. Изведена нумеричка симулација механичког понашања развијеног математичког модела за време затезања до кидања је у сагласности са експерименталним резултатима. Експериментално верификован математички модел коришћен је за одређивање напонско-деформационог стања које влада у карактеристичној зони испитиваног модела.

Експериментално одређивање напона течења и затезних јачина за време затезања до кидања са брзином прираштаја силе који одговара статичким испитивањима спроведено је код епрувета од основног материјала са U -жлебом по обиму радијуса 30 mm , а затим и код епрувета

са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm*, чије се осе поклапају са осом завареног споја на половини мерног дела епрувете. Облик, димензије и изглед епрувете са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm* са осом на половини мерног дела епрувете приказани су на слици 118.



Слика 118. Облик и димензије епрувете са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm*

Експериментално одређене вредности напона течења и затезних јачина епрувета имају мала међусобна одступања и експериментални резултати показују велику поновљивост, па се резултати могу сматрати релевантним за даљу анализу.

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика за епрувете са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm* од основног материјала и са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ, чије се осе поклапају на половини мерног дела епрувете, приказане су у табели 24.

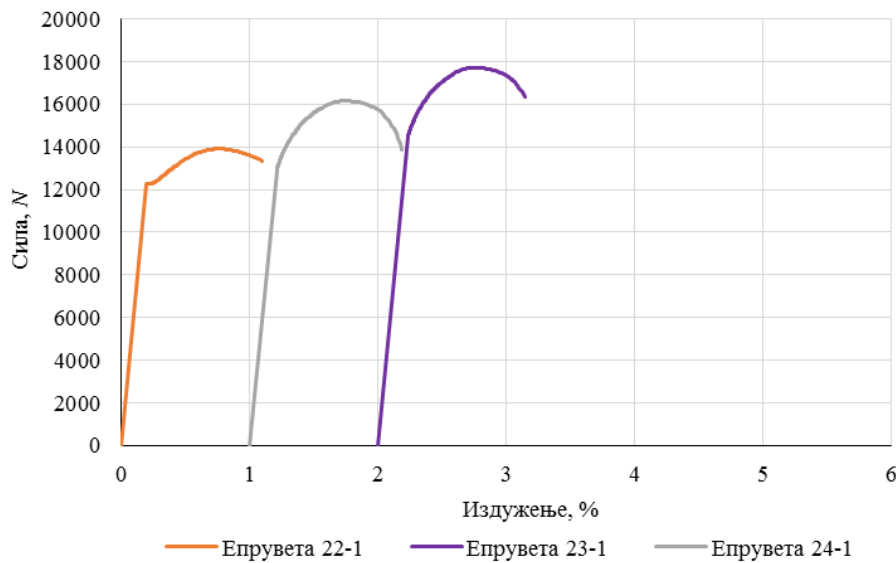
На основу експериментално одређених механичких карактеристика и одређених зависности сила-издужење при испитиваним условима, степен утицаја концентрације напона коју изазива разматрани *U*-жлеб по обиму радијуса 30 *mm* чија се оса поклапа са осом споја приближно је исти код обе варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја као и код епрувета од основног материјала без завареног споја.

Табела 24. Механичке карактеристике епрувета са жлебом радијуса 30 *mm* по обиму

Варијанта споја / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		<i>mm</i>	<i>mm</i> ²	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>
Основни материјал	22-1	87,65	28,84	425	444
	22-2	88,27	28,46	433	449
	22-3	87,28	29,13	436	454
РЕЛ/МАГ	23-1	86,79	29,13	498	524
	23-2	86,67	29,22	445	447
	23-3	86,55	28,84	509	560
МИГ/МАГ	24-1	89,17	28,84	448	457
	24-2	88,20	29,03	431	449
	24-3	92,03	29,03	484	506

Експериментално одређена зависност сила - издужење код епрувете са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm* од основног материјала са ознаком 22-1 приказана је дијаграмски на слици 119, као и за епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом

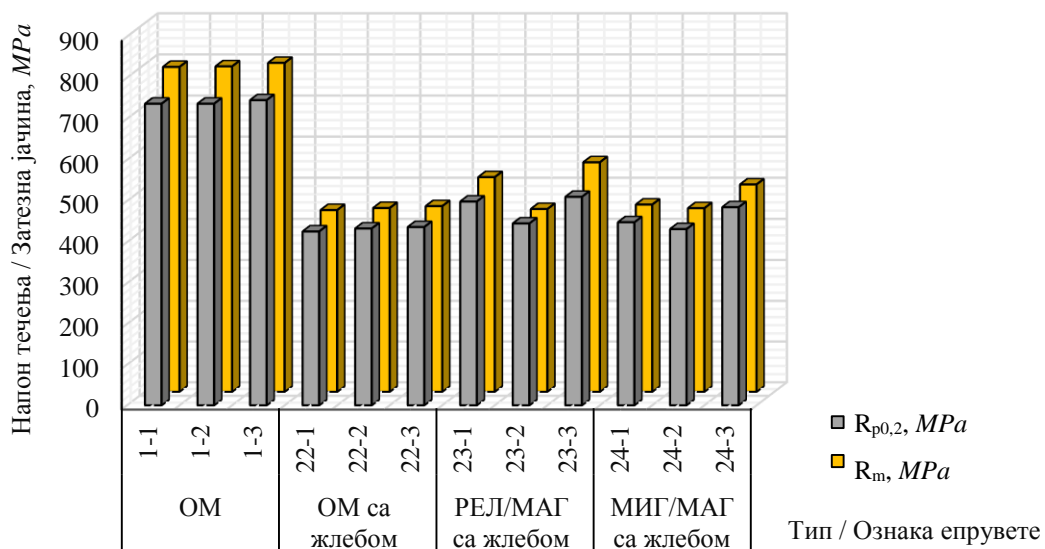
по обиму радијуса 30 mm, чије се осе поклапају на половини мерног дела са ознакама 23-1 и 24-1, респективно.



Слика 119. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm

Понашање епрувета за време затезања до кидања показује крт карактер са веома слабо израженом облашћу течења и приближавањем вредности напона течења и затезних јачина. Положај и изглед површине места прелома код испитиваних серија епрувета указује на знатан утицај U-жлеба по обиму на концентрацију напона, што је у сагласности са измереним вредностима механичких карактеристика. Степен утицаја на концентрацију напона и карактер механичког понашања код испитиваних епрувета је сличан као и код епрувета са другим разматраним вредностима радијуса U-жлеба по обиму.

Експериментално одређене вредности напона код епрувета од основног материјала са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm, као и завареним спојем изведеним варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ и U-жлебом по обиму радијуса 30 mm, чије се осе поклапају на половини мерног дела епрувете, приказане су на слици 120.



Слика 120. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са U-жлебом по обиму радијуса 30 mm

Изглед епрувета које су израђене од основног материјала са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm* после испитивања затезањем приказан је на слици 121.



Слика 121. Изглед епрувета од основног материјала са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm* после испитивања затезањем

На слици 122 приказан је изглед епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја, а на слици 123 са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm*, чије се осе поклапају и налазе се на половини мерног дела после изведеног испитивања затезањем.

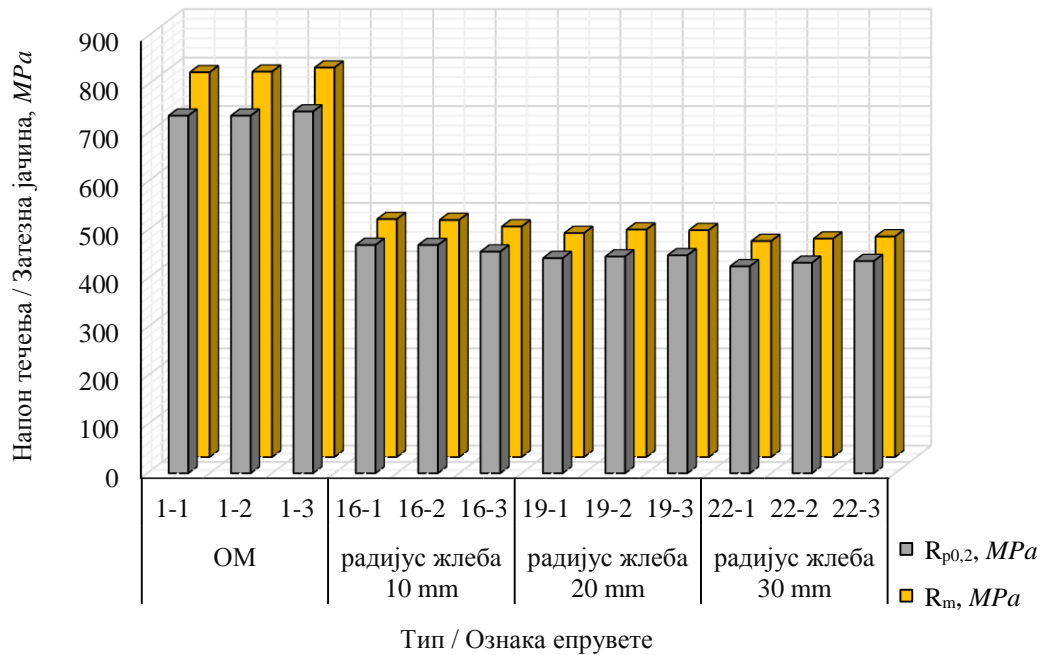


Слика 122. Изглед епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm* после испитивања затезањем



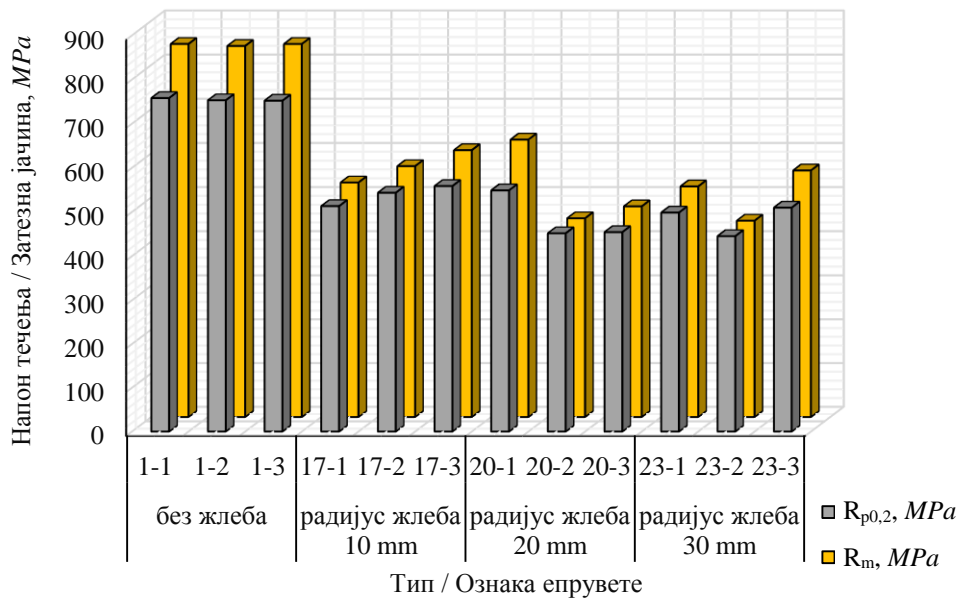
Слика 123. Изглед епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја са *U*-жлебом по обиму радијуса 30 *mm* после испитивања затезањем

Упоређивање експериментално одређених вредности напона течења и затезне јачине код епрувета од основног материјала са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, 20 *mm* и 30 *mm* на половини мерног дела епрувете приказано је хистограмски на слици 124.



Слика 124. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од основног материјала са U-жлебом по обиму

Упоређивање експериментално одређених вредности напона течења и затезне јачине за епрувете са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm, 20 mm и 30 mm, чија се оса поклапа са осом завареног споја на половини мерног дела епрувете приказано је хистограмски на слици 125.

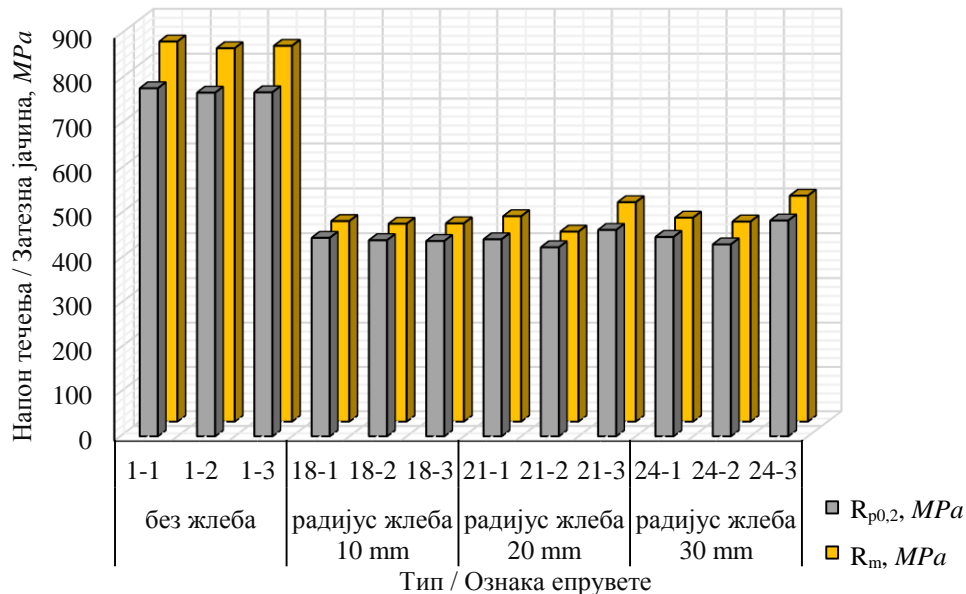


Слика 125. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и U-жлебом

На основу вредности које су хистограмски приказане на слици 124 може се закључити да је утицај концентрације напона коју изазива U-жлеб по обиму радијуса 10 mm, 20 mm и 30 mm значајан. Анализом утицаја величине радијуса U-жлеба по обиму на механичке карактеристике епрувета може се закључити да се са порастом радијуса смањује концентрација напона коју жлеб изазива [16, 17, 18, 34, 36, 43, 47, 96, 98]. Такође, на основу

анализе понашања епрувета за време испитивања затезањем до кидања закључује се да концентрација напона изазива крт карактер механичког понашања и тренд приближавање вредности напона течења и затезних јачина.

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm, 20 mm и 30 mm, чија се оса поклапа са осом завареног споја на половини мерне дужине епрувете, су хистограмски приказане на слици 126.



Слика 126. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом

Анализом вредности датих на слици 126 може се закључити да је вишеструка концентрација напона коју изазива РЕЛ/МАГ варијанта завареног споја и *U*-жлеб по обиму радијуса 10 mm, 20 mm и 30 mm, чије се осе поклапају, значајна при разматраним условима. Пораст вредности радијуса *U*-жлеба по обиму нема утицај на вредности напона течења и затезних јачина одговарајућих епрувета. Међутим, вишеструка концентрација напона изазвана разматраним конфигурацијама извора концентрације напона условљава механичко понашање за време затезања са кртим карактеристикама, нарочито при мањим вредностима радијуса *U*-жлеба по обиму.

Као и у случају епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја, закључује се да је вишеструка концентрација напона изазвана МИГ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm, 20 mm и 30 mm значајна при разматраним условима (сл. 126). Код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја пораст вредности радијуса *U*-жлеба по обиму нема значајан утицај на вредности напона течења и затезних јачина одговарајућих епрувета. Вишеструка концентрација напона изазвана разматраним конфигурацијама извора концентрације напона изазива механичко понашање током затезања до кидања са кртим карактеристикама, нарочито при мањим вредностима радијуса *U*-жлеба по обиму.

6.4 ОДРЕЂИВАЊЕ МЕХАНИЧКИХ КАРАКТЕРИСТИКА ЕПРУВЕТА НА ПОВИШЕНИМ ТЕМПЕРАТУРАМА

Понашање основног материјала и заварених спојева на повишеним температурама разматрано је експерименталним одређивањем напона течења и затезних јачина (као и одређивањем зависности сила - издужење) код епрувета са различитим конфигурацијама извора концентрације напона при затезању до кидања са брзином прираштаја силе затезања која одговара статичким испитивањима. Повишене температуре су остварене загревањем електричним грејачима у комори за загревање која је монтирана на универзалној машина за испитивање која је коришћена и за испитивање на собној температури. Контрола температуре и хомогености температурског поља извођена је помоћу три термопара којима је опремљена комора за загревање.

6.4.1 Методологија, поступак и уређаји за испитивање

Експериментално испитивање механичких карактеристика на повишеним температурама изведено је на универзалној машини за испитивање Zwick Roell z100 која је коришћена и при испитивању на собној температури (сл. 127) само што је на њу монтирана комора за загревање. Испитивање је извршено затезањем до кидања са брзином прираштаја силе адекватном за статичка оптерећења на дефинисаним температурама у хомогеном температурском пољу. Експериментална испитивања су изведена у Лабораторији за обраду материјала деформисањем и машинске материјале Факултета инжењерских наука у Крагујевцу. Поступак, методологија и услови експерименталног испитивања изведени су у складу са стандардом *ISO 6892-2*: Метални материјали - Испитивање затезањем - Методе тестирања на повишеним температурама.

Експериментално одређене механичке карактеристике и понашање за време затезања до кидања испитиваних епрувета су упоређивани са подацима које прописује произвођач челика *S690QL* од кога су епрувете припремљене, као и са подацима које дефинише стандард за овај челик у циљу провере прописаних температура експлоатације овог челика. Испитивање је изведено на серијама од по три епрувете. Облик, димензије и изглед епрувете за испитивање затезањем је исти као и у одговарајућим претходним испитивањима на собној температури. Услови експерименталног испитивања су остали исти као у претходним испитивањима, сем температуре која је варирана у оквиру прописане максималне дозвољене температуре према подацима произвођача челика.



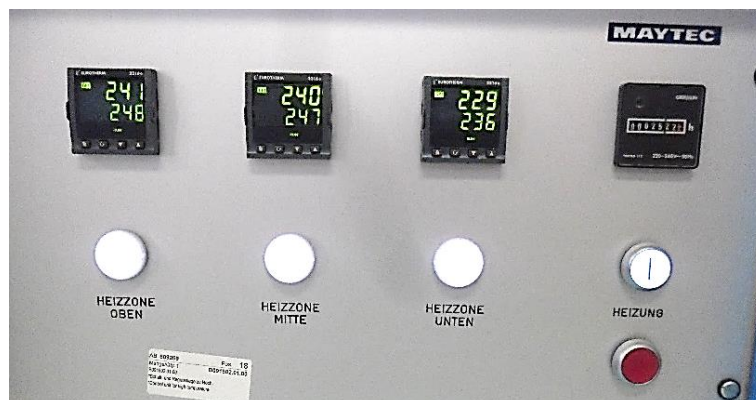
Слика 127. Комора са загревање на универзалном уређају за испитивање Zwick Roell z100

Загревање епрувета вршено је електричним грејачима у комори за загревање. Изглед унутрашњости коморе за загревање са електричним грејачима приказан је на слици 128.



Слика 128. Електрични грејачи у комори за загревање епрувета

Мерење и контрола температуре изводи се термпаровима у три различите зоне дуж осе испитиване епрувете. Контролни модул, којим се врши управљање електричним грејачима ради по принципу остваривања минималне разлике између изабране и тренутне температуре у одређеној зони коморе. Циљ оваквог управљања грејачима је остваривање хомогеног температурског поља унутар коморе за загревање. Управљачки модул коморе за загревање приказан је на слици 129.



Слика 129. Управљачки модул коморе за загревање

Испитиване епрувете су прогреване у складу са условима дефинисаним стандардом за испитивање на повишеним температурама. После достизања дате температуре, епрувете су задржаване на задатој температури 20 min пре почетка испитивања.

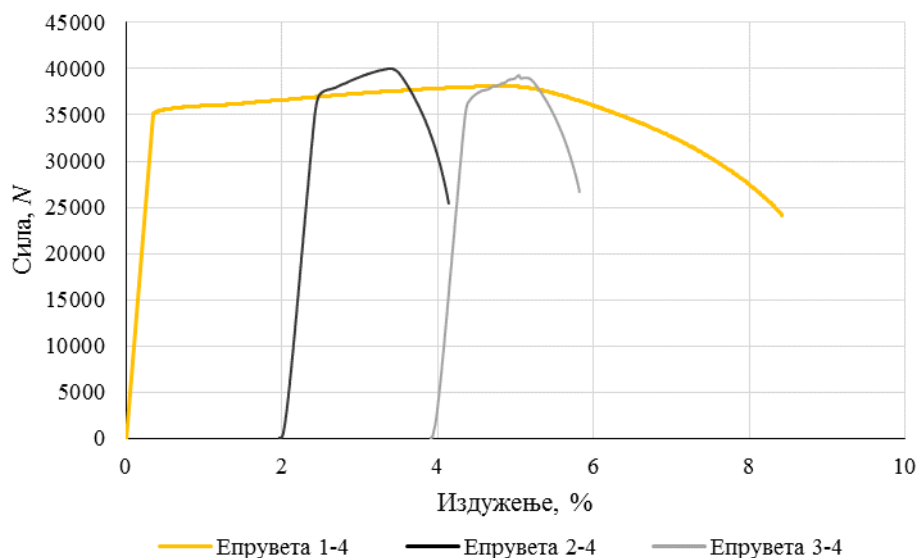
6.4.2 Одређивање механичких карактеристика епрувета са завареним спојем на повишеним температурама

Облик и димензије епрувета за испитивање механичких карактеристика на повишеним температурама су исти као и код одговарајућих епрувета које су испитиване на собној температури (сл. 70). Епрувете су припремљене од микролегираног челика повишене јачине класе *S690QL*, као и са варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја чија је оса на половини мерног дела епрувете. Експериментално одређене вредности механичких карактеристика код епрувета од основног материјала и епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 250°C приказане су у табели 25.

Табела 25. Механичке карактеристике епрувета на 250°C при испитивању затезањем

Варијанта споја / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		<i>mm</i>	<i>mm²</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>
Основни материјал	1-4	90,18	50,52	702	754
	1-5	90,54	49,51	691	742
РЕЛ/МАГ	2-4	91,89	50,39	651	651
	2-5	92,05	50,27	655	656
МИГ/МАГ	3-4	89,93	50,14	718	785
	3-5	90,73	50,27	715	725

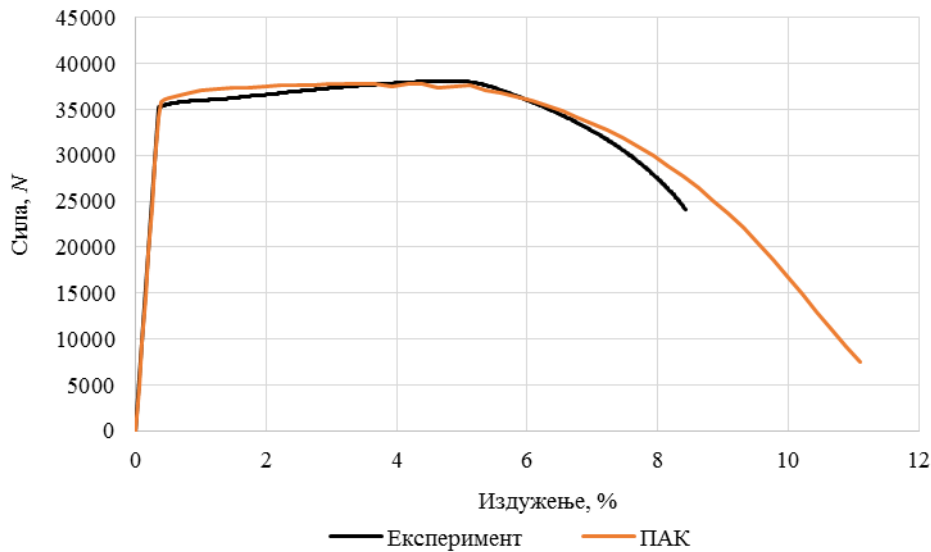
Механичко понашање епрувете са ознаком 1-4 која је припремљена од основног материјала при затезању до кидања разматрано је експерименталним одређивањем зависности сила - издужење на 250°C, која је дијаграмски приказана на слици 126. На слици 130, такође, су приказане и експерименталне зависности сила - издужење на 250°C код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја чије су ознаке 2-4 и 3-4, респективно.



Слика 130. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета на 250°C при испитивању затезањем

Експериментално одређене вредности напона течења и затезних јачина испитиваних епрувета показују мала међусобна одступања и сагласна понашања за време оптерећивања па се резултати могу сматрати релевантним за анализу.

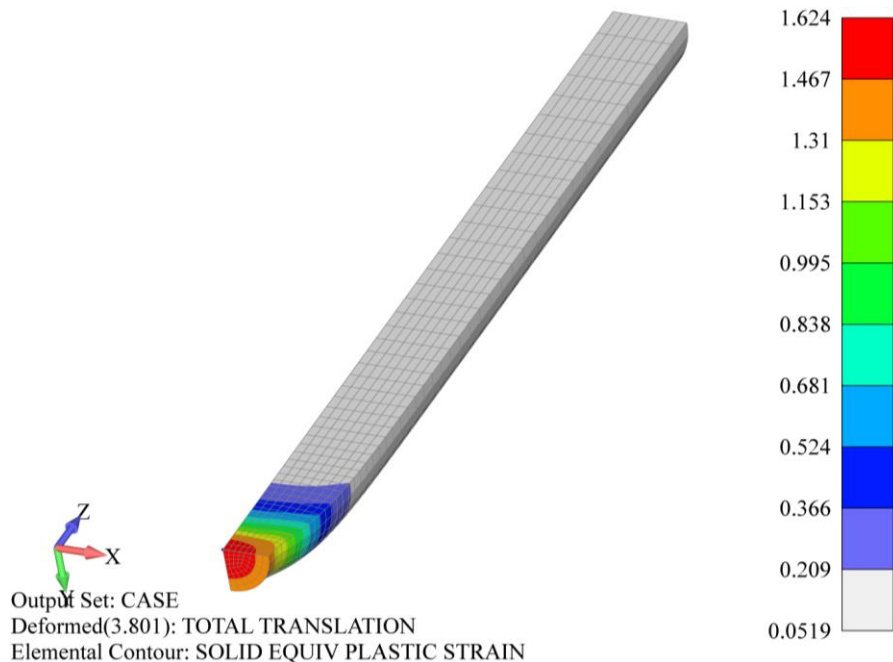
У оквиру испитивања, зависност сила - издужење одређена је нумерички у програмском пакету ПАК применом методе коначних елемената. Међусобно поређење зависности сила - издужење одређених нумерички и експериментално код епрувете припремљене од основног материјала на 250°C при испитивању затезањем приказано је на слици 131.



Слика 131. Дијаграмски приказ експериментално и нумерички одређене зависности сила - издужење код епрувете на 250°C при испитивању затезањем

На основу дијаграма на слици 131 може се закључити да је сагласност нумеричких и експерименталних резултата на температури од 250°C велика.

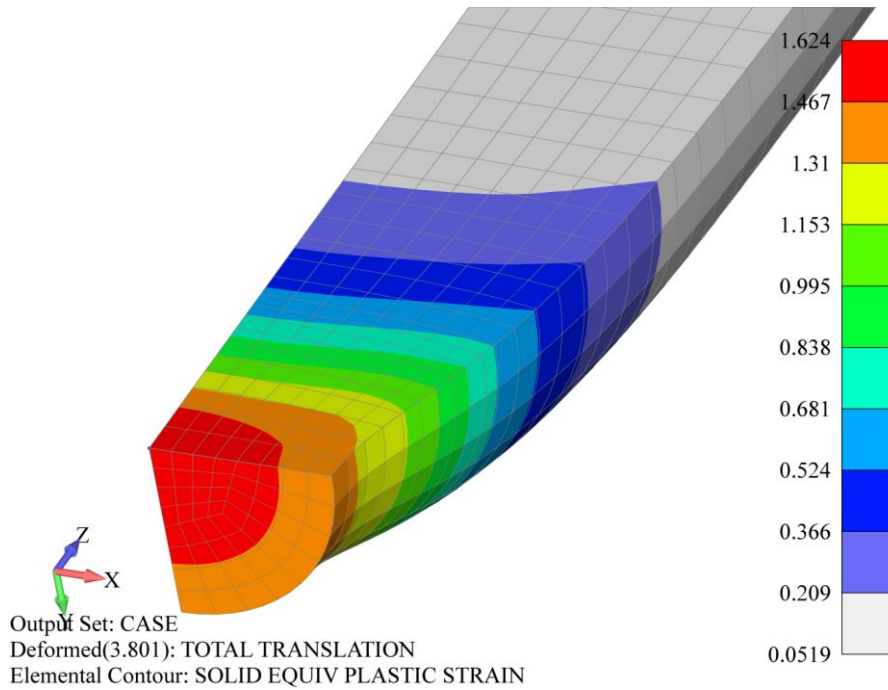
Затим, одређено је поље еквивалентне пластичне деформације нумерички коришћењем програмског пакета ПАК које је приказано на слици 132.



Слика 132. Поље ефективне пластичне деформације на температури 250°C

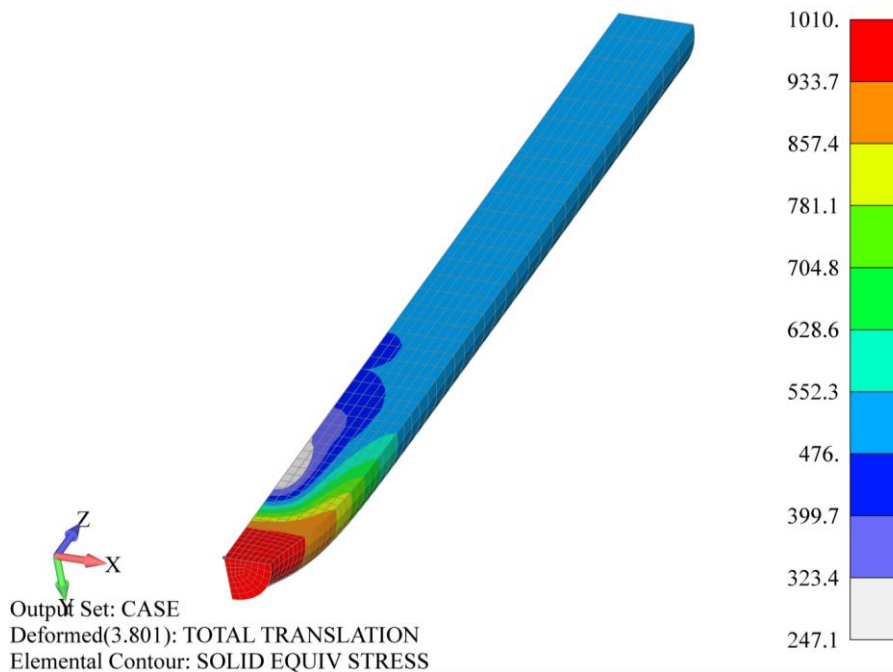
Симетрија испитиване епрувете омогућава да се у циљу ефикасности нумеричког прорачуна посматра четвртина формираног математичког модела. Визуелизација поља ефективне пластичне деформације у кораку непосредно пред кидање епрувете која је приказана на слици 132 и 133 показује да је зона са највишим ефективним пластичним

деформацијама је у околини површине по којој настаје прелом епрувете, док је у осталим зонама разматраног модела ефективна пластична деформација равномерна и по својој вредности далеко мања. Вредности ефективних пластичних деформација у појединим зонама, изражене у процентима добијају се множењем вредности са скала приказаних на сликама 132 и 133 са стотину. Поље ефективне пластичне деформације у зони у којој настаје прелом епрувете приказано је на слици 133.



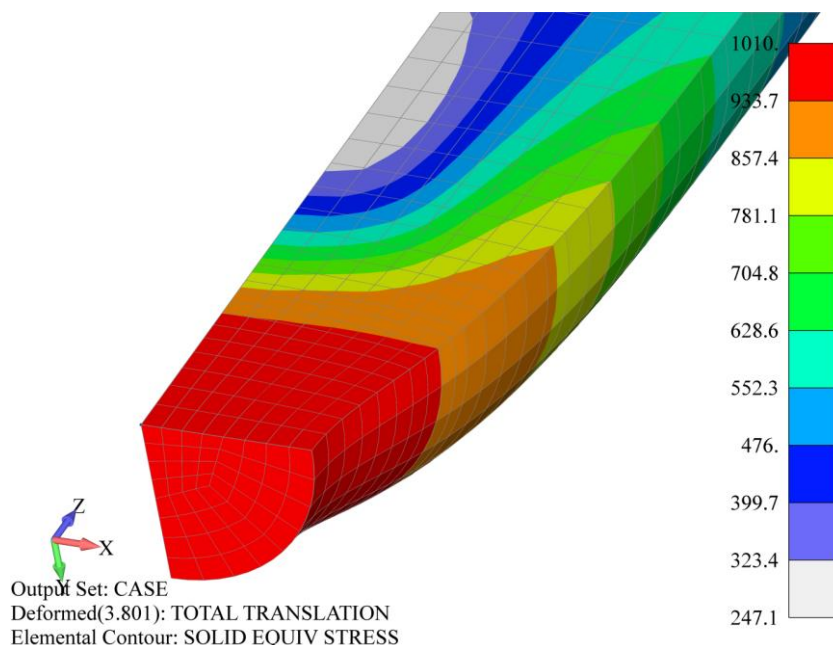
Слика 133. Поље ефективне пластичне деформације у зони прелома на температури 250°C

Поље ефективног напона у кораку непосредно пред кидање епрувете приказано је на слици 134.



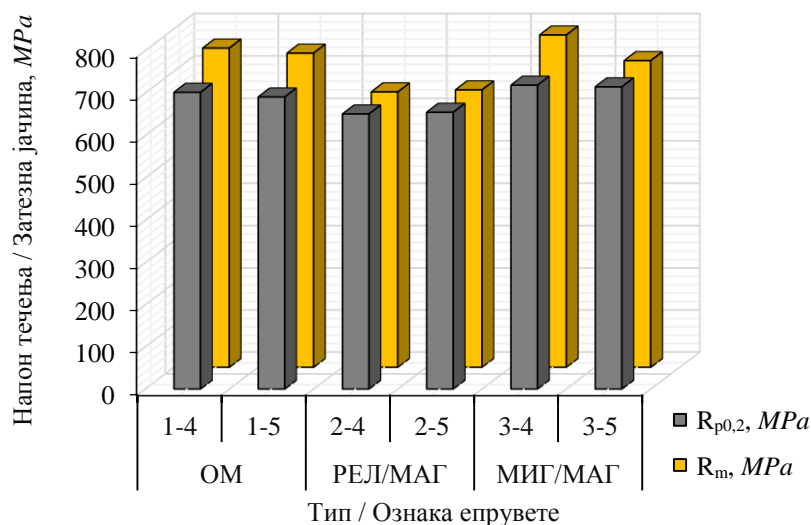
Слика 134. Поље ефективног напона на температури 250°C

На основу поља ефективног напона које је приказано на слици 134 може се закључити да је зона у којој владају највиши ефективни напони у области у којој настаје прелом епрувете. Са удаљавањем од зоне у којој настаје прелом епрувете делују знатно нижи ефективни напони који су равномерно распоређени. Поље ефективног напона и поље ефективних пластичних деформација који су одређени нумерички на формираном математичком моделу су сагласни. Поље ефективног напона у зони у којој настаје прелом епрувете приказано је на слици 135.



Слика 135. Поље ефективног напона у зони прелома на температури од 250°C

Експериментално испитивање настављено је затим испитивањем епрувета које садрже заварени спој изведен разматраним варијантама РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ на температури 250°C. Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине код епрувета од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 250°C приказане су хистограмски на слици 136.



Слика 136. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 250°C

Вредности напона, које су хистограмима приказане на слици 136, указују на закључак да загревањем на температури од 250°C долази до значајних промена вредности напона течења и

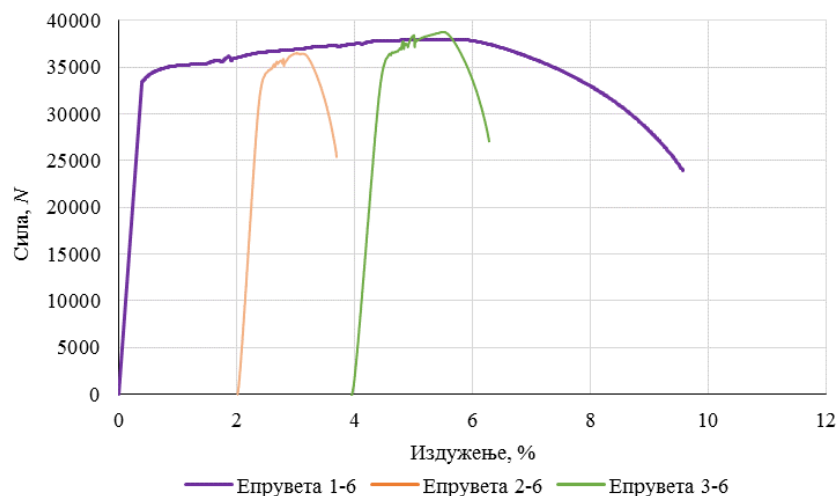
затезних јачина код епрувета од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја. Експериментално одређене зависности сила - издужење на температури 250°C указују на различите карактере механичког понашања, током затезања до кидања, код епрувета од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја. Зависности сила - издужење код епрувета од основног материјала показују исте карактеристичне области које одговарају механичком понашању на собној температури. Међутим, механичко понашање епрувета са РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ варијантом завареног споја има крт карактер, без јасно изражене области течења приликом испитивања затезањем. На овој температури евидентан је и тренд међусобног приближавања напона течења и затезне чврстоће. Положај места прелома и изглед површине прелома код испитиваних епрувета је у сагласности са измереним вредностима механичких карактеристика и карактером механичког понашања за време затезања до кидања на 250°C.

Поступак испитивања основних механичких карактеристика затезањем спроведен је, затим, на температури 350°C код епрувета истог облика и димензија и при истим осталим условима испитивања. Вредности напона течења и затезних јачина код епрувета припремљених од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја на половини мерног дела епрувете на 350°C приказане су у табели 26.

Табела 26. Механичке карактеристике епрувета на 350°C при испитивању затезањем

Тип / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
Основни материјал	1-6	89,62	50,77	678	748
	1-7	89,93	51,02	665	727
РЕЛ/МАГ	2-6	92,26	50,14	723	807
	2-7	91,83	50,27	627	666
МИГ/МАГ	3-6	91,52	50,27	727	806
	3-7	91,24	50,27	728	804

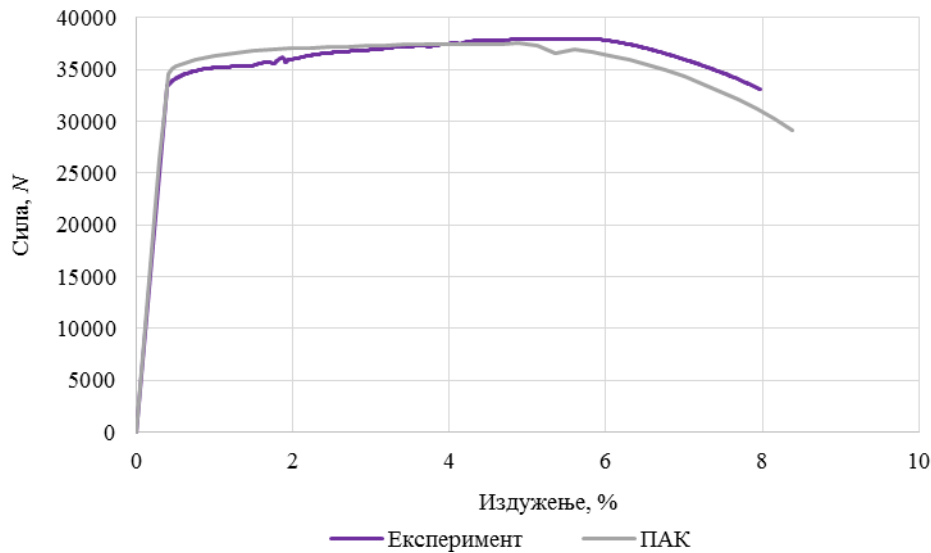
Експериментално одређене зависности сила - издужење за испитивану епрувету са ознаком 1-6 од основног материјала приказана је дијаграмски на слици 137. Такође, на истој слици приказане су зависности сила - издужење за испитиване епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 350°C са ознакама 2-6 и 3-6, респективно.



Слика 137. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета на 350°C при испитивању затезањем

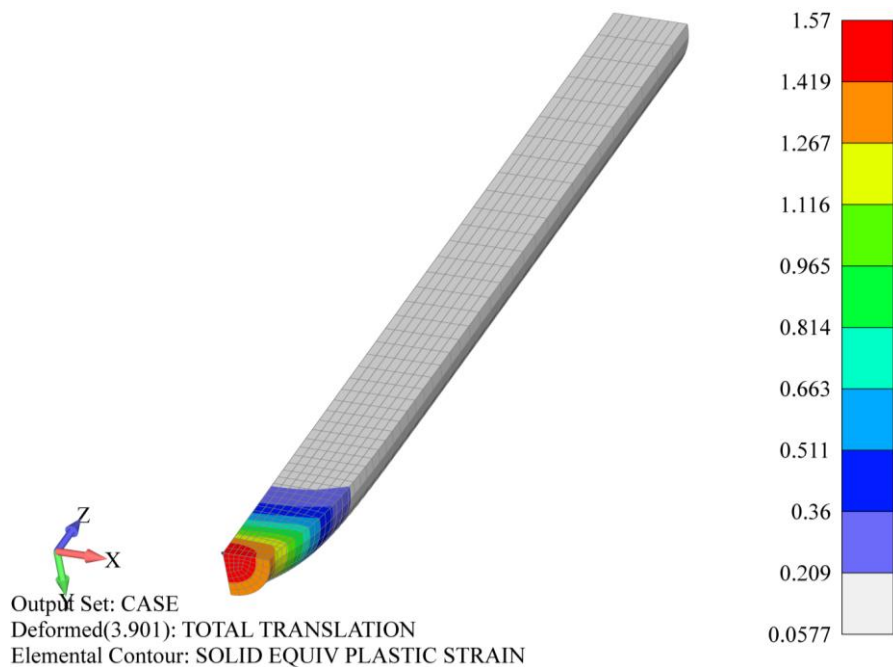
Експериментално одређене вредности напона течења и затезне чврстоће код испитиваних епрувета имају мала међусобна одступања и сагласна понашања током оптерећивања па се резултати могу узети као релевантни за даља разматрања.

Затим, зависност сила - издужење одређена је и нумерички у програмском пакету ПАК применом методе коначних елемената на математичком моделу епрувете припремљене од основног материјала на 350°C при испитивању затезањем (сл. 138).



Слика 138. Дијаграмски приказ експериментално и нумерички одређене зависности сила - издужење код епрувете на 350°C при испитивању затезањем

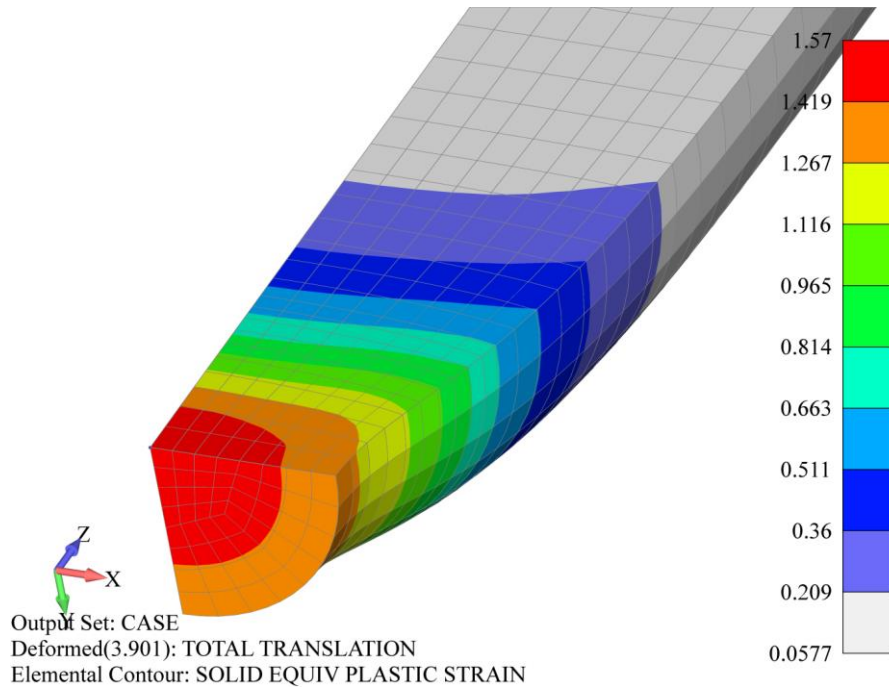
На основу дијаграма на слици 138 може се закључити да је сагласност нумеричких и експерименталних резултата на температури од 350°C велика. Поље еквивалентне пластичне деформације приказано је на слици 139.



Слика 139. Поље ефективне пластичне деформације на температури 350°C

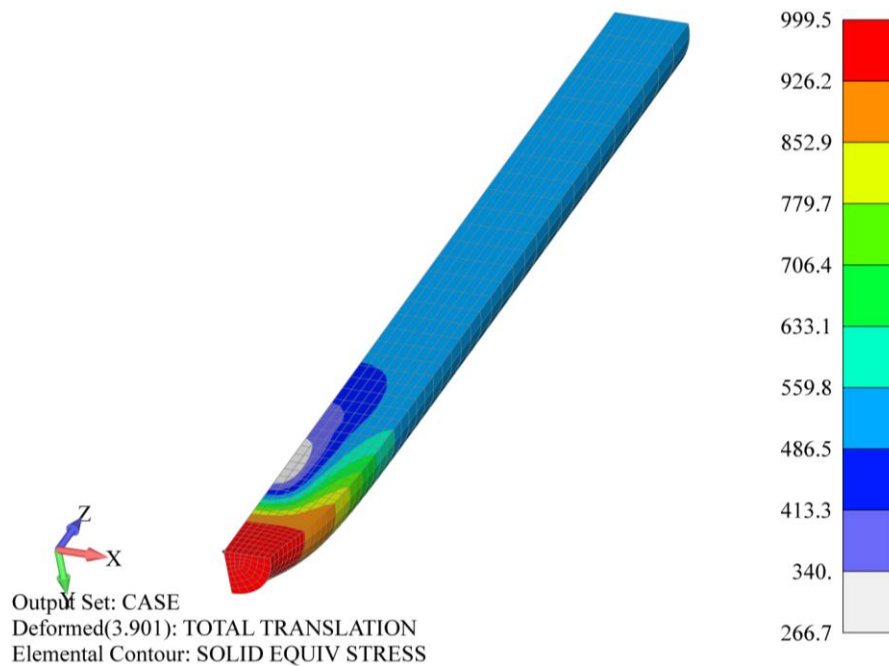
На основу поља ефективне пластичне деформације у кораку непосредно пред кидање епрувете које је приказано на слици 139 закључује се да је зона са највишим ефективним пластичним деформацијама у околини површине по којој настаје прелом епрувете, док је у

осталим зонама разматраног модела ефективна пластична деформација равномерна и по својој вредности далеко мања. Као и у претходним случајевима, вредности ефективних пластичних деформација у појединим зонама, изражених у процентима, добијају се множењем вредности са скала приказаних на сликама 139 и 140 са стотину. Поље ефективне пластичне деформације у зони у којој настаје прелом епрувете приказано је на слици 140.



Слика 140. Поље ефективне пластичне деформације у зони прелома на температури 350°C

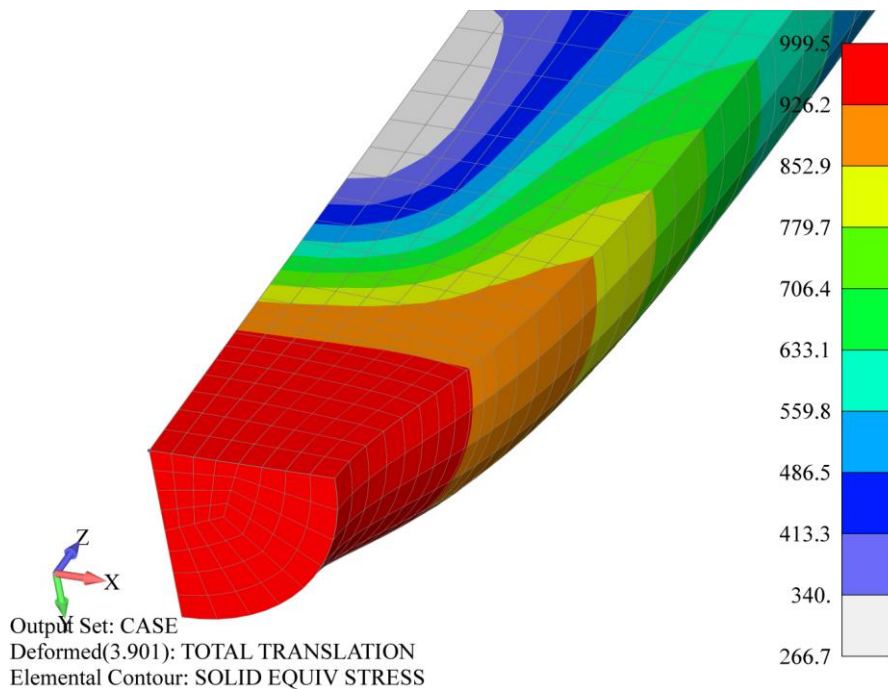
Поље ефективног напона одређено у кораку непосредно пред кидање епрувете приказано је на слици 141.



Слика 141. Поље ефективног напона на температури 350°C

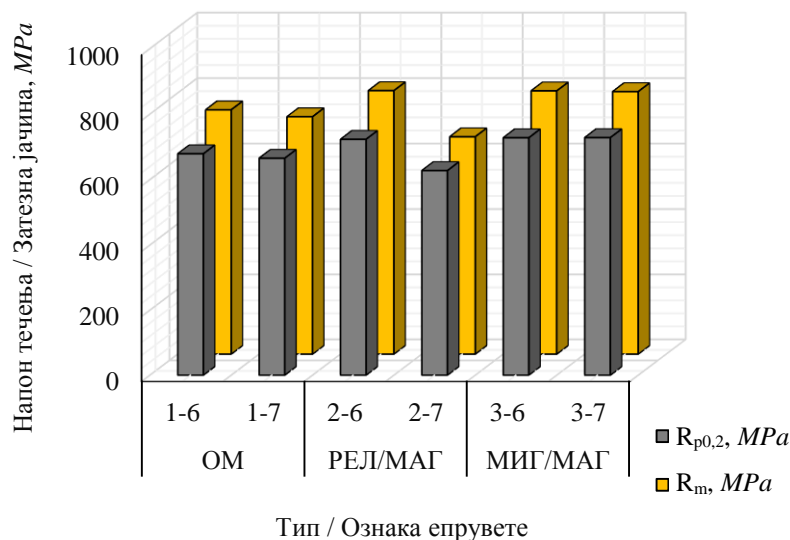
Поље ефективног напона које је приказано на слици 141 указује да је зона у којој владају највиши ефективни напони у области у којој настаје прелом епрувете. Са удаљавањем од зоне

у којој настаје прелом епрувете ефективни напони су знатно нижи и равномерно распоређени. Поље ефективног напона и поље ефективних пластичних деформација који су одређени на формираном математичком моделу су сагласни. Поље ефективног напона у зони у којој настаје прелом епрувете приказано је на слици 142.



Слика 142. Поље ефективног напона у зони прелома на температури од 350°C

Експериментално испитивање настављено је затим испитивањем епрувета које садрже заварени спој изведен разматраним варијантама РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ на температури 350°C. Вредности напона течења и затезна јачина код епрувета од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на половини мерног дела епрувете на 350°C приказане су на слици 143.



Слика 143. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 350°C

На основу вредности напона које су хистограмима приказане на слици 143 закључује се да на температури 350°C епрувете од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ и

МИГ/МАГ завареног споја у великом степену задржавају вредности и међусобне односе напона течења и затезне чврстоће у односу на одговарајуће вредности на собној и температури 250°C. Експериментално одређене зависности сила-издужење при испитивању затезањем на 350°C показују сагласна понашања током затезања до кидања и велику поновљивост резултата. Зависности сила-издужење код епрувета од разматраног материјала без завареног споја на температури 350°C карактеришу зоне које одговарају понашању епрувета као и на собној температури. Такође, понашање епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја има сличан карактер са јасно израженом облашћу течења при испитивању затезањем. Код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја није изражен тренд приближавања напона течења и затезне чврстоће, за разлику од случаја при испитивању затезањем на 250°C. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после испитивања на 350°C приказан је на слици 144.



Слика 144. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после испитивања затезањем на 350°C

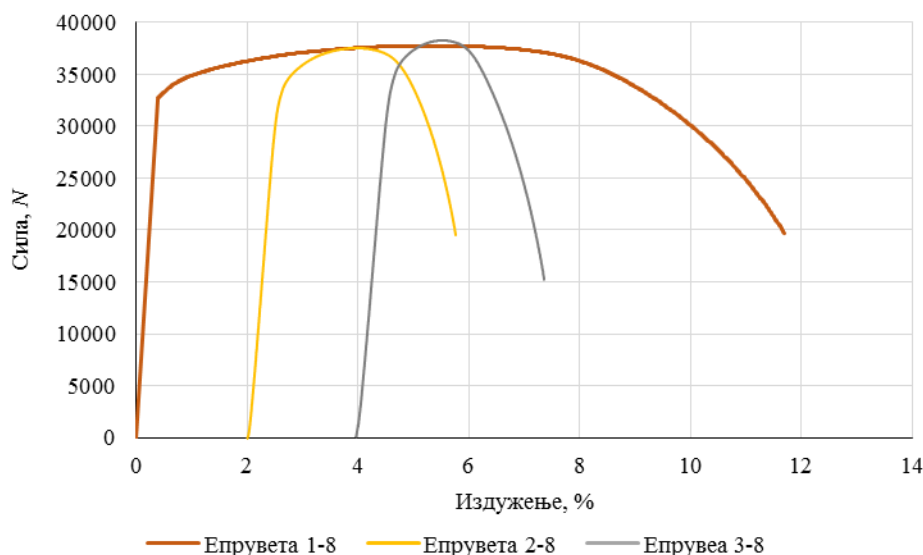
На температури од 350°C долази до јасно уочљиве промене боје површинских слојева испитиваних епрувета. Положај и изглед површине места прелома код испитиваних епрувета сличан је као и код одговарајућих епрувета које су испитиване на 250°C и у сагласности је са измереним вредностима механичких карактеристика и експериментално одређеним механичким понашањем за време затезања (сл. 144).

Експериментално испитивање затезањем је настављено на температури 450°C код епрувета истог облика и димензија и при истим осталим условима. Експериментално одређене вредности механичких карактеристика епрувета припремљених од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 450°C приказане су у табели 27.

Табела 27. Механичке карактеристике епрувета на 450°C при испитивању затезањем

Тип / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
Основни материјал	1-8	89,86	50,39	650	749
	1-9	89,71	50,77	634	718
РЕЛ/МАГ	2-8	92,17	50,14	536	548
	2-9	92,08	50,01	669	759
МИГ/МАГ	3-8	90,86	50,27	671	756
	3-9	89,97	50,14	655	754

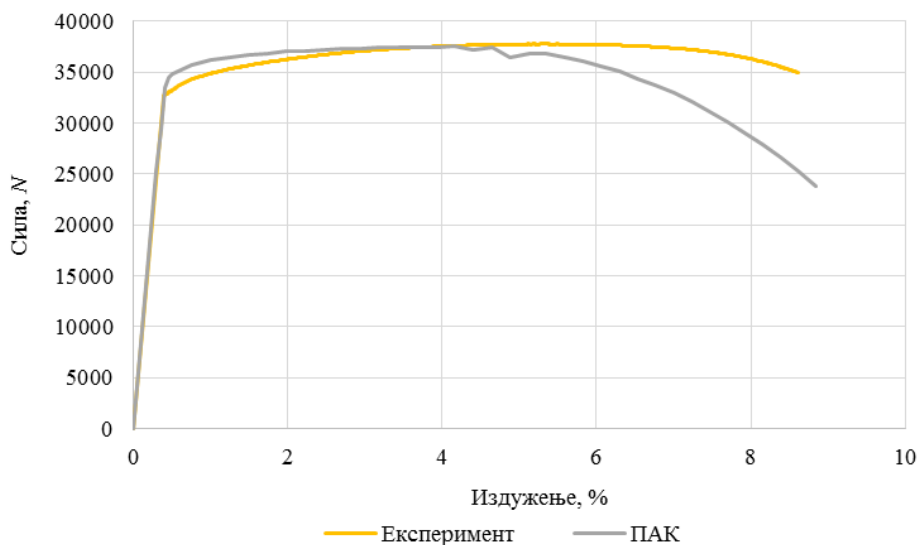
Експериментално одређене зависности сила - издужење за испитивану епрувету припремљену од основног материјала са ознаком 1-8, као и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја са ознакама 2-8 и 3-8, респективно, на 450°C приказане су дијаграмски на слици 145.



Слика 145. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета на 450°C при испитивању затезањем

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне чврстоће испитиваних епрувета имају мала међусобна одступања и сагласна понашања за време испитивања затезањем тако да се експериментални резултати могу узети као релевантни.

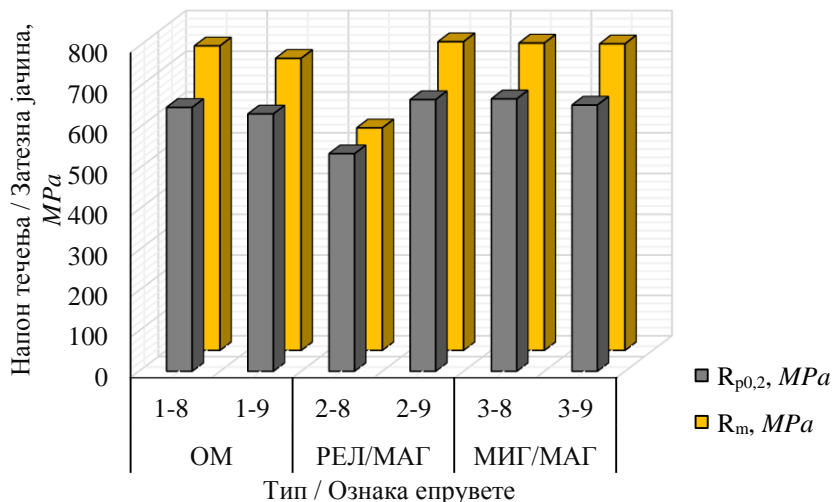
Зависност сила - издужење одређена је нумерички у програмском пакету ПАК применом методе коначних елемената на математичком моделу епрувете припремљене од основног материјала на 450°C при испитивању затезањем (сл. 146).



Слика 146. Дијаграмски приказ експериментално и нумерички одређене зависности сила - издужење код епрувете на 450°C при испитивању затезањем

На основу дијаграма на слици 146 може се закључити да је сагласност нумеричких и експерименталних резултата на температури од 450°C велика све до достизања максималних сила. Када сила премаше максималну вредност експериментално одређене силе до коначног лома су веће од одговарајућих вредности које су одређене нумерички.

Експериментално одређене вредности напона код епрувета од основног материјала и са варијантама РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 450°C приказане су на слици 147.



Слика 147. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ и варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на 450°C

Слично као и на температури 350°C, на основу анализе експериментално одређених вредности напона које су приказане на слици 147 закључује се да на температури 450°C код епрувета припремљених од основног материјала и са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја однос вредности напона течења и затезне јачине остаје непромењен. Експериментално одређене зависности сила - издужења код епрувета испитиваних затезањем на 350°C показују сагласна понашања. Слично као и на температурама 250 и 350°C код епрувета без завареног споја зависност сила - издужење карактеришу области које одговарају понашању на собној температури. Понашање епрувета које садрже заварени спој изведен варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ је сагласно понашању одговарајућих епрувета на температури 350°C. При овој температури области течења материјала при затезању су слабије изражене и евидентан је тренд приближавања напона течења и затезне чврстоће.

На слици 148 приказан је изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја, а на слици 149 са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после изведеног испитивања на 450°C.



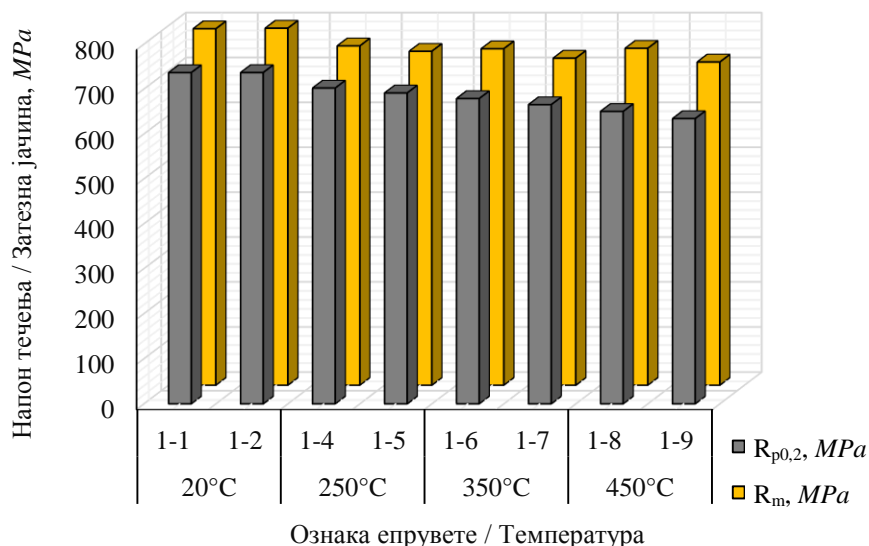
Слика 148. Изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја после испитивања затезањем на 450°C



Слика 149. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја после испитивања затезањем на 450°C

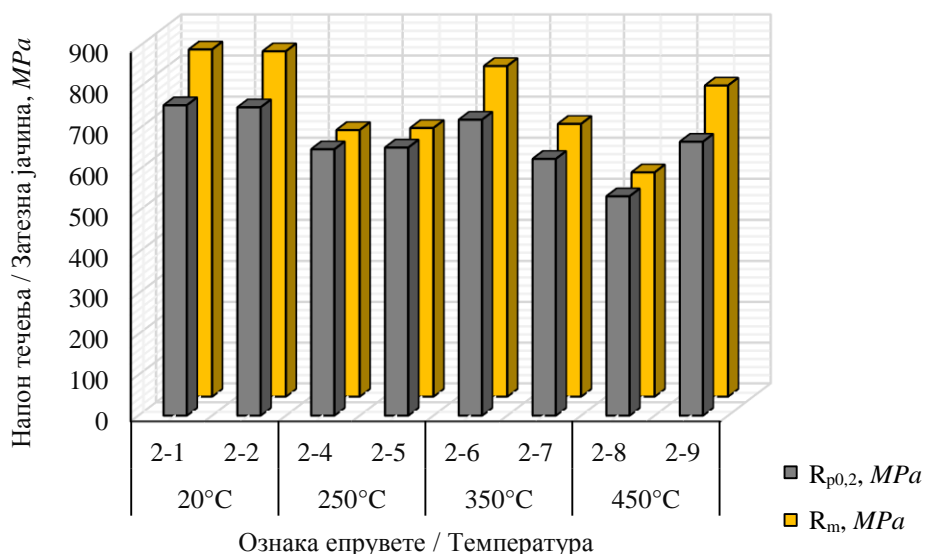
Положај места прелома по коме је настало кидање и изглед површине прелома код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ И МИГ/МАГ су слични као и код одговарајућих епрувета које су испитиване при 250 и 350°C и у сагласности са одговарајућим експерименталним резултатима.

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине код епрувета од основног материјала и са разматраним варијантима завареног споја на собној температури, као и на температурама 250, 350 и 450°C приказане су на слици 150.



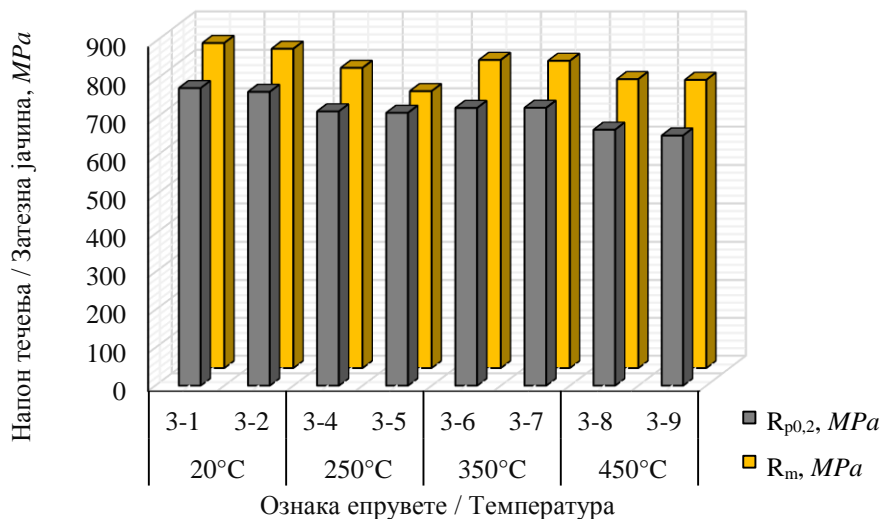
Слика 150. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета од ОМ на температурама од 20, 250, 350 и 450°C при испитивању затезањем

На основу експериментално одређених вредности напона течења и затезних јачина епрувета без завареног споја од челика *S690QL* на собној температури и на температурама од 250, 350 и 450°C, чије је упоређивање приказано на слици 138, закључује се да епрувете задржавају механичке карактеристике и сличан карактер понашања за време затезања до кидања. Са порастом температуре регистровано је снижавање напона течења и затезне чврстоће код испитиваних епрувета. Карактер механичког понашања за време испитивања затезањем до кидања остаје исти на разматраним температурама. Анализа експериментално одређених зависности сила - издужење указује да карактеристичне области које се издвајају при разматрању зависности сила - издужење на собној температури се сужавају са порастом температуре, нарочито област течења материјала при затезању. Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја на собној температури, а затим на температурама од 250, 350 и 450°C хистограмски су приказане на слици 151.



Слика 151. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја на температурама од 20, 250, 350 и 450°C

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне чврстоће епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја на температурама од 20, 250, 350 и 450°C, чије су вредности хистограмски приказане на слици 151, указују да на разматраним температурама постоји тренд смањивања вредности напона течења и затезних јачина. Снижавање вредности напона течења и затезне јачине је најизразитије на температурама од 20 до 250°C, док је пад ових вредности линеаран са даљим порастом температуре. Крти карактер механичког понашања за време затезања до кидања постоји при температури 250°C и последица је специфичних трансформација микроструктурног стања које се одвијају у појединим зонама завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ које се одвијају на овој температури. Области које се издвајају при разматрању зависности сила - издужење на собној температури се сужавају на повишеним температурама, нарочито област течења при затезању. Међусобно упоређивање експериментално одређених вредности напона течења и затезне јачине за епрувете са завареним спојем који је изведен варијантом МИГ/МАГ на температурама од 20, 250, 350 и 450°C приказано је на слици 152.



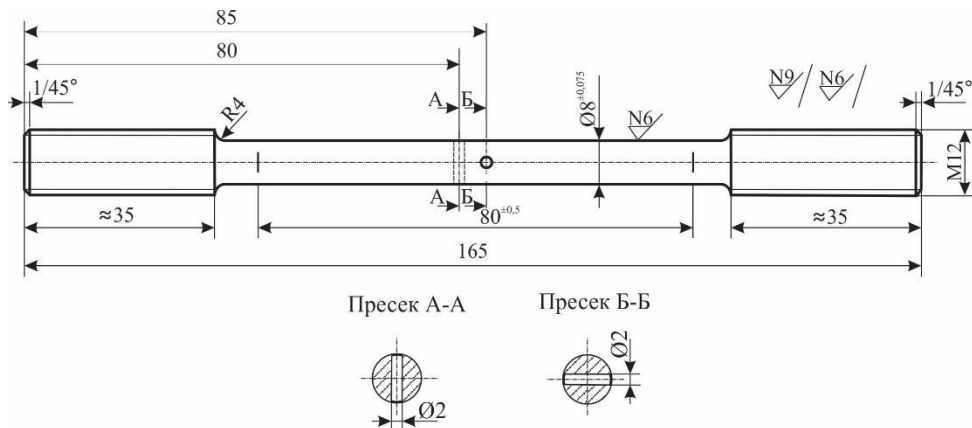
Слика 152. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја на температурама од 20, 250, 350 и 450°C

При разматраним температурама постоји тренд снижавања вредности напона течења и затезних јачина код епрувета са завареним спојевима који су изведени варијантом МИГ/МАГ (сл. 152). Најизразитији је пад механичких карактеристика у температурском интервалу од 20 до 250°C, док је са даљим порастом температуре овај пад линеаран. За време испитивања затезањем до кидања на температури 250°C механичко понашање епрувета има крти карактер. Овакав карактер механичког понашања је последица специфичних трансформација микроструктуре које се одвијају у појединим зонама завареног споја, као и у случају епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ. На повишеним температурама, области које се издвајају при разматрању зависности сила - издужење на собној температури се сужавају, нарочито област течења при затезању.

6.4.3 Одређивање механичких карактеристика епрувета са мимоилазним отворима на повишеним температурама

За време овог дела експерименталног испитивања извршено је одређивање напона течења и затезних јачина на повишеним температурама код епрувета од основног материјала са по два отвора пречника 2 mm чије су осе мимоилазне и налазе се у равнима нормалним на уздужну

осу епрувете на међусобном растојању од 5 mm. Облици и димензије епрувета за испитивање на повишеним температурама приказани су на слици 153.



Слика 153. Облик и димензије епрувета са отворима за испитивање на повишеним температурама

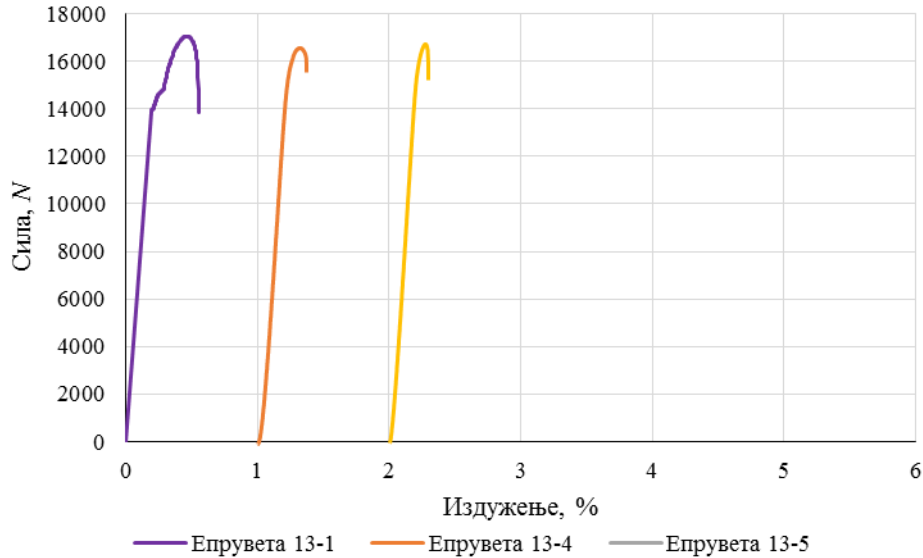
Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине код епрувета од основног материјала са отворима чије су осе мимоилазне и налазе се у равнинама нормалним на осу епрувете на међусобном растојању од 5 mm при испитивању затезањем на 350 и 450°C приказане су у табели 28.

Табела 28. Вредности механичких карактеристика епрувета са отворима при испитивању затезањем на температури 350 и 450°C

Температура / Ознака епрувете		L_0 mm	S_0 mm ²	$R_{p0,2}$ MPa	R_m MPa
20°C	13-1	89,86	34,80	406	445
	13-2	89,71	34,58	412	444
350°C	13-4	90,34	33,85	555	571
	13-5	90,15	33,95	549	563
450°C	13-6	90,03	34,05	517	539
	13-7	89,34	34,05	531	551

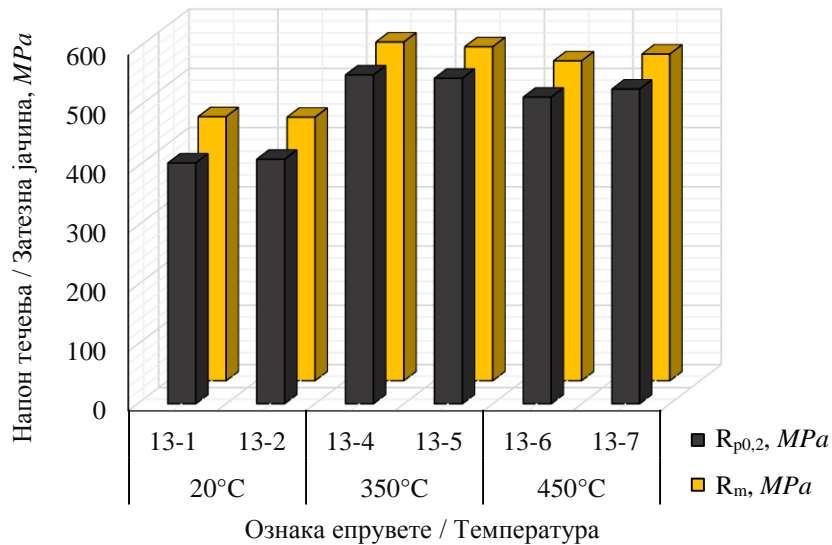
Испитивана конфигурација извора концентрације напона је током испитивања на собној температури идентификована као она чији је степен утицаја највиши на разматране механичке карактеристике епрувета.

Дијаграмски прикази експериментално одређених зависности сила - издужење при испитивању затезањем на температурама 20, 350 и 450°C код епрувета чије су ознаке 13-1, 13-4 и 13-6, респективно, које су припремљене са мимоилазним отворима у равнинама нормалним на осу епрувете на међусобном растојању од 5 mm дати су на слици 154.



Слика 154. Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са отворима на повишеним температурама

Међусобно упоређивање експериментално одређених вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са по два отвора пречника 2 mm чије су осе мимоилазне и налазе се у равнима нормалним на осу епрувете на међусобном растојању од 5 mm на температурама 20 , 350 и 450°C приказано је на слици 155.



Слика 155. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са отворима при затезању на температурама од 20 , 350 и 450°C

На основу добијених резултата напона течења и затезних јачина који су приказани на слици 155 закључује се да са порастом температуре долази до релаксације напонско-деформационог стања у зони концентрације напона. На основу експериментално одређених зависности сила - издужење, које су дијаграмски приказане на слици 143, закључује се да на испитиваним температурама епрувете показују крто понашање за време испитивања затезањем до кидања, без изражене области течења и са међусобним приближавањем вредности напона течења и затезне јачине.

На слици 156 и 157 приказан је изглед епрувета са мимоилазним отворима после испитивања затезањем до кидања на 350 и 450°C , респективно.



Слика 156. Изглед епрувете са мимоилазним отворима после испитивања затезањем до кидања на 350°C

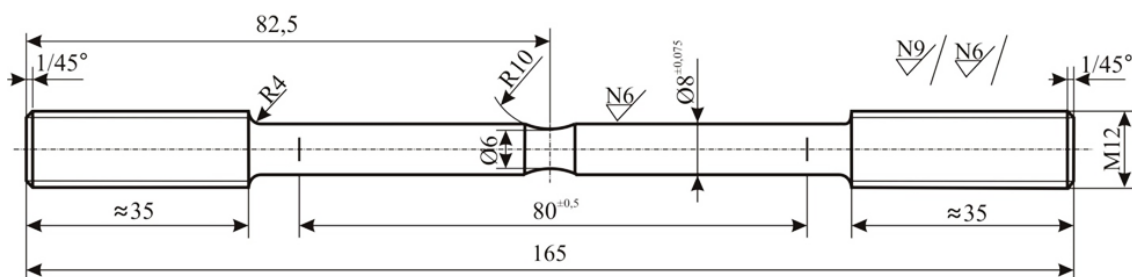


Слика 157. Изглед епрувете са мимоилазним отворима после испитивања затезањем до кидања на 450°C

Површина прелома код испитиваних епрувета налази се у околини отвора, где је концентрација напона највећа. Концентрација напона изазива прераспodelу напона у околини отвора као и на собној температури. Положај површине прелома одговара месту деловања максималних напона на температурама од 350 и 450°C [16, 18, 21, 38, 43, 44, 72, 73, 85, 98].

6.4.4 Одређивање механичких карактеристика епрувета са *U*-жлебом по обиму на повишеним температурама

За време овог дела експерименталног испитивања извршено је одређивање напона течења и затезне јачине при испитивању затезањем код епрувета чији су облици и димензије приказани на слици 158. Испитивање је изведено на температурама од 350 и 450°C. Испитиване епрувете садрже разматране варијанте РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлеб по обиму радијуса 10 *mm*, чије се осе поклапају и налазе на половини мерног дела епрувете. Величина радијуса *U*-жлеба по обиму од 10 *mm* је током испитивања затезањем до кидања на собној температури идентификована као вредност радијуса чији је утицај на механичко понашање епрувета и њихове механичке карактеристике најизраженији.



Слика 158. Облик и димензије епрувета са завареним спојем и *U*-жлебом радијуса 10 *mm* за испитивање на повишеним температурама

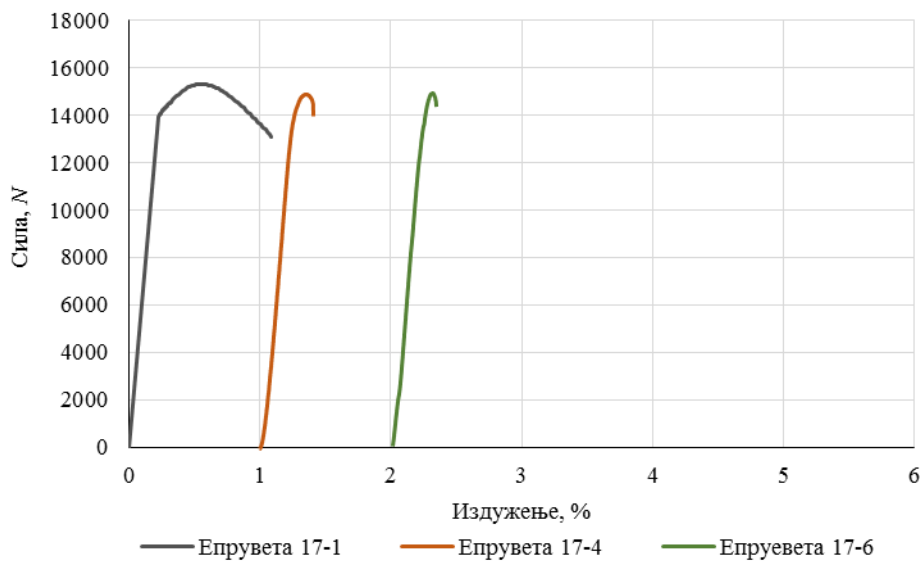
Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине на температурама од 20, 350 и 450°C код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, чија се оса поклапа са осом завареног споја при испитивању затезањем до кидања приказане су у табели 29.

Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, чије се осе поклапају на половини мерног дела епрувете на 20, 350 и 450°C при испитивању затезањем дат је на слици 159.

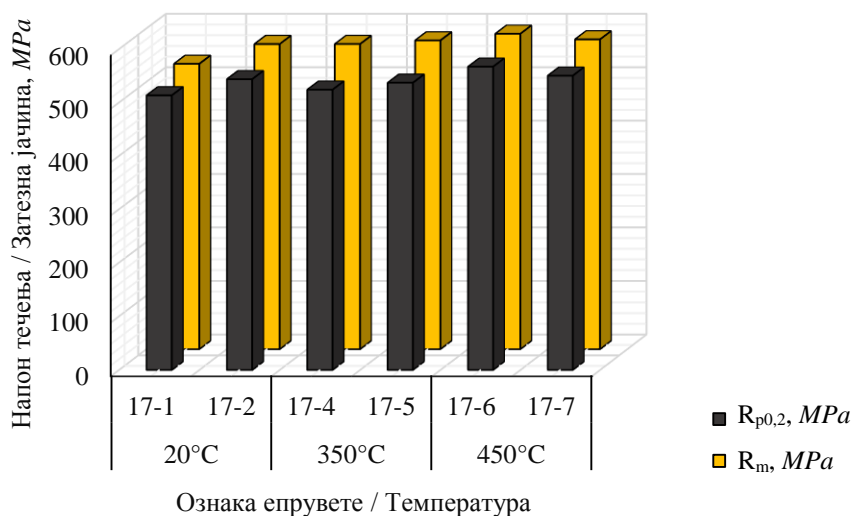
Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине при испитивању затезањем до кидања код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, чије се осе поклапају на половини мерног дела епрувете на температурама од 20, 350 и 450°C приказане су на слици 160.

Табела 29. Вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом радијуса 10 mm на 20, 350 и 450°C

Температура / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
20°C	17-1	88,54	28,75	513	533
	17-2	88,78	28,37	543	570
350°C	17-4	90,22	28,85	524	570
	17-5	90,57	28,73	537	577
450°C	17-6	90,88	28,75	567	589
	17-7	89,86	28,85	550	579



Слика 159. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом радијуса 10 mm на температури од 20, 350 и 450°C



Слика 160. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом на температурама од 20, 350 и 450°C

Анализом добијених резултата напона течења и затезне јачине на температури од 20, 350 и 450°C (сл. 160) може се закључити да пораст температуре у разматраном интервалу не утиче на промену ових вредности. Механичко понашање епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm, чије се осе поклапају на половини мерног дела на температури од 20, 350 и 450°C има крти карактер при испитивању затезањем до киданја. При разматрању зависности сила - издужење може се регистровати да нема изражене области течења. Такође, вредности напона течења и затезних јачина указују на тренд међусобног приближавања.

На слици 161 приказан је изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm, чије се осе поклапају и налазе на половини мерног дела епрувете после испитивања затезањем на 350°C, док је после испитивања на 450°C изглед епрувете приказан на слици 162.



Слика 161. Изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm после испитивања затезањем на 350°C



Слика 162. Изглед епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm после испитивања затезањем на 450°C

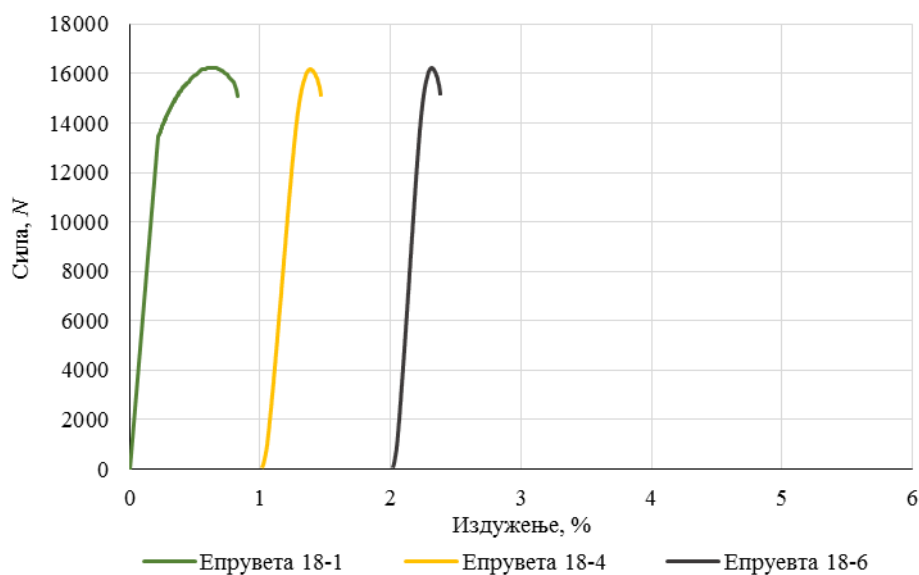
Положај и изглед површине по којој је настао прелом код испитиваних епрувета на 350 и 450°C су слични као и у случају испитивања на собној температури (сл. 161 и 162).

Експериментални поступак је у истим условима и на истим температурама спроведен код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm, чије се осе поклапају и налазе на половинама мерних делова епрувета. Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине приказани су у табели 30.

Дијаграмски приказ експериментално одређених зависности сила - издужење код разматраних епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом по обиму радијуса 10 mm, чије се осе поклапају и налазе на половини мерног дела епрувете на 20, 350 и 450°C при испитивању затезањем дат је на слици 163.

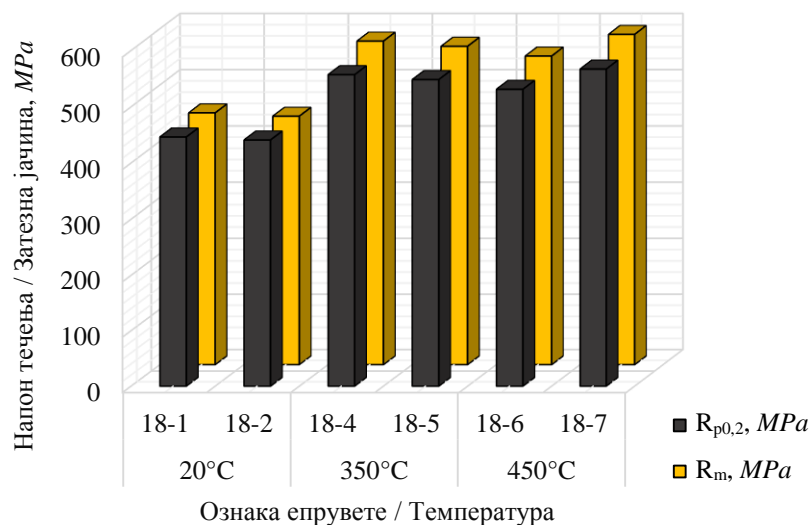
Табела 30. Вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и U-жлебом радијуса 10 mm на 20, 350 и 450°C

Температура / Ознака епрувете		L_0	S_0	$R_{p0,2}$	R_m
		mm	mm ²	MPa	MPa
20°C	18-1	88,73	28,65	446	450
	18-2	88,17	29,03	440	444
350°C	18-4	91,16	28,27	557	577
	18-5	91,34	28,39	548	568
450°C	18-6	89,34	28,27	531	551
	18-7	90,88	28,01	567	589



Слика 163. Дијаграмски приказ зависности сила - издужење код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом радијуса 10 *mm* на температури од 20, 350 и 450°C

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm*, чије се осе поклапају на половини мерног дела епрувете на температури од 20, 350 и 450°C приказане су на слици 164.



Слика 164. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом на температурама 20, 350 и 450°C

Напон течења и затезна јачина код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* на разматраним температурама (сл. 164) показују да пораст температуре доводи до пораста њихових вредности. Међутим, механичко понашање епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом радијуса 10 *mm* за време испитивања затезањем до кидања на разматраним температурама има изразито крти карактер. Разматрањем експериментално одређених зависности сила - издужење може се закључити да нема изражене области течења при затезању. Такође, може се регистровати међусобно приближавање вредности напона течења и затезне јачине код испитиваних епрувета затезањем до кидања на разматраним температурама.

Положај и изглед површине прелома код испитиваних епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја на температурама од 350 и 450°C су слични као и у случају испитивања одговарајућих епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја. Такође, положај места прелома указује да температура нема утицај на прерасподелу напона и промену места деловања максималних напона код испитиваних епрувета са варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја.

Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* после испитивања затезањем на температури од 350°C приказан је на слици 165, а на температури од 450°C приказан је на слици 166.

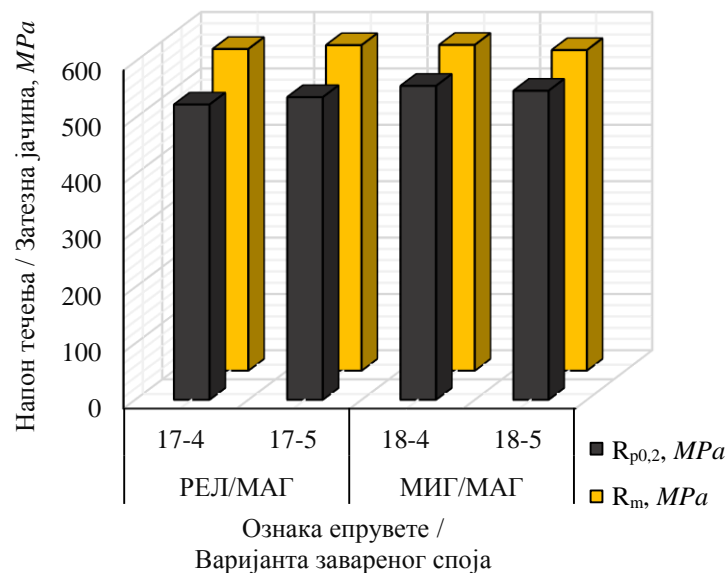


Слика 165. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* после испитивања затезањем на 350°C

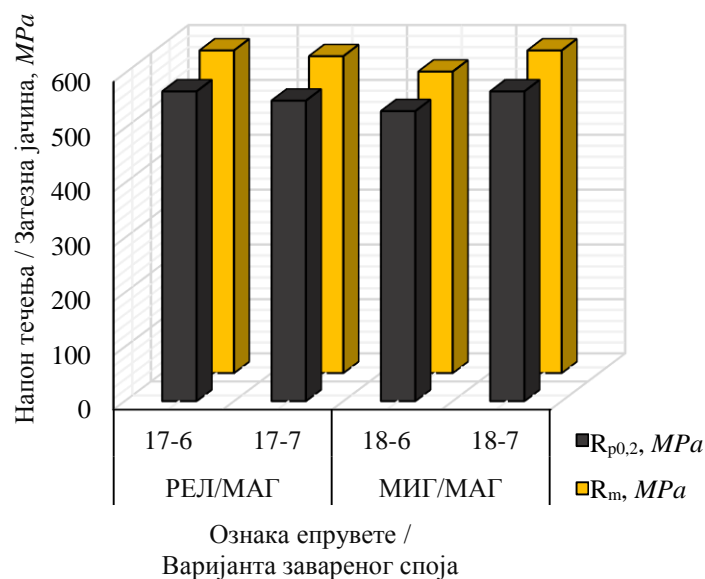


Слика 166. Изглед епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 *mm* после испитивања затезањем на 450°C

Осетљивост механичких карактеристика епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ завареног споја на повишене температуре анализирана је упоређивањем вредности напона течења и затезне чврстоће које су испитивањем затезањем до кидања одређене код одговарајућих епрувета и које су на температури од 350°C приказане на слици 167, а на температури од 450°C на слици 168.



Слика 167. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са завареним спојем и *U*-жлебом на температури 350°C



Слика 168. Хистограмски приказ вредности затезне јачине и напона течења код епрувета са завареним спојем и *U*-жлебом на температури 450°C

Експериментално одређене вредности напона течења и затезне јачине (сл. 167 и сл. 168) показује да пораст температуре једнако утиче на механичко понашање епрувета са обе разматране варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm. Механичко понашање епрувета са варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm за време испитивања затезањем до кидања на температурама од 350 и 450°C има изразито крти карактер. Разматрањем одговарајућих зависности сила - издужење може се закључити да нема изражене области течења при испитивању затезањем на разматраним температурама. Вредности напона течења и затезне јачине имају тренд међусобног приближавања на температурама од 350 и 450°C.

6.5 ОДРЕЂИВАЊЕ УДАРНЕ ЖИЛАВОСТИ ЕПРУВЕТА СА ЗАВАРЕНИМ СПОЈЕМ

6.5.1 Уводна разматрања

Жилавост, као веома значајна механичка карактеристика материјала се може дефинисати као мера енергије коју је потребно утрошити да би се изазвао лом епрувете, односно разарање структуре материјала. Када је ова енергија мања материјал има већу кртост, а када је ова енергија већа материјал има већу жилавост. С обзиром на то да жилавост представља веома важну карактеристику појединих зона заварених спојева, током ове фазе експерименталног испитивања одређена је ударна жилавост на серијама од по три епрувете од разматраног микрولةгираног челика повишене јачине *S690QL*, као и епрувета које садрже варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја. Епрувете са разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја припремљене су тако да је зарез за испитивање ударне жилавости урезан у различитим зонама завареног споја.

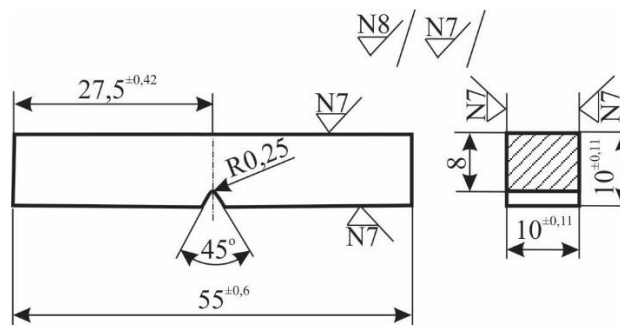
За време експерименталног испитивања регистрована је зависност сила - време до лома епрувете, као и промена енергије за време лома. Основу оцене ударних карактеристика испитиваних епрувета представља анализа механизма настанка лома. За овакве анализе настанка лома нису довољни резултати добијени испитивањем на класичном Шарпијевом

клатну. Димензије испитиваних епрувета су стандардизоване и с обзиром на то да су ове димензије мале, испитивањем није могуће створити слику о понашању материјала за време експлоатације јер механичке карактеристике најчешће зависе од димензија. При испитивању на класичном Шарпијевом клатну није могуће симулирати реалне услове оптерећења нити утврдити геометријски утицај дебљине испитиваних епрувета. У циљу превазилажења наведених проблема класична Шарпијева клатна опремају се електронским компонентама и тиме је омогућено коришћење савремених рачунарских система, чиме је остварено компјутеризовано инструментариано испитивање.

Експериментално одређене зависности сила - време омогућују прецизнију анализу понашања епрувета за време лома, јер површине испод кривих којима су ове зависности представљене имају вредност импулса сила до лома. На овим дијаграмима лако се одређују карактеристичне вредности сила. Динамичка сила напона течења, одговара вредности силе на делу криве на коме долази до закривљења, односно вредности силе која одговара прелазној тачки од линеарног раста до закривљеног дела зависности. Такође, са дијаграма на основу експериментално одређених зависности сила - време, могуће је одредити максималну силу и силу почетка настанка прелине. Максимална сила је сила при којима криве на дијаграмима имају стрме падајуће делове.

6.5.2 Методологија и уређај за испитивање ударне жилавости

Поступак испитивања је спроведен на групама од по три епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ код којих је зарез за испитивање ударне жилавости урезан у појединим зонама са стране лица, а затим и са стране корена овог споја. Експериментално добијени резултати су упоређени са подацима о ударној жилавости које прописује стандард за овај челик, и са подацима које декларише произвођач [12, 20, 23, 24, 26, 28, 30, 82, 95]. Такође, на основу експерименталних резултата идентификован је поступак заваривања којим се обезбеђују повољније вредности ударних жилавости. Облици и димензије епрувета за испитивање ударне жилавости типа *ISO-V* (55x10x10) приказани су на слици 169.



Слика 169. Облик и димензије епрувета за испитивање ударне жилавости

Експериментално одређивање ударне жилавости изведено је у Лабораторији за испитивање материјала на Војно техничком институту Београд - Жарково. Испитивање је изведено на Шарпијевом клатну произвођача Шенк (*Schenck*), на које су монтирани електрични давачи и које је повезано са персоналним рачунаром. Одговарајући лабораторијски софтверски пакет који је инсталиран на персоналном рачунару омогућава читавања вредности и аутоматску обраду података при испитивању ударне жилавости. Шарпијево клатно са електричним давачем и персонални рачунар на ком је инсталиран одговарајући лабораторијски софтверски пакет приказани су на слици 170.

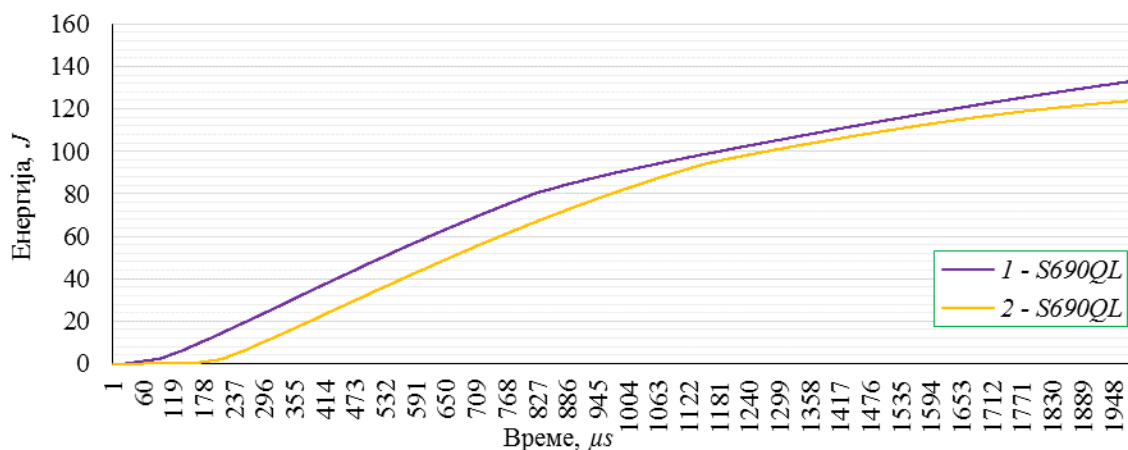


Слика 170. Шарпијево клатно са електричним давачима повезано са персоналним рачунаром

Коришћено Шарпијево клатно је уређај за мерење енергије коју испитивана епрувета апсорбује до свог лома, што представља меру жилавости материјала. Поступак испитивања, облик и димензије епрувета дефинисани су стандардом *EN ISO 148-1:2010*, односно *EN 10045-1:1990* - Метални материјали - Испитивање ударне жилавости Шарпијевим клатном, односно *SRPS EN ISO 148-1:2012* [131]. Брзина клатна за испитивање ударне жилавости је 5 до 5,5 *m/s*, док су енергетски губици мањи од 1%. Контрола брзине клатна и енергетских губитака извршена је активирањем уређаја без епрувете за испитивање. Експериментална испитивања су изведена на собној температури, тј. на температури од $23\pm 5^{\circ}\text{C}$. Позиционирање испитиваних епрувета на ослонцима машине изведено је помоћу одговарајућег шаблона. Употребљено Шарпијево клатно обезбеђује тачност регистрације и читавања енергије са релативном грешком мањом од 1%.

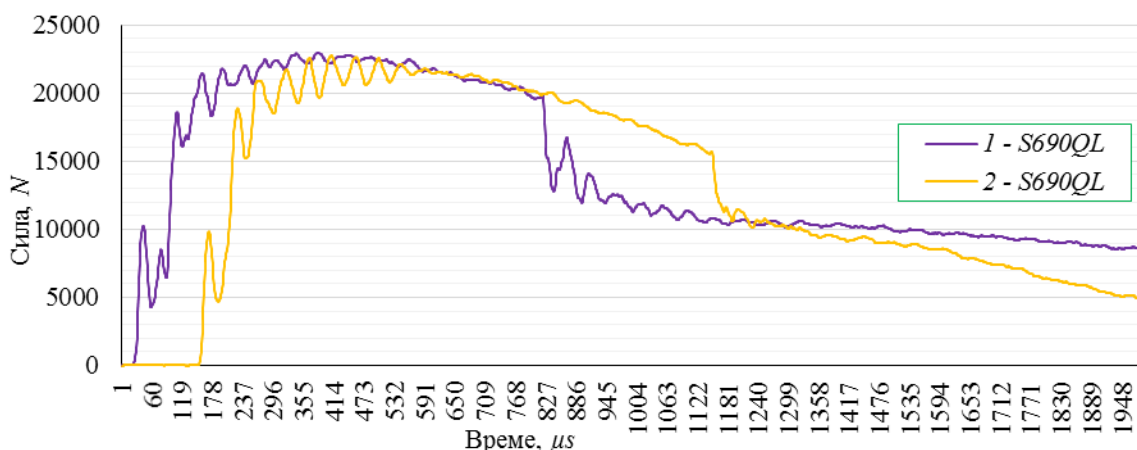
6.5.3 Експериментално одређивање ударне жилавости челика *S690QL*

За време ове фазе експерименталног испитивања извршено је одређивање ударне жилавости и регистрација промене силе и енергије за време лома код епрувета чији су облик и димензије приказане на слици 169. Испитиване епрувете су припремљене од микролегираног челика повишене јачине *S690QL* који је као основни материјал био разматран за време претходних фаза експерименталног испитивања. На слици 171 приказана је промена енергије за време лома епрувета на собној температури при испитивању ударне жилавости.



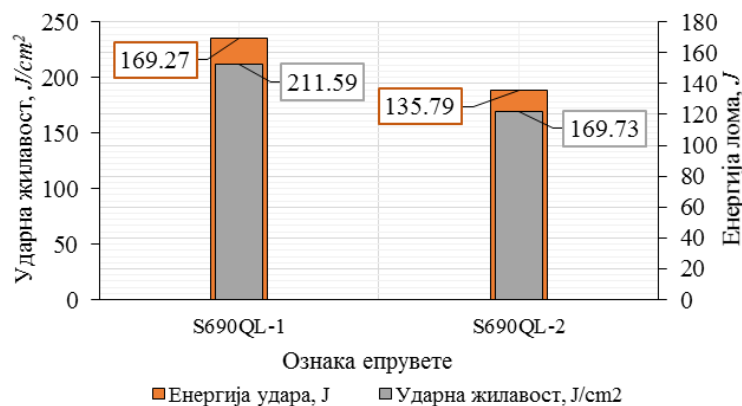
Слика 171. Промена енергије за време лома епрувета од челика *S690QL* при испитивању на собној температури

Промене сила за време лома код испитиваних епрувета припремљених од основног материјала при испитивању на собној температури приказана су на слици 172.



Слика 172. Зависност сила - време код епрувета од челика S690QL при испитивању ударне жилавости на собној температури

Експериментално добијене вредности енергије лома као и зависности сила - време за време лома код испитиваних епрувета показују мала међусобна одступања и сагласна понашања тако да се резултати могу узети као релевантни за даља разматрања. Експериментално добијени резултати указују на мешовит карактер лома код испитиваних епрувета. Експериментално добијене вредности енергије удара и ударне жилавости при испитивању на собној температури код епрувета припремљених од основног материјала приказане су на слици 173.



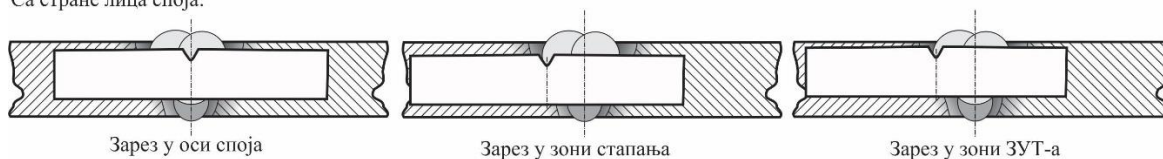
Слика 173. Енергија лома и ударна жилавост код епрувета од челика S690QL при испитивању на собној температури

На основу експериментално одређених вредности енергије лома и ударне жилавости епрувета, које су приказане хистограмима на слици 173, може се закључити да разматрани челик у потпуности задовољава вредности прописане стандардом при испитивању на собној температури [4, 23, 24, 26, 27, 30, 111, 114]. Експериментално добијене вредности енергије лома и ударне жилавости су веће од одговарајућих вредности које декларише произвођач. Просечни проценат жилавог лома који је експериментално одређен код испитиваних епрувета износи 57,83% што указује на жилаво понашање за време лома код епрувета израђених од челика S690QL на собној температури. Изглед површине по којој је настао лом приликом испитивања на собној температури указује на мешовит карактер лома са великим процентом жилавог лома, што је у сагласности са експериментално добијеним резултатима.

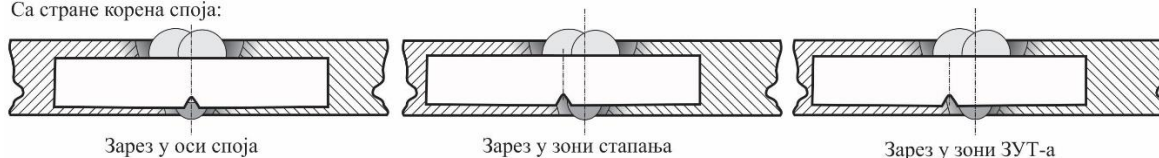
6.5.4 Одређивање ударне жилавости епрувета са завареним спојем

Експериментално испитивање је спроведено на епруветама које су припремљене тако да садрже разматране варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја. Зарез за испитивање ударне жилавости урезан је прво у оси завареног споја, затим у зони стапања и на крају у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ и то са стране лица, а затим и са стране корена овог споја. Карактеристичне зоне завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ или МИГ/МАГ су хемијским нагризањем 4%-тним раствором азотне киселине у алкохолу постале видљиве чиме је омогућено прецизно урезивање зареза за испитивање ударне жилавости. Положаји зареза код серија епрувета које садрже заварени спој приказани су на слици 174.

Са стране лица споја:



Са стране корена споја:

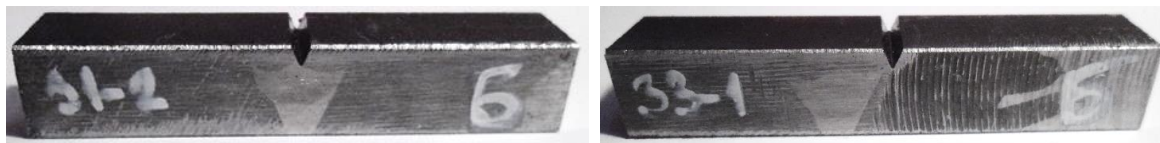


Слика 174. Положаји зареза за испитивање ударне жилавости у карактеристичним зонама са стране лица и корена завареног споја

На енергију лома и механичко понашање у условима ударних оптерећења утиче велики број фактора од којих су најважније металуршке карактеристике зона заварених спојева (геометрија, хомогеност, хемијска структура, микроструктура, величина металних зрна и тсл.). Упоредивањем експериментално добијених вредности код епрувета које садрже разматране варијанте завареног споја, као и поређењем са одговарајућим резултатима код епрувета без споја и литературним подацима, верификовани су поступци и технологије заваривања при изради епрувета на којима су извршена испитивања [12, 20, 23, 24, 26, 28, 30, 82, 95].

6.5.5 Одређивање ударне жилавости епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја

Епрувете за испитивање ударне жилавости са зарезом у карактеристичним зонама са стране лица завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ приказане су на слици 175.



а) Зарез у оси завареног споја

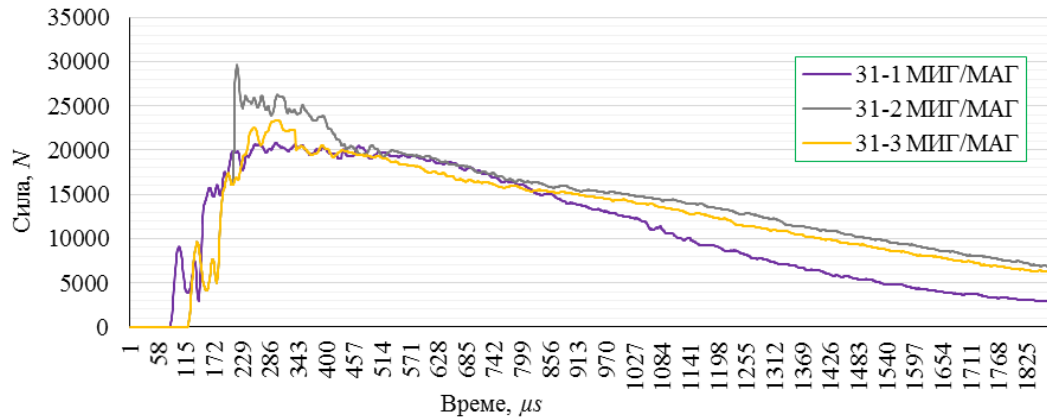
б) Зарез у зони стапања



ц) Зарез у зони утицаја топлоте

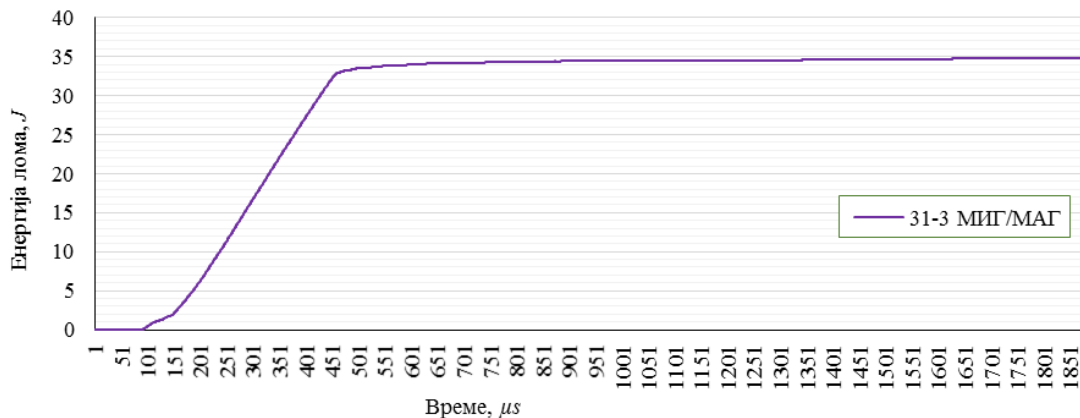
Слика 175. Епрувете за испитивање ударне жилавости са зарезима у карактеристичним зонама са стране лица завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

Експериментално одређене промене сила приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом у оси завареног споја са стране лица који је изведен варијантом МИГ/МАГ на собној температури дијаграмски су приказане на слици 176.



Слика 176. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости

Карактеристична промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању на собној температури приказана је дијаграмски на слици 177.



Слика 177. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

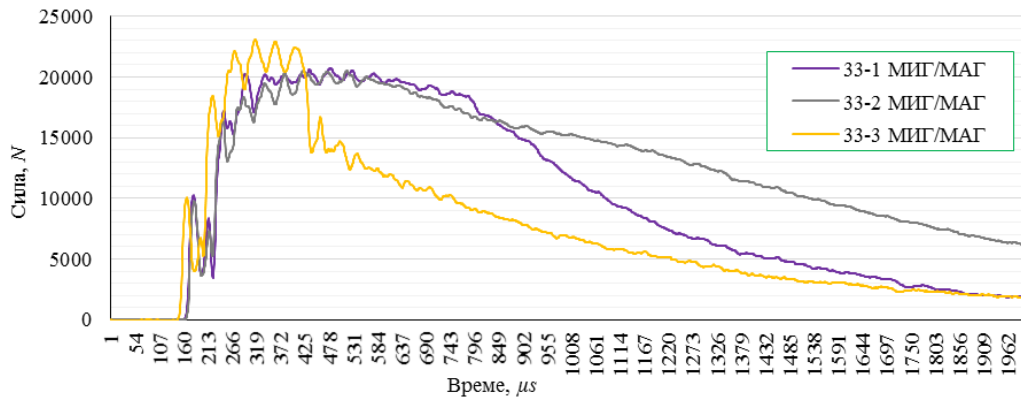
Изглед места прелома код епрувете са МИГ/МАГ варијантом завареног споја и зарезом у оси са стране лица овог споја после испитивања ударне жилавости на собној температури приказан је на слици 178.



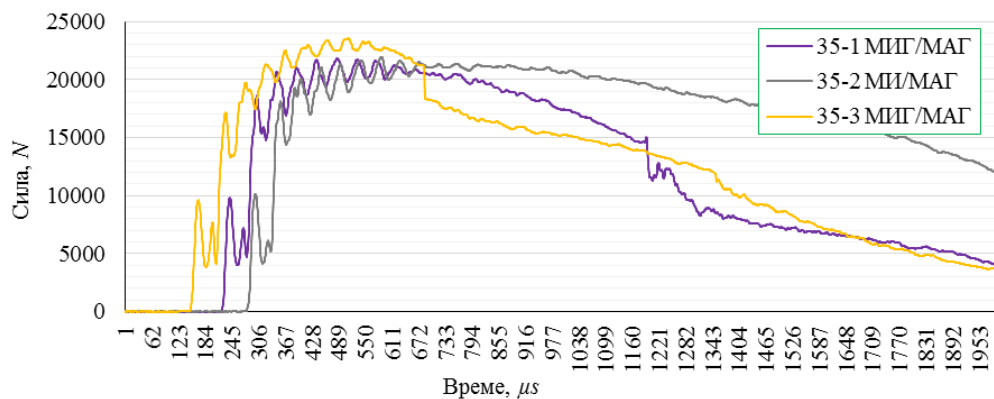
Слика 178. Изглед места прелома код епрувете са зарезом са стране лица у оси завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања на собној температури

Изглед површине на којој је настао лом указује на његов мешовит карактер са издвајањем области кртог и жилавог лома. Изглед површине лома у складу је са одређеним механичким карактеристикама за време испитивања ударне жилавости. Поступак испитивања је, затим,

спроведен код епрувета са зарезом у зони стапања, као и код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране лица завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ. Експериментално одређене зависности сила - време приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја приказане су дијаграмски на слици 179, а код епрувета са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја ове зависности су приказане на слици 180.

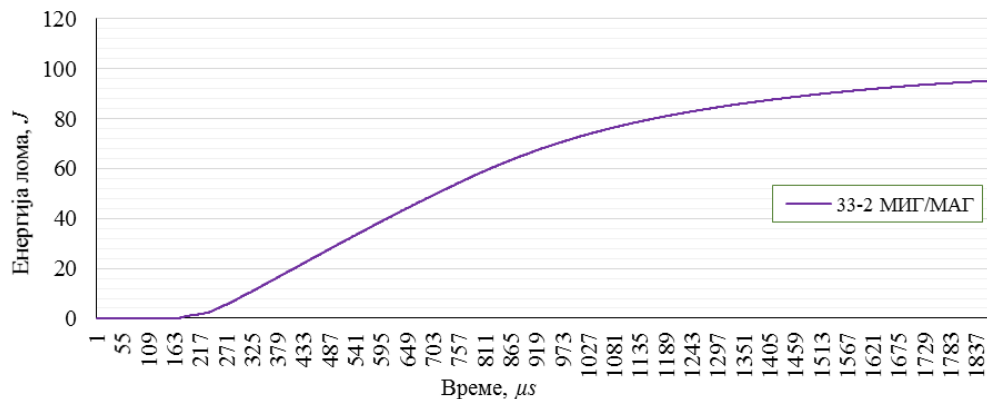


Слика 179. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости



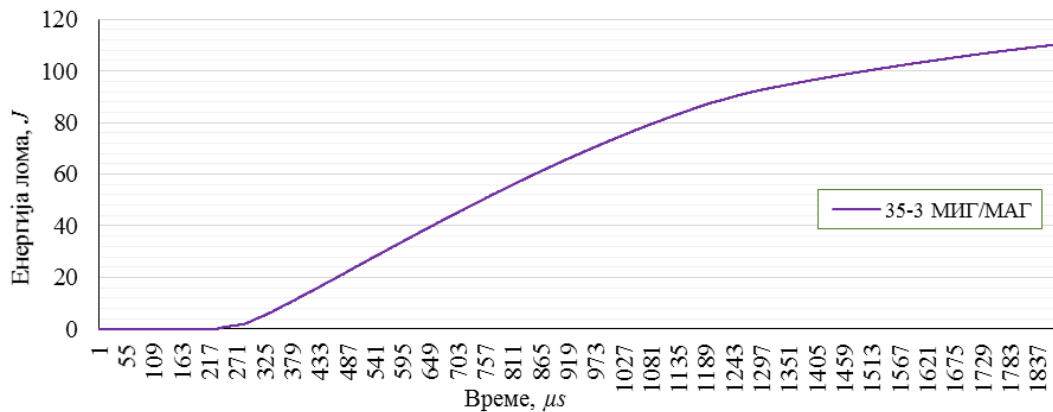
Слика 180. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању

Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању на собној температури приказана је дијаграмски на слици 181.



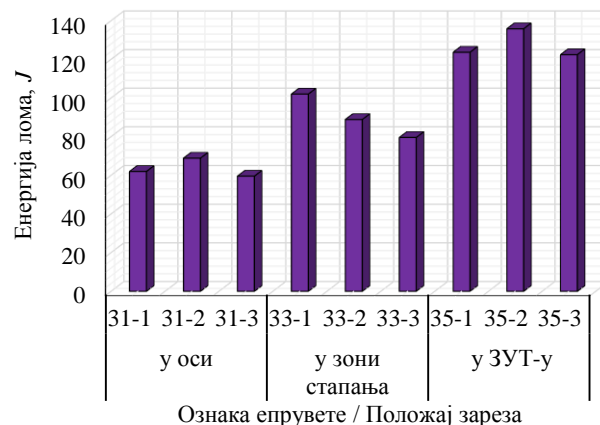
Слика 181. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању на собној температури приказана је дијаграмски на слици 182.



Слика 182. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

Експериментално одређене вредности енергије лома имају мала међусобна одступања, зависности сила - време показују исти карактер па се добијени резултати могу узети као релевантни за даљу анализу. Хистограмски приказ експериментално добијених енергија лома при одређивању ударне жилавости на собној температури за различите положаје зареза са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ приказан је на слици 183.



Слика 183. Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури за различите положаје зареза са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ

На основу вредности енергије лома које су добијене за различите положаје зареза са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ(сл. 183) може се закључити да су највеће енергије лома добијене код епрувета код којих је зарез у зони утицаја топлоте, нешто мање код епрувета код којих је зарез у зони стапања. Најмање вредности енергије лома добијене су код епрувета код којих је зарез у оси завареног споја. Експериментално добијене вредности енергија ниже су од енергија лома које су добијене код епрувета припремљених од основног материјала [12, 20, 23, 24, 26, 28, 30, 82, 95].

На слици 184 приказан је изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања ударне жилавости на собној температури.

На површини прелома разликују се области кртог и жилавог лома, што указује на мешовит карактер лома код испитиваних епрувета, што је у сагласности са експериментално добијеним

вредностима ударне жилавости и теоријским разматрањима везаним за ову област [6, 17, 24, 26, 30, 42, 44, 55, 56, 66, 75, 84].



Слика 184. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања

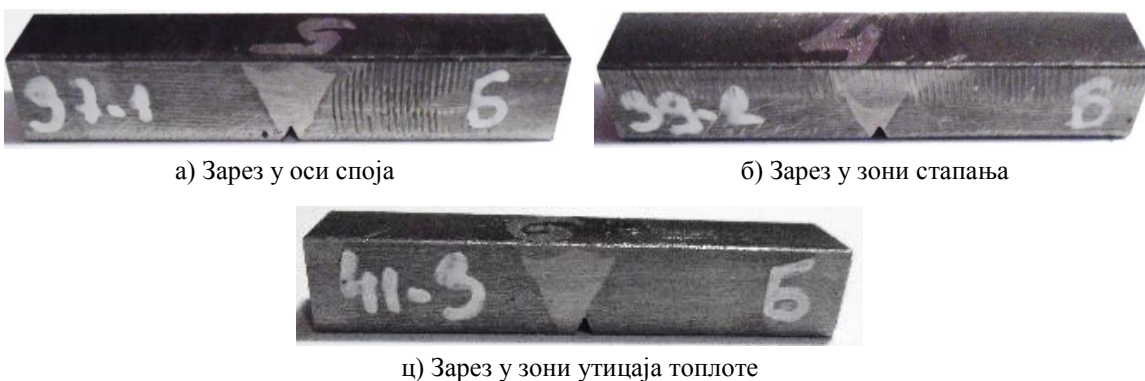
Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања ударне жилавости на собној температури приказан је на слици 185.



Слика 185. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања

На површини прелома разликују се области кртог и жилавог лома, што указује на мешовит карактер лома код испитиваних епрувета, што је у сагласности са експериментално добијеним вредностима ударне жилавости и теоријским разматрањима везаним за ову област [6, 17, 24, 26, 30, 42, 44, 55, 56, 66, 75, 84].

Изглед епрувета за испитивање ударне жилавости са зарезом са стране корена у различитим зонама завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ приказан је на слици 186.



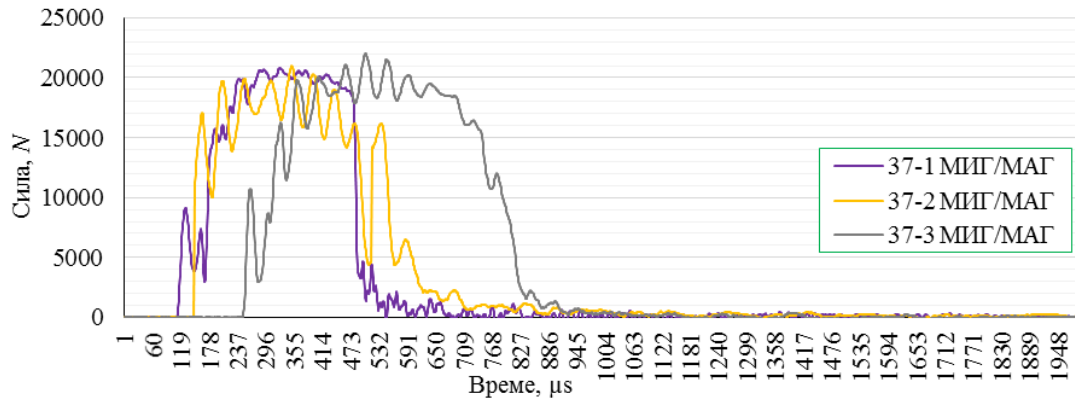
а) Зарез у оси споја

б) Зарез у зони стапања

ц) Зарез у зони утицаја топлоте

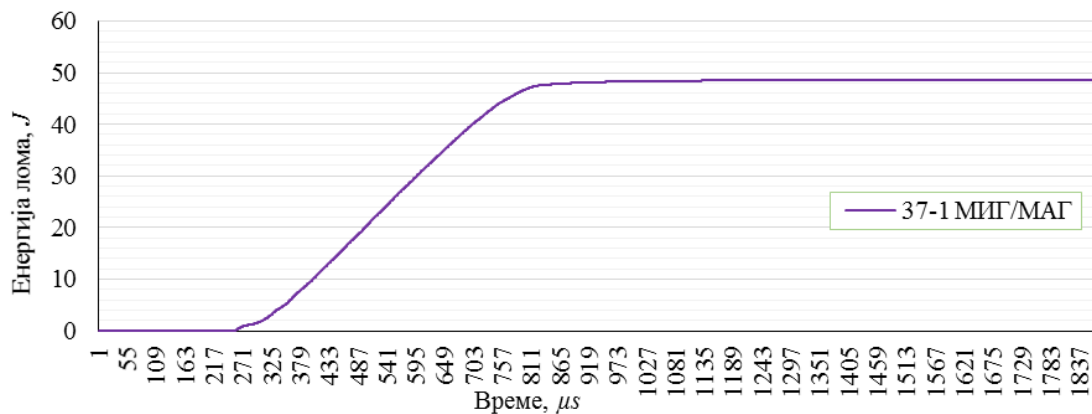
Слика 186. Епрувете за испитивање ударне жилавости са зарезима у карактеристичним зонама са стране корена завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

Дијаграмски приказ експериментално одређене промене сила приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом у оси завареног споја са стране корена који је изведен варијантом МИГ/МАГ на собној температури дат је на слици 187.



Слика 187. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости

Експериментално добијена промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању на собној температури приказана је дијаграмски на слици 188.



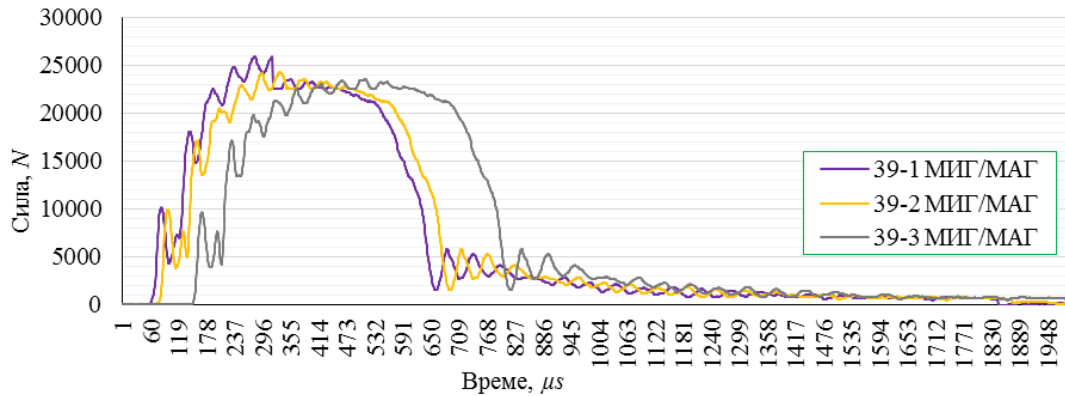
Слика 188. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у оси завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

На слици 189 приказан је изглед места прелома код епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја код које је зарез за испитивање ударне жилавости у оси овог споја са стране корена после испитивања ударне жилавости на собној температури. Као и код епрувета са зарезима са стране лица завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ, површина прелома указује на мешовит карактер са областима кртог и жилавог лома. Визуелно оцењен однос области кртог и жилавог лома је у сагласности са експериментално добијеним вредностима механичких карактеристика.

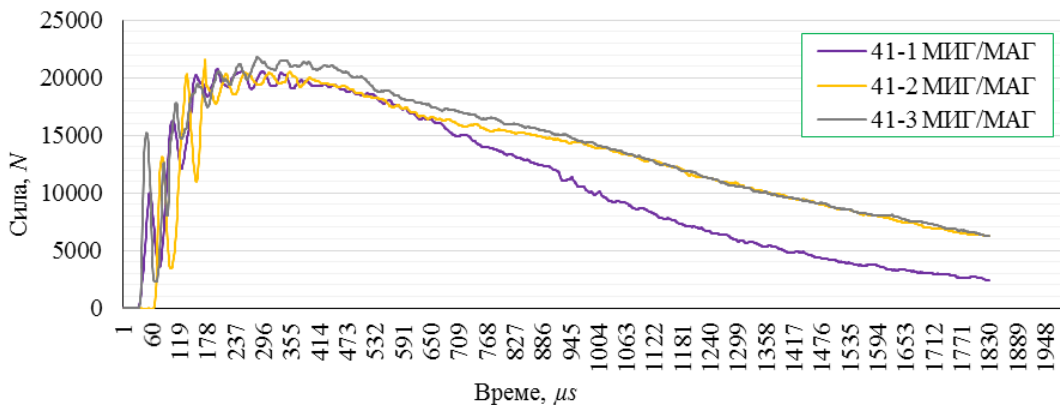


Слика 189. Изглед места прелома код епрувете са зарезом са стране корена у оси завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања на собној температури

Затим, експериментално је одређена енергија лома и зависност сила - време код епрувета са зарезима са стране корена споја у зони стапања и у зони утицаја топлоте завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ. На слици 190 дат је приказ експериментално одређених зависности сила - време приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом у зони стапања са стране корена завареног споја, док су код епрувета са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја ове зависности приказане на слици 191.

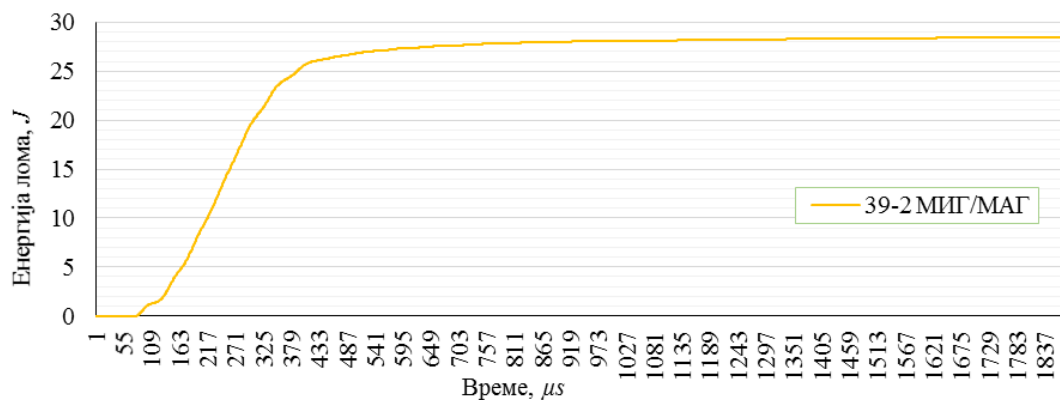


Слика 190. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању ударне жилавости



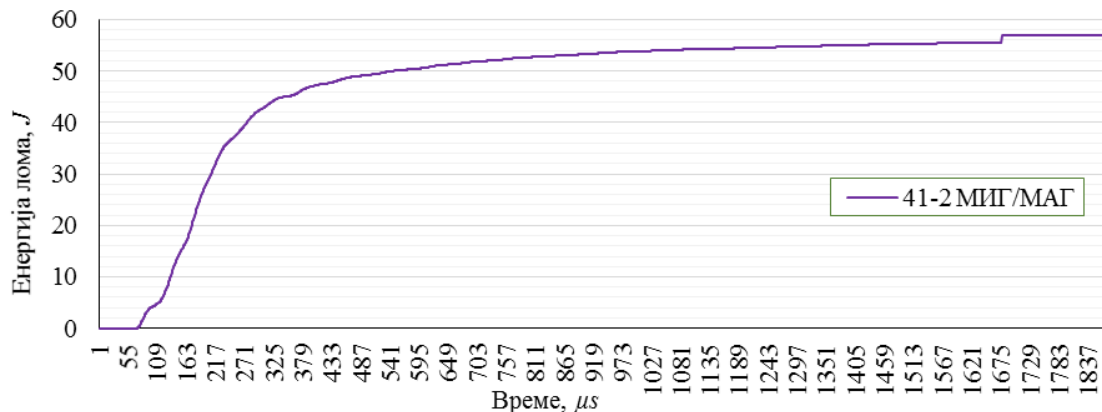
Слика 191. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању

Експериментално добијена промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању на собној температури приказана је дијаграмски на слици 192.



Слика 192. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ при испитивању на собној температури приказана је дијаграмски на слици 193.



Слика 193. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ

С обзиром на то да су механичка понашања епрувета током ломова сагласна, зависности сила - време показују исти карактер и експериментално добијене вредности енергије лома имају мала међусобна одступања, резултати се могу сматрати релевантним за даљу анализу.

Изглед места прелома код епрувете са варијантом МИГ/МАГ завареног споја код које је зарез за испитивање ударне жилавости у зони стапања овог споја са стране корена после испитивања ударне жилавости на собној температури приказан је на слици 194, а у случају када је он у зони утицаја топлоте приказан је на слици 195.



Слика 194. Изглед места прелома код епрувете са зарезом у зони стапања са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања

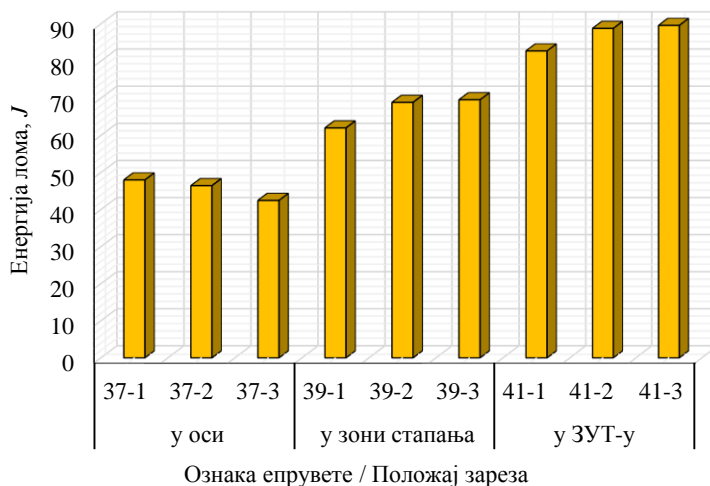


Слика 195. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ после испитивања

Изглед површина прелома епрувета са завареним спојем које је изведен варијантом МИГ/МАГ и зарезом са стране корена у зони стапања и зони утицаја топлоте који су приказани на сликама 194 и 195 показује мешовит карактер лома. Изглед површина прелома је сличан као и код осталих одговарајућих епрувета. Визуелно оцењен однос кртог и жилавог лома је у

сагласности са експериментално добијеним вредностима ударне жилавости [2, 20, 38, 39, 43, 53, 64, 72, 85, 95, 109, 110].

Експериментално добијене вредности енергије лома при одређивању ударне жилавости на собној температури за различите положаје зареза са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ хистограмски су приказане на слици 196.

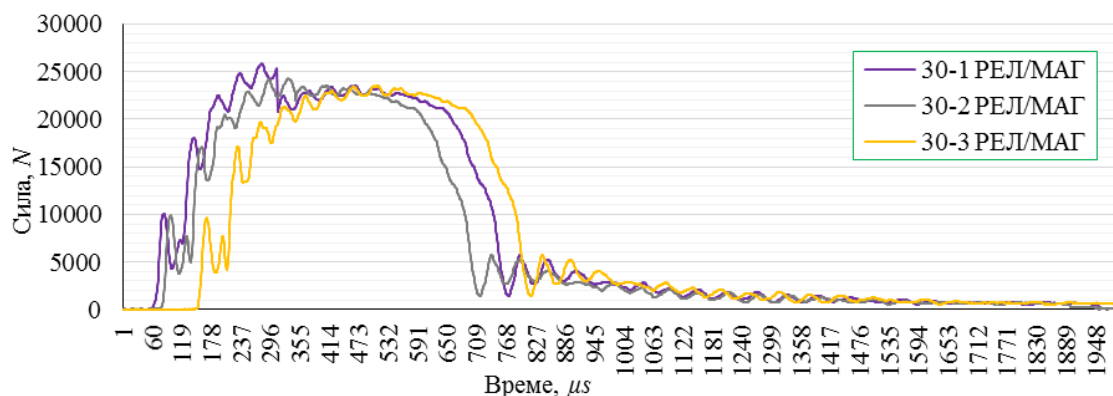


Слика 196. Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури за различите положаје зареза са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ

На основу вредности енергије лома, које су добијене за различите положаје зареза са стране корена завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ које су приказане на слици 196, може се закључити да су највеће енергије лома добијене код епрувета код којих је зарез у зони утицаја топлоте. Нешто мање вредности енергије лома добијене су код епрувета код којих је зарез у зони стапања. Најмање вредности енергије лома добијене су код епрувета код којих је зарез у оси завареног споја. Експериментално добијене вредности енергија ниже су од енергија лома које су добијене код епрувета припремљених од основног материјала [12, 20, 23, 24, 26, 28, 30, 82, 95].

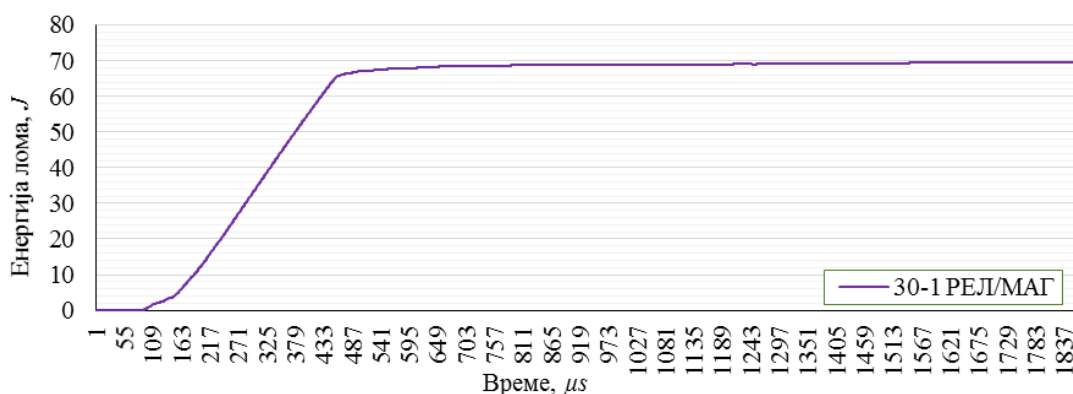
6.5.6 Одређивање ударне жилавости епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја

За време ове фазе испитивања експериментално је одређена ударна жилавост и енергија лома код епрувета са зарезом у различитим зонама са стране лица, а затим, и корена завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ на собној температури. Методологија, облик и димензије епрувета, као и услови испитивања су исти као и при испитивању одговарајућих епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом МИГ/МАГ. Облик и димензије епрувета за испитивање приказани су на слици 169, а положаји зареза за испитивање ударних жилавости у односу на разматрани заварени спој изведен варијантом РЕЛ/МАГ приказани су на слици 174. Експериментално одређене зависности сила - време приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ приказане су дијаграмски на слици 197.



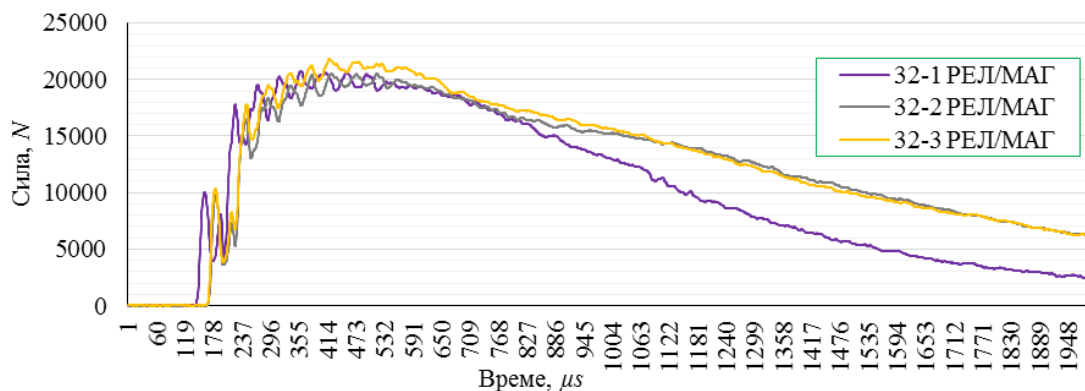
Слика 197. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ при испитивању ударне жилавости

Промена енергије током лома код епрувете са зарезом у оси са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ приказана је дијаграмски на слици 198.

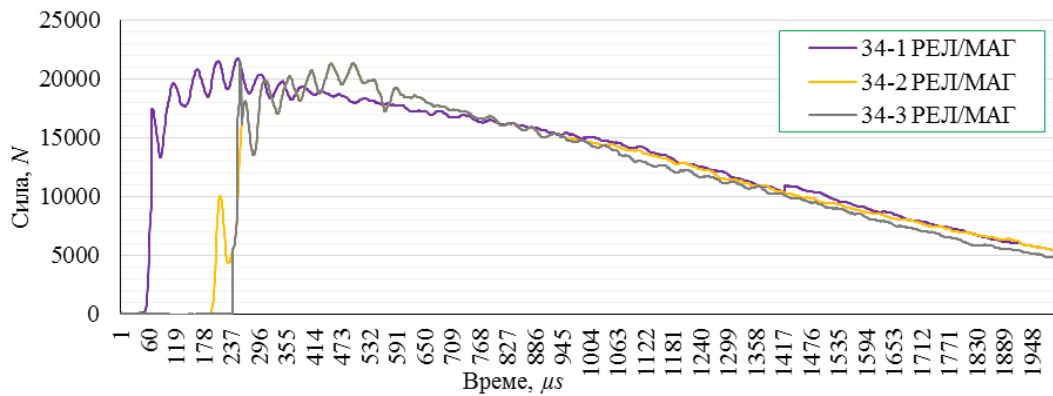


Слика 198. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ

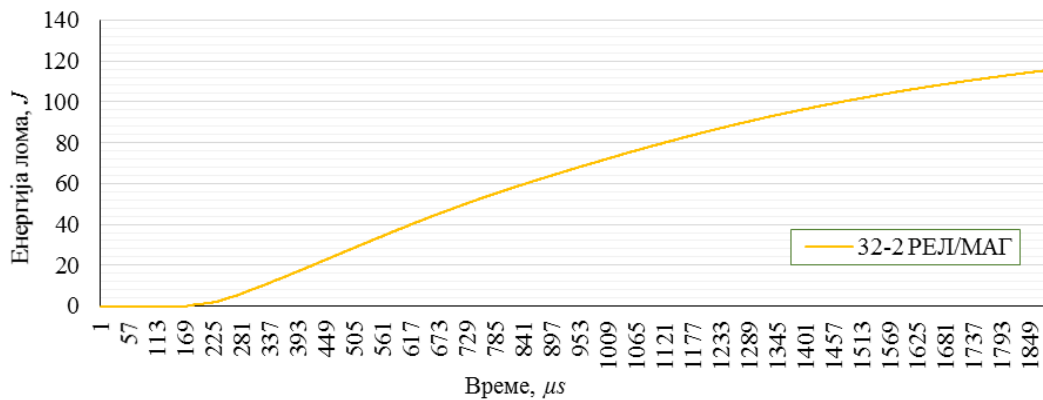
Затим, експериментално су одређене енергије лома и зависности сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у зони стапања и зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ. Експериментално одређене зависности сила - време приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ дијаграмски су приказане на слици 199, а код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте на слици 200.



Слика 199. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ при испитивању ударне жилавости



Слика 200. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом РЕЈ/МАГ при испитивању ударне жилавости

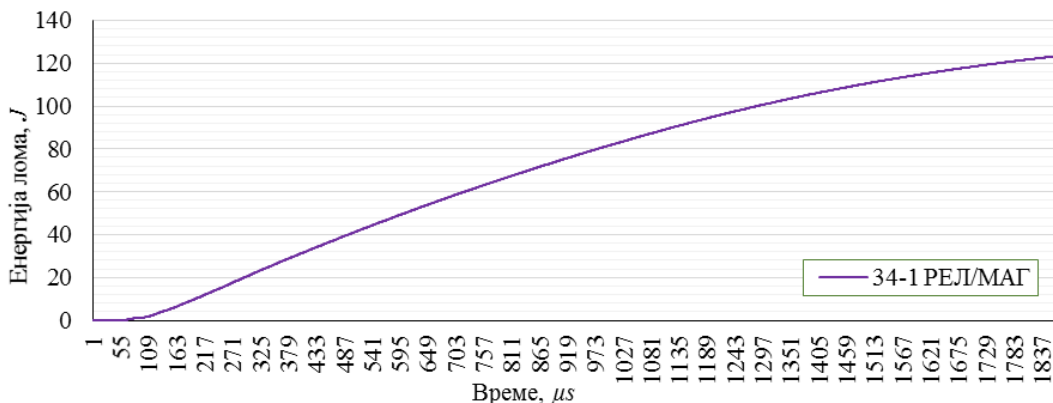


Слика 201. Промена енергије за време лома код епрувете

са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом РЕЈ/МАГ

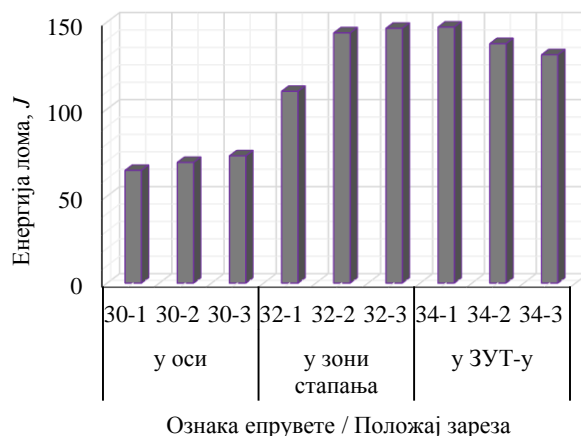
Промена енергије током лома код епрувете са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЈ/МАГ приказана је дијаграмски на слици 201.

Промена енергије током лома код епрувете са зарезом у зони утицаја топлоте са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЈ/МАГ приказана је дијаграмски на слици 202.



Слика 202. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом РЕЈ/МАГ

Експериментално одређене вредности енергије лома имају мала међусобна одступања, зависности сила - време показују исти карактер па се добијени резултати могу узети као релевантни за даљу анализу. Хистограмски приказ експериментално добијених енергија лома при одређивању ударне жилавости на собној температури за различите положаје зареза са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЈ/МАГ приказан је на слици 203.



Слика 203. Хистограмски приказ енергија лома за различите положаје зареза са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ

На основу вредности енергије лома које су добијене за различите положаје зареза са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ које су приказане на слици 203 може се закључити да су највеће енергије лома добијене код епрувета код којих је зарез у зони утицаја топлоте. Нешто мање вредности енергије лома добијене су код епрувета код којих је зарез у зони стапања. Најмање вредности енергије лома добијене су код епрувета код којих је зарез у оси завареног споја. Експериментално добијене вредности енергија ниже су од енергија лома које су добијене код епрувета припремљених од основног материјала [12, 20, 23, 24, 26, 28, 30, 82, 95].

Изглед места прелома код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја код којих је зарез за испитивање ударне жилавости са стране лица у оси овог споја после испитивања на собној температури приказан је на слици 204. Изглед места прелома код епрувете са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја код које је зарез за испитивање ударне жилавости са стране лица у зони стапања овог споја после испитивања на собној температури приказан је на слици 205, док је за епрувету са зарезом у зони утицаја топлоте приказан на слици 206.



Слика 204. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у оси са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ после испитивања



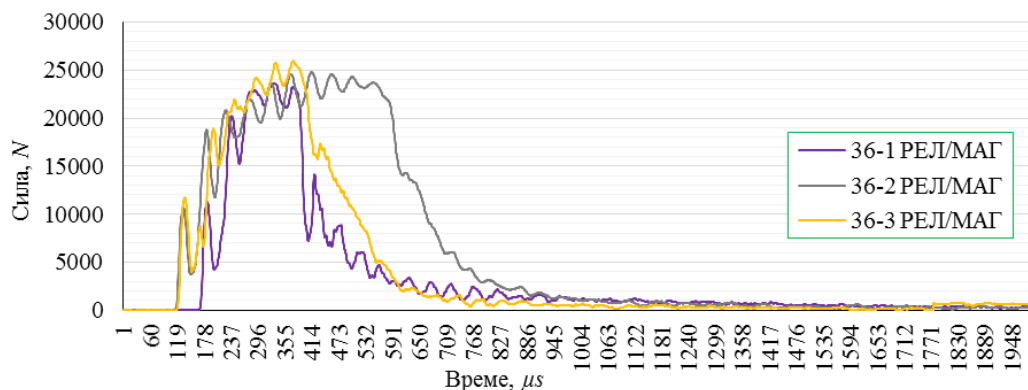
Слика 205. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ после испитивања



Слика 206. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ после испитивања

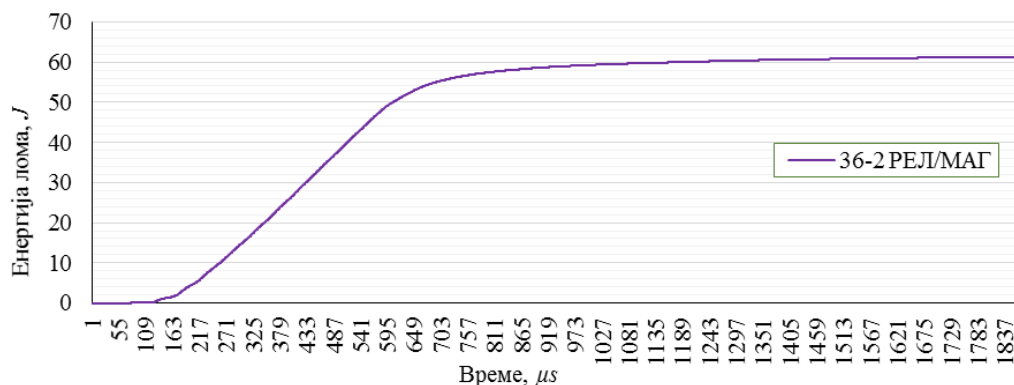
На површини прелома код испитиваних епрувета може се регистровати област кртог и област жилавог лома. Визуелно оцењен однос површина области на попречном пресеку епрувете које карактерише крт и жилав лом је у сагласности са експериментално добијеним вредностима ударне жилавости [2, 20, 38, 39, 43, 53, 64, 72, 85, 95, 109, 110].

Експериментално испитивање је затим спроведено одређивањем ударне жилавости код епрувета са зарезом са стране корена у различитим зонама завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ. Облик и димензије епрувета за испитивање, методологија и услови испитивања остали су исти као и при испитивању одговарајућих епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја. Експериментално одређене зависности сила - време приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом са стране корена у оси завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ дијаграмски су приказане на слици 207.



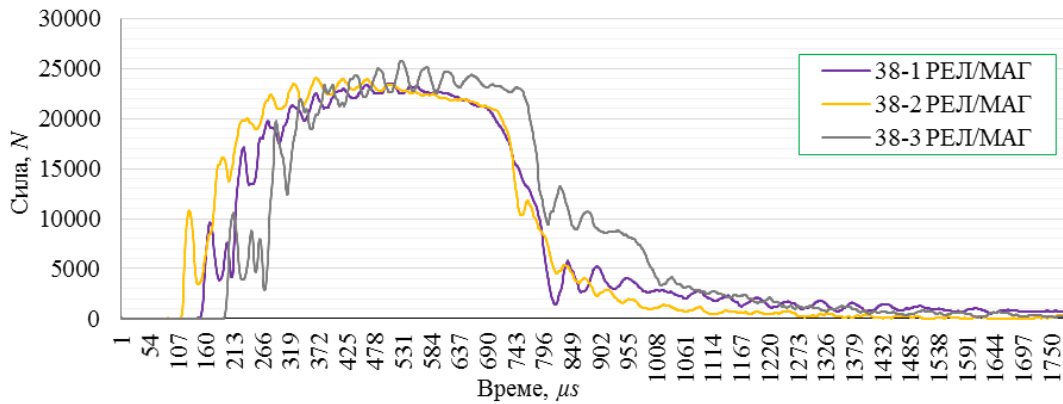
Слика 207. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у оси завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ при испитивању на собној температури

Промена енергије током лома код епрувете са зарезом са стране корена у оси завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ приказана је дијаграмски на слици 208.

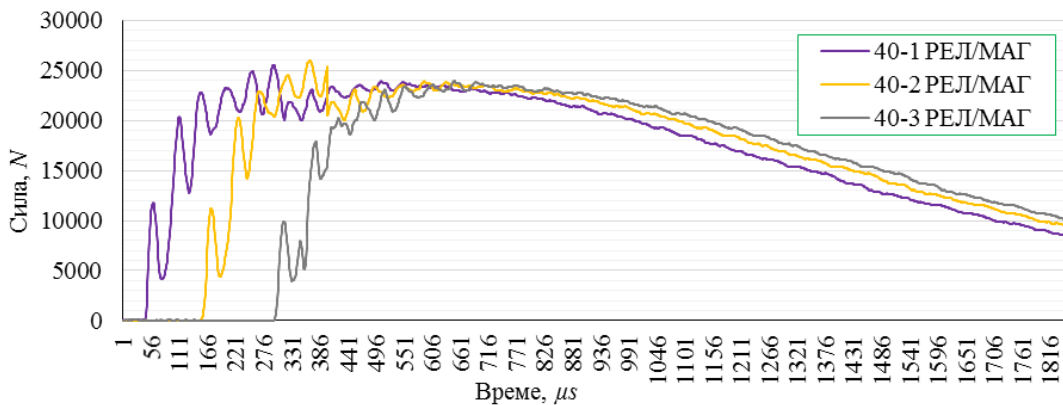


Слика 208. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у оси завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ

Експериментално одређене зависности сила - време приликом испитивања ударне жилавости код епрувета са зарезом у зони стапања са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ на собној температури приказане су дијаграмски на слици 209, а код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте на слици 210.

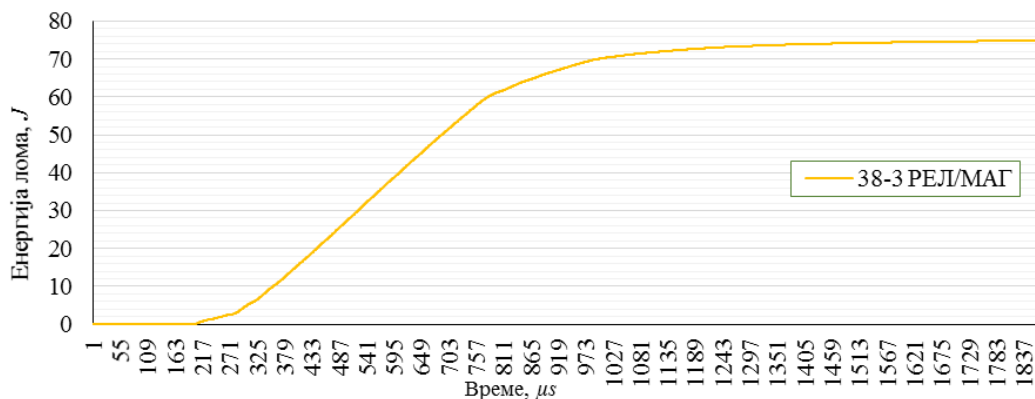


Слика 209. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ при испитивању ударне жилавости



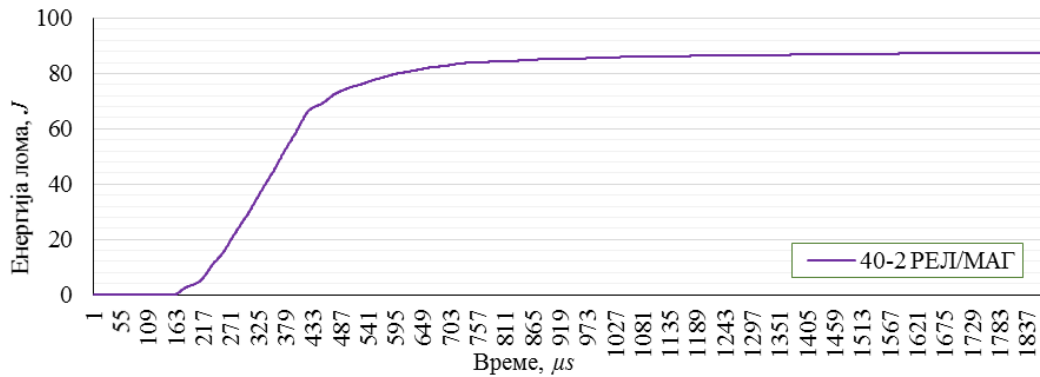
Слика 210. Зависност сила - време код епрувета са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ при испитивању ударне жилавости

Промена енергије током лома код епрувете са зарезом у зони стапања са стране корена завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ дијаграмски је приказана на слици 211.



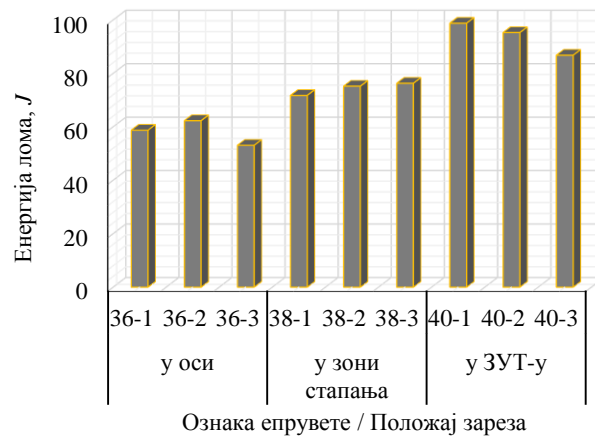
Слика 211. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ

Промена енергије током лома код епрувете са зарезом у зони утицаја топлоте са стране корена завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ дијаграмски је приказана на слици 212.



Слика 212. Промена енергије за време лома код епрувете са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ

С обзиром на то да експериментално одређене вредности енергија ломова имају мала међусобна одступања и да су механичка понашања епрувета за време ломова сагласна, као и да зависности сила - време показују исти карактер, резултати се могу сматрати релевантним за даљу анализу. Хистограмски приказ експериментално добијених енергија лома при одређивању ударне жилавости на собној температури за различите положаје зареза са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ приказан је на слици 213.



Слика 213. Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури за различите положаје зареза са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ

Највеће вредности енергије лома добијене су код епрувета код којих је зарез у зони утицаја топлоте са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ (сл. 213). Нешто мање вредности енергије лома добијене су код епрувета са зарезом у зони стапања, док су најмање вредности енергије лома добијене код епрувета са зарезом у оси завареног споја (сл. 213). Експериментално добијене вредности енергија ниже су од енергија лома које су добијене код епрувета припремљених од основног материјала [12, 20, 23, 24, 26, 28, 30, 82, 95].

Изглед места прелома код епрувета са варијантом РЕЛ/МАГ завареног споја код којих је зарез за испитивање ударне жилавости са стране корена у оси, а затим, у зони стапања и зони утицаја топлоте овог споја после испитивања на собној температури приказани су на сликама 214, 215 и 216, респективно.



Слика 214. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у оси са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ после испитивања



Слика 215. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони стапања са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ после испитивања



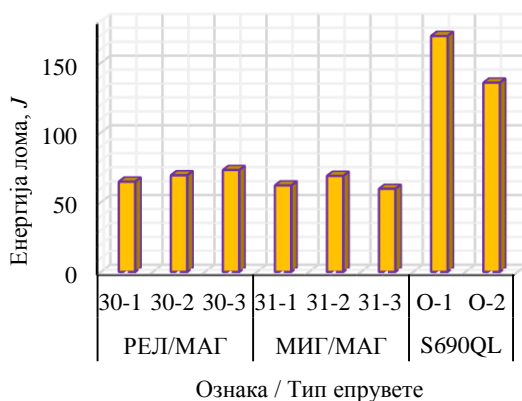
Слика 216. Изглед места прелома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ после испитивања

Изглед површина лома указује на мешовит карактер лома код свих испитиваних епрувета. На површини прелома код испитиваних епрувета може се регистровати област кртог и област жилавог лома. Визуелно оцењен однос површина области кртог и жилавог лома је у сагласности са експериментално добијеним вредностима ударне жилавости [2, 20, 38, 39, 43, 53, 64, 72, 85, 95, 109, 110].

У циљу одређивања повољније варијанте завареног споја са аспекта енергије лома извршено је међусобно упоређивање одговарајућих вредности ових енергија добијених код епрувета које садрже обе разматране варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја са зарезом са стране лица и корена у различитим зонама овог споја.

Експериментално одређене вредности енергија лома код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ, као и енергије

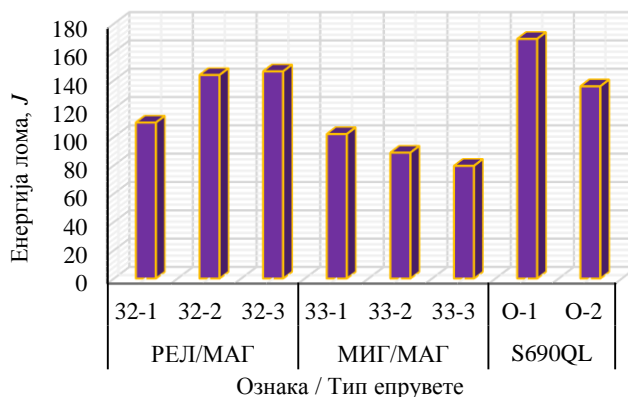
лома код епрувета које су припремљене од основног материјала - челика *S690QL* хистограмски су приказане на слици 217.



Слика 217. Хистограмски приказ енергије лома код епрувета са зарезом у оси са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

Експериментално одређена енергија лома код епрувета са зарезом у оси са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ међусобно приближно су исте, што упућује на закључак да варијанта извођења завареног споја не утиче на енергију лома код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја. С обзиром на то да су код обе варијанте завареног споја пролази попуне изведени истом технологијом и са истим параметрима и додатним материјалом, може се закључити да пролази попуне имају доминантан утицај на вредности енергија лома код испитиваних епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја. Понашање за време лома код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ током настанка и развоја прслине је сагласно, с тим што код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом МИГ/МАГ нису изражене зоне престанка брзог ширења прслине као код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ.

Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ дат је на слици 218.

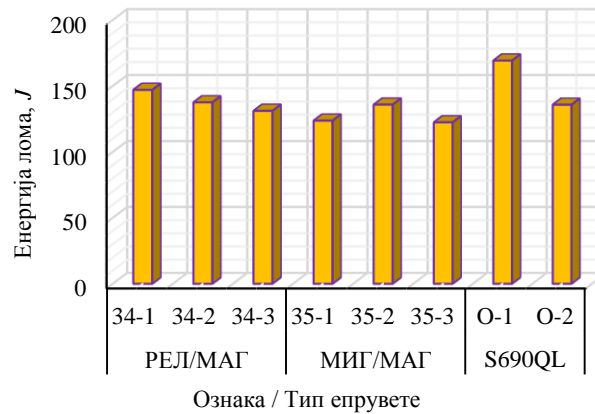


Слика 218. Хистограмски приказ енергије лома код епрувета са зарезом са стране лица у зони стапања завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

Експериментално одређена вредност енергије лома код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ су веће од одговарајућих вредности код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом МИГ/МАГ. Ово је последица различите геометрије жлеба за заваривање, с обзиром на то да су остали параметри и технологија

извођења пролаза попуне исти. Понашање епрувета са зарезом у зонама стапања код обе варијанте завареног споја РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ сагласно је током настанка, раста и развоја прслине све до коначног прелома епрувете.

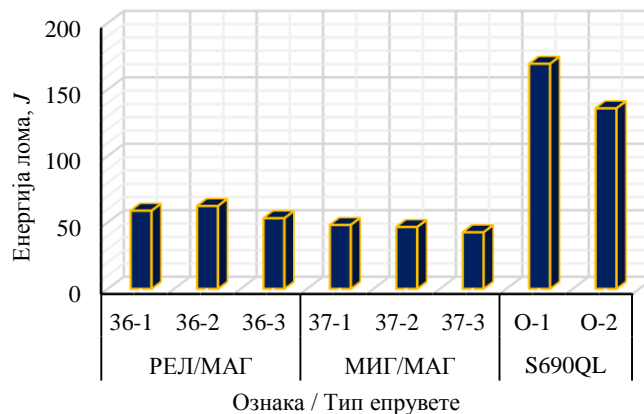
Експериментално одређене вредности енергије лома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ приказане су хистограмски на слици 219.



Слика 219. Хистограмски приказ енергије лома код епрувета са зарезом са стране лица у зони утицаја топлоте завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

Вредности енергија лома код епрувета са обе разматране варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја су међусобно приближно једнаке тако да се закључује да варијанта извођења завареног споја не утиче на енергију лома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте заварених спојева изведених варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ при испитиваним условима. Експериментално добијене вредности енергија лома код испитиваних епрувета са завареним спојем су мање од енергија лома које су добијене код епрувета припремљених од основног материјала. Ово потврђује чињеницу да заварени спој утиче на снижавање енергије лома основног материјала [15, 19, 20, 40, 70, 72]. Понашање за време лома епрувета са разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја и зарезима у зонама утицаја топлоте са стране лица ових спојева током настанка и развоја прслине је сагласно све до настанка коначног прелома.

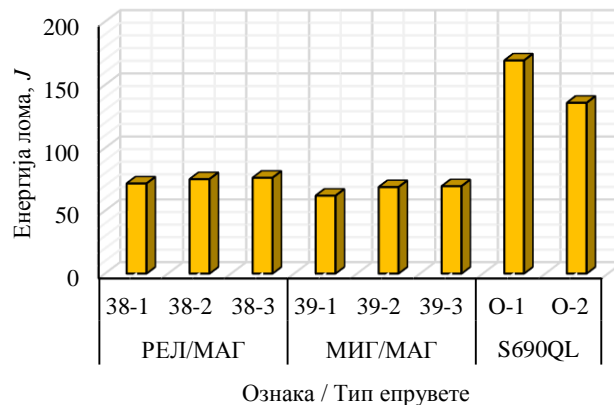
Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури код епрувета са зарезом са стране лица у оси завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ дат је на слици 220.



Слика 220. Хистограмски приказ енергије лома код епрувета са зарезом у оси са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

Вредности енергије лома код епрувета са зарезом са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ су веће од одговарајућих вредности које су експериментално добијене код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја. С обзиром на то може се закључити да са овог аспекта варијанта РЕЛ/МАГ извођења омогућава остваривање завареног споја са повољнијим карактеристикама. Добијене вредности енергија лома код епрувета са разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја мање су од енергија лома које су добијене код епрувета од основног материјала. Механичко понашање епрувета са зарезима са стране корена у оси споја РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ током настанка и развоја прслине је сагласно све до коначног прелома.

Експериментално добијене вредности енергија лома код епрувета са зарезом са стране корена у зони стапања завареног споја који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ приказане су хистограмски на слици 221.

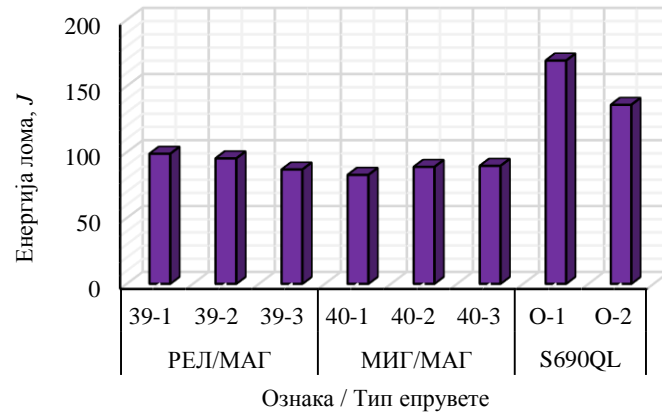


Слика 221. Хистограмски приказ енергије лома код епрувета са зарезом у зони стапања са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

Вредности енергија лома код епрувета са обе разматране варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја су међусобно приближно једнаке тако да се закључује да варијанта извођења завареног споја не утиче на енергију лома код епрувета са зарезом у зони стапања са стране корена заварених спојева изведених варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ при испитиваним условима. Експериментално добијене вредности енергија лома код испитиваних епрувета са завареним спојем су мање од енергија лома које су добијене код епрувета припремљених од основног материјала. Механичко понашање епрувета са разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја и зарезима у зонама стапања са стране корена ових спојева током настанка и развоја прслине је сагласно све до настанка коначног прелома.

Хистограмски приказ енергија лома при испитивању на собној температури код епрувета са зарезом са стране корена у зони утицаја топлоте завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ дат је на слици 222.

Вредности енергије лома за обе разматране варијанте завареног споја су међусобно приближно једнаке, па се закључује да варијанта извођења завареног споја не утиче на енергију лома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са страна корена завареног споја при испитиваним условима. Механичко понашање епрувета са разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја и зарезима у зони утицаја топлоте са стране корена ових заварених спојева током настанка и развоја прслина је сагласно све до коначног прелома.



Слика 222. Хистограмски приказ енергије лома код епрувета са зарезом у зони утицаја топлоте са стране корена завареног споја изведеног варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

7 АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА И ДИСКУСИЈА

Резултати експерименталних испитивања заварених спојева у оквиру овог поглавља биће анализирани у односу на тип завареног споја за сваку појединачну методу испитивања. Експериментално добијени резултати оцењени су у оквиру приказа појединих фаза експеримента. У оквиру ове главе биће успостављени односи добијених вредности и карактеристика појединачних типова спојева, као и анализа фактора који утичу на ове односе.

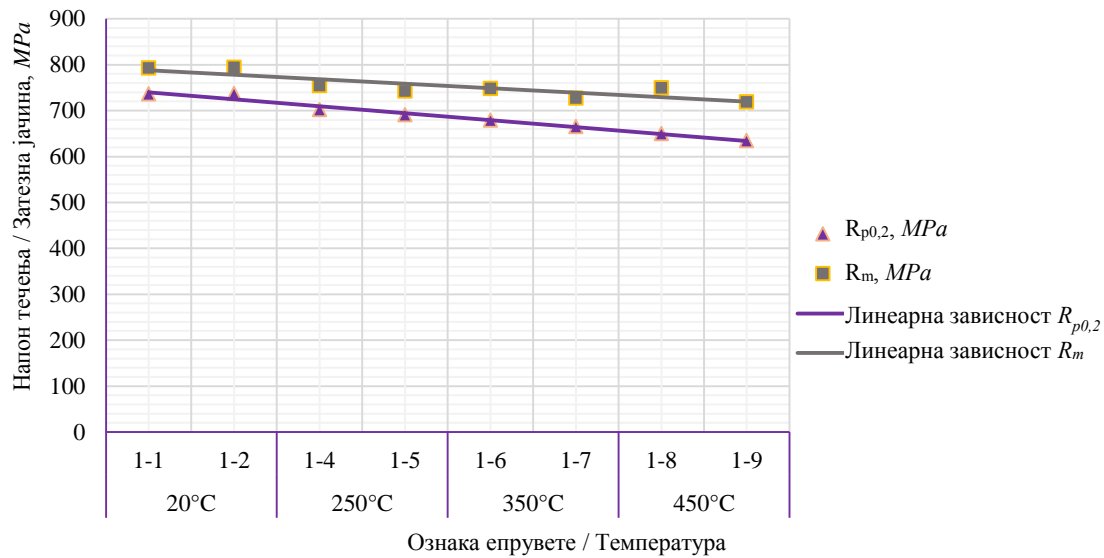
7.1 АНАЛИЗА И ДИСКУСИЈА РЕЗУЛТАТА ДОБИЈЕНИХ ТОКОМ ИСПИТИВАЊА ЗАТЕЗАЊЕМ

Механичке карактеристике и понашање модела за време затезања до кидања представљају, са практичног аспекта, најважније карактеристике. Ове карактеристике материјала представљају резултат великог броја фактора од којих су микроструктура и хемијски састав идентификовани као доминантни фактори. С друге стране заваривање као технолошки поступак изазива трансформацију микроструктуре у зони утицаја топлоте заварених спојева, као и промену хемијског састава у зони завареног споја, па тиме и условљава резултујуће механичке карактеристике и механичко понашање током оптерећивања ових спојева. С обзиром на све сложеније захтеве који се односе на облик елемената конструкције, концентрација напона условљена обликом представља веома важан фактор који утиче на механичке карактеристике и уопште на механички одговор на оптерећење, нарочито у случају заварених машинских конструкција. С обзиром да значајан број машинских конструкција функционише у условима повишених температура и да челике који су употребљени за израду ових конструкција карактерише осетљивост микроструктурног стања на повишене температуре, температура експлоатације представља веома важан аспект, нарочито у случају заварених машинских конструкција од микролегираних челика повишене јачине. Сваки од претходно приказаних аспеката анализиран је кроз дискусију резултата експерименталног испитивања које је приказано у оквиру ове докторске дисертације.

Механичке карактеристике, посматране првенствено преко вредности напона течења и затезне јачине за разматрани микролегирани челик S690QL одговарају вредностима које прописују одговарајући стандарди и које декларише произвођач овог челика [4, 11, 14, 23, 24, 26, 30, 70, 95, 111, 114]. Механичко понашање испитиваних епрувета за време оптерећивања до кидања је сагласно очекиваном са израженим карактеристичним зонама: област линеарне зависности при еластичном деформисању, област еластичног деформисања без линеарне зависности, област пластичног деформисања која почиње течењем, област пораста силе при пластичном деформисању све до достизања максималне силе и кидања. Вредности напона течења и затезне јачине код разматраног материјала остварене су композицијом микролегирајућих елемената и специфичне микроструктуре.

Вредности напона течења и затезне чврстоће, као и механичко понашање за време квазистатичког оптерећивања до кидања при повишеним температурама указују на утицај ових температура на механички одговор на оптерећење код разматраног материјала. Са порастом температуре евидентан је тренд пада механичких карактеристика у смислу снижавања вредности напона течења и затезне чврстоће, како код епрувета припремљених од основног материјала тако и код оних које садрже заварени спој. Механичко понашање испитиваних епрувета има крт карактер са приближавањем вредности напона течења и затезне чврстоће материјала.

На слици 223 приказане су вредности напона течења и затезне чврстоће за епрувете од разматраног микролегираног челика повишене јачине *S690QL* на различитим температурама као и линеарне зависности промене ових механичких карактеристика од температуре.

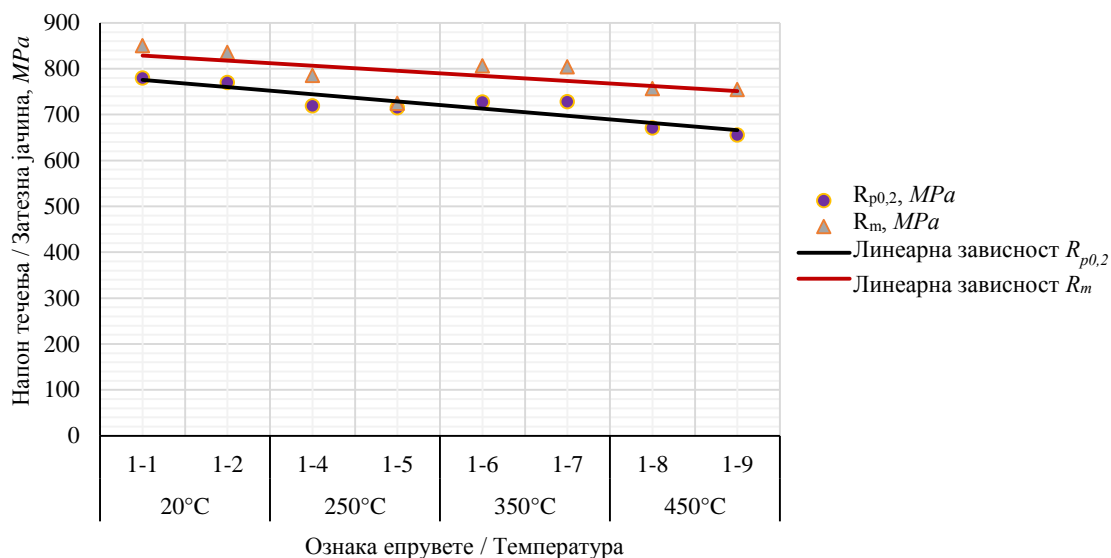


Слика 223. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од температуре код епрувета припремљених од челика *S690QL*

Експериментални резултати испитивања механичких карактеристика указују на линеарно снижавање напона течења и затезне чврстоће са порастом температуре у оквиру температура на којима је дозвољена употреба разматраног челика. Експериментални резултати су у сагласности са микроструктурним стањем процењеним металографским испитивањем које указује на повећану осетљивост испитиваног челика на унос топлоте. Просечна вредност напона течења при 250°C смањује се за 5,43% у односу на вредност на собној температури, док просечна вредност затезне јачине пада за 5,65%. Просечан напон течења на 450°C је за 12,77% мањи у односу на одговарајућу вредност на собној температури, док је за просечну затезну јачину овај пад износи 7,49%. Пад просечних вредности напона течења и затезне јачине у температурском интервалу од 20 до 250°C је међусобно приближно једнак. Даљи пораст температуре до 450°C значајније утиче на смањивање вредности напона течења него на смањивање затезне јачине.

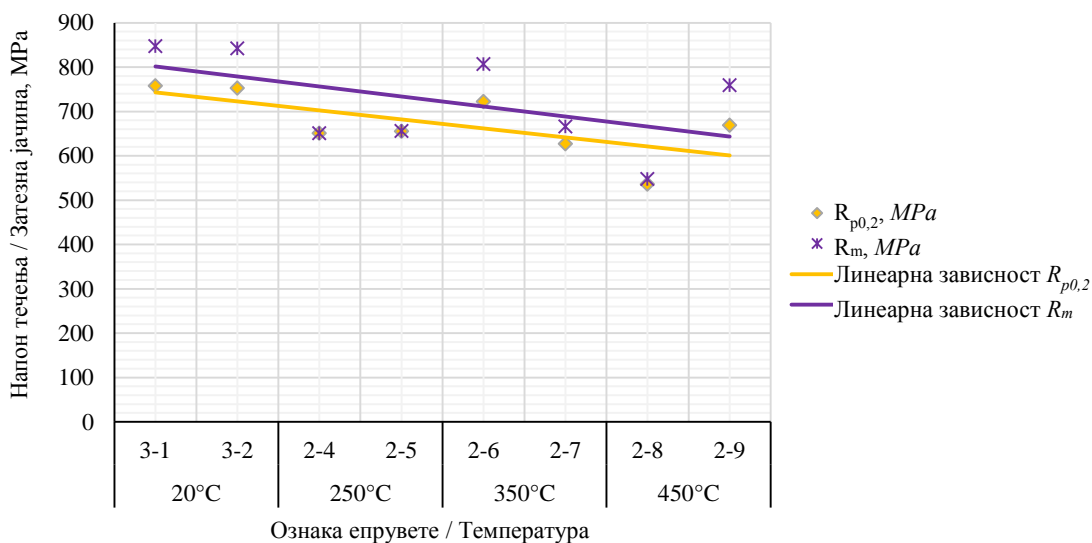
С обзиром на овакво понашање материјала при повишеним температурама и осетљивост на унос топлоте који је незаобилазан при конвенционалним поступцима заваривања топљењем даља анализа је спроведена упоређивањем механичких карактеристика епрувета које садрже разматране варијанте МИГ/МАГ и РЕЛ/МАГ завареног споја на повишеним температурама, прво за сваку варијанту извођења завареног споја, а онда и међусобно у циљу одређивања осетљивости механичких карактеристика завареног споја на повишене температуре.

На слици 224 приказане су вредности напона течења и затезне јачине за епрувете са завареним спојем који је изведен варијантом МИГ/МАГ на различитим температурама као и линеарне зависности промене од температуре ових механичких карактеристика.



Слика 224. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од температуре код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја

На слици 225 приказане су вредности напона течења и затезне јачине за епрувете са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ на различитим температурама као и линеарне зависности промене ових механичких карактеристика од температуре.



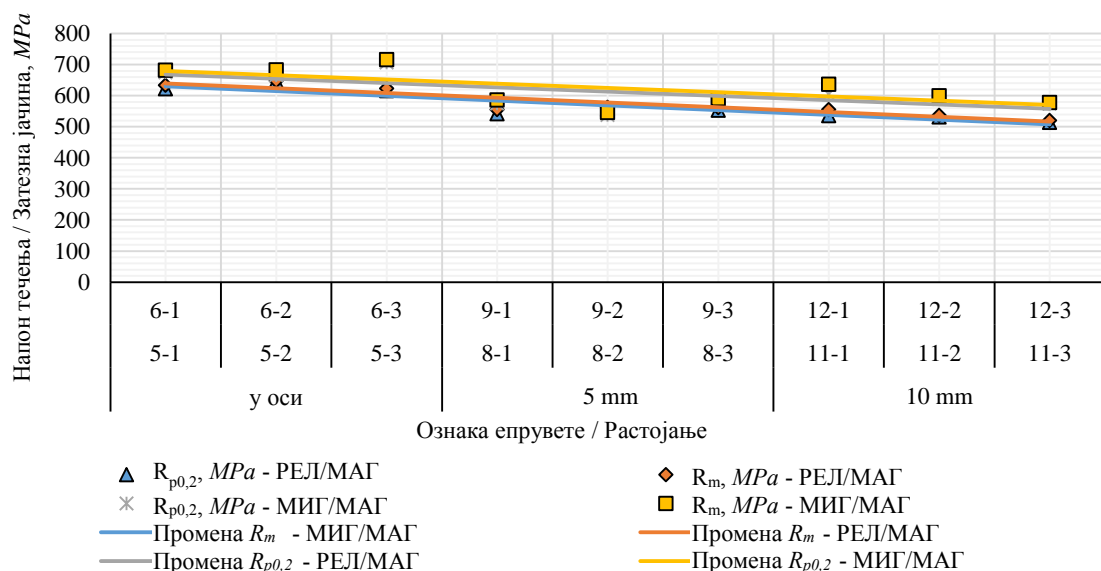
Слика 225. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од температуре код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја

Експериментално одређене вредности механичких карактеристика показују релативно мала одступања од линеарних зависности. Такође, приказане вредности имају опадајући карактер са порастом температуре. Имајући у виду нагиб линија опадања вредности напона течења и затезне чврстоће може се закључити да је утицај температуре на пад механичких особина највећи у случају заварених спојева изведених варијантом РЕЛ/МАГ, а најмањи код епрувета припремљених од основног материјала *S690QL*. Пораст температуре од 20 до 250°C утиче на смањивање напона течења за 13,55% у односу на одговарајући на собној температури код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја. Затезна јачина материјала са порастом температуре до 250°C се снижава за 22,65% док се ова вредност са даљим растом температуре до 450°C снижава на 22,72% у односу на одговарајућу вредност на собној

температури код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја. Код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом МИГ/МАГ напон течења се при температури 250°C снижава за 7,43%, а на температури 450°C за 14,34% у односу на одговарајућу вредност на собној температури. Затезна јачина код епрувета са завареним спојем на температури 250°C опада за 11,59% док са даљим порастом температуре до 450°C опада за 11,65% у односу на одговарајућу вредност на собној температури. Квалитативно одређен утицај температуре на механичке карактеристике и понашање за време оптерећивања је у сагласности са микроструктурама у појединим зонама завареног споја која су разматране током металографских испитивања. Различита осетљивост основног материјала и заварених спојева изведених варијантама МИГ/МАГ и РЕЛ/МАГ на повишену температуру је последица великог броја фактора од којих су најзначајнији они изазвани заваривањем. Такође, микроструктурна стања која су процењена металографским испитивањем у сагласности су и са одговарајућим експериментално одређеним вредностима ударне жилавости. Анализа експерименталних података указује на потребу разматрања поступака конструисања одговорних заварених конструкција које функционишу у условима повишених температура.

Аспект сложености облика разматрен је анализом експериментално одређених вредности напона течења, затезне чврстоће и механичког карактера понашања за време оптерећивања до кидања код епрувета различитих геометријских облика. Затим, анализирани су експериментално добијене вредности код епрувета са разматраним варијантама завареног споја, као и различитим конфигурацијама концентратора напона - жлебови по обиму различите геометрије.

Вредности напона течења и затезна јачина код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ и V-жлебом по обиму чија се оса поклапа са осом споја, а затим се налази на растојању од 5 mm и 10 mm од осе завареног споја приказане су на слици 226.

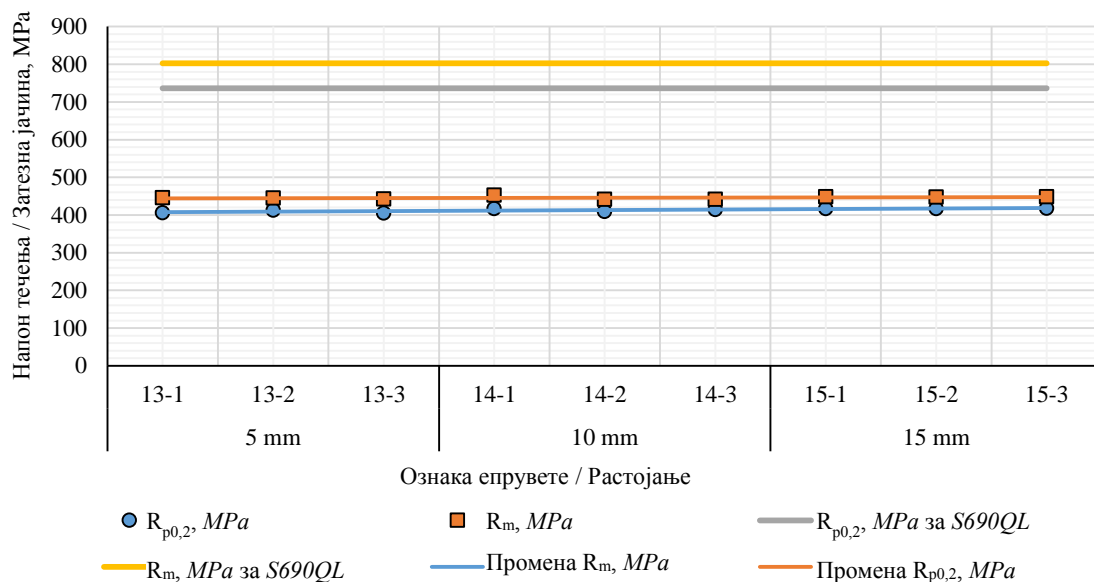


Слика 226. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од растојања завареног споја изведеног варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ и V-жлеба по обиму

Вредности напона течења и затезне чврстоће указују да са порастом растојања V-жлеба по обиму од осе завареног споја долази до њиховог благог пада. Епрувете са завареним спојем који је изведен обема разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ и V-жлебом по обиму показују крт карактер за време оптерећивања до кидања. Овакве конфигурације концентратора

напона треба избегавати конструкционим мерама при пројектовању одговорних заварених конструкција. Приближно једнаки нагиби линеарних зависности напона течења и затезне јачине од растојања завареног споја и жлеба по обиму указују на исту осетљивост разматраних варијанти РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја, на вишеструку концентрацију напона. При растојању од 10 mm завареног споја и жлеба по обиму напон течења код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја је за 16,02% мањи од одговарајућих када се осе завареног споја и жлеба по обиму поклапају. Затезна јачина опада за 15,27% у односу на одговарајућу код епрувета код којих се оса завареног споја и жлеба по обиму поклапа. Код епрувета са завареним спојем МИГ/МАГ напон течења опада за 13,64%, а затезна јачина за 12,82% када је растојање завареног споја и жлеба по обиму 10 mm.

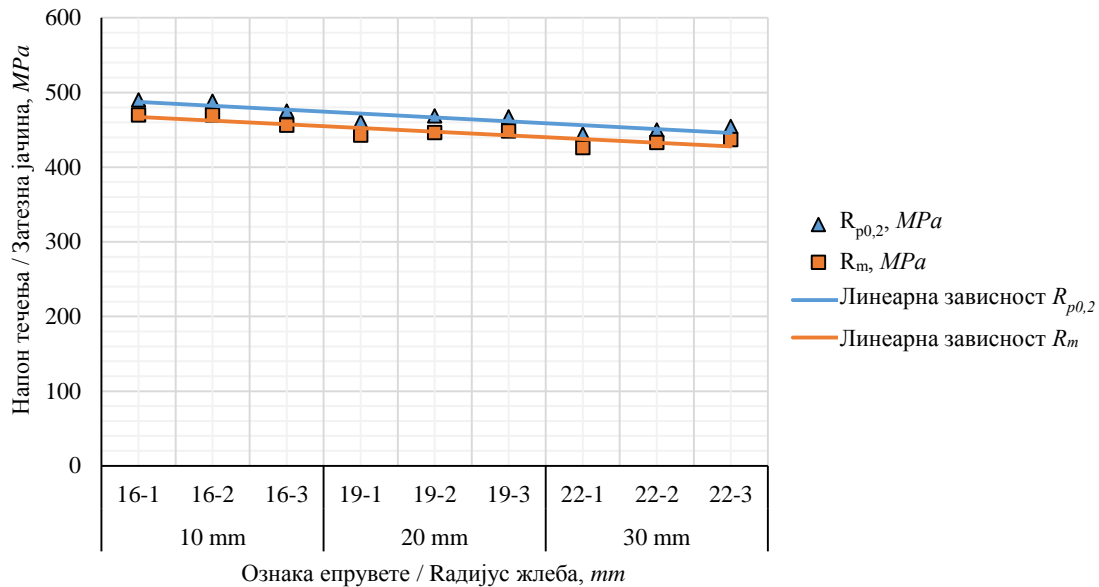
Осетљивост самог основног материјала, микролегираног челика повишене јачине S690QL, на концентрацију напона анализирана је разрадом експерименталних резултата добијених испитивањем епрувета са два отвора пречника 2 mm, чије су осе мимоилазне у равнима нормалним на осу епрувете на међусобном растојању 5 mm, 10 mm и 15 mm. Приказ зависности напона течења и затезне јачине од међусобног растојања равни у којима се налазе осе отвора пречника 2 mm код испитиваних епрувета дат је на слици 227.



Слика 227. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од међусобног растојања равни у којима се налазе осе мимоилазних отвора

Вредности напона течења и затезне чврстоће које су приказане на слици 227 указују да присуство два отвора пречника 2 mm, чије су осе мимоилазне у равнима нормалним на осу епрувете има значајан утицај на разматране механичке карактеристике. Међусобно растојање равни у којима се налазе осе ових отвора има знатно мањи утицај на разматране механичке карактеристике испитиваних епрувета. Напон течења код епрувета код којих је растојање између мимоилазних отвора 5 mm опада за 44,62% у односу на одговарајући код епрувета припремљених од основног материјала без ових отвора, а када је ово растојање 15 mm овај напон опада за 43,39%. Затезна јачина код епрувета са мимоилазним отворима у равнима на међусобном растојању од 5 mm опада за 44,66%, док код епрувета код којих је ово растојање 15 mm опада за 44,18% у односу на одговарајућу код епрувета без отвора. Може се закључити да отвори чије су осе мимоилазне и налазе се у паралелним равнима представљају веома јаке изворе концентрације напона без обзира на њихово међусобно растојање па их треба избегавати при пројектовању.

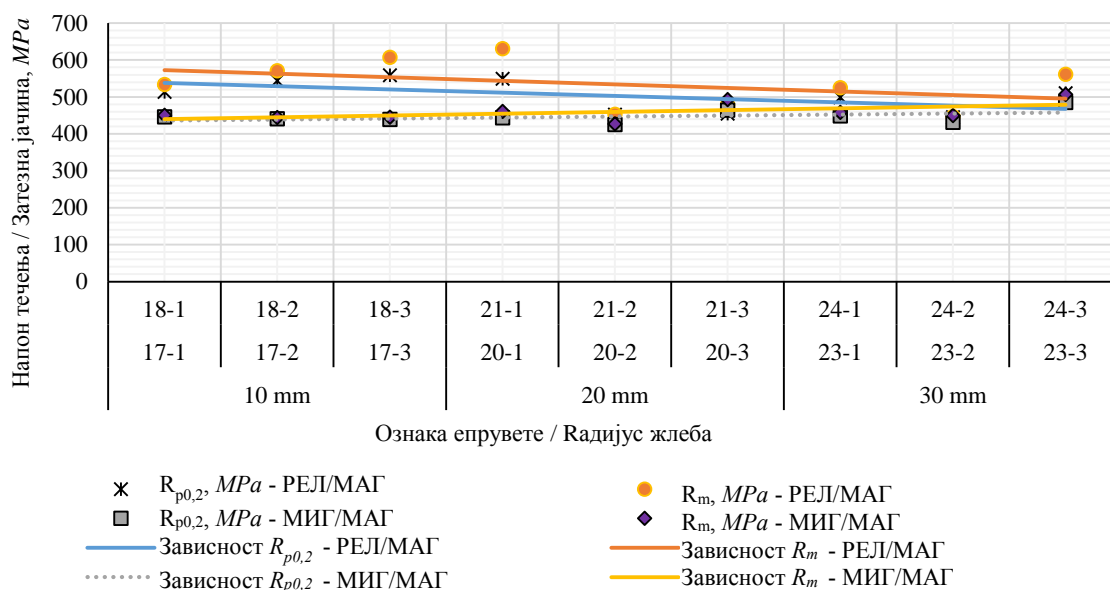
Утицај облика концентратора напона на напон течења и затезну јачину код епрувета са *U*-жлебом по обиму који је изведен различитим величинама радијуса разматран је анализом вредности ових величина које су дијаграмски приказане на слици 228.



Слика 228. Дијаграмски приказ зависности напона течења и затезне јачине од величине радијуса *U*-жлеба код епрувета припремљених од основног материјала

Нагиб линеарних зависности промене напона течења и затезне јачине указује да величина радијуса *U*-жлеба по обиму нема значајан утицај на разматране механичке карактеристике. Код епрувета са *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm напон течења опада за 36,85% у односу на епрувета без овог жлеба, док затезна јачина опада за 39,66%. Када је радијус *U*-жлеба по обиму 30 mm напон течења опада за 41,37%, док затезна јачина опада за 44,01%. Присуство *U*-жлеба по обиму има знатно већи утицај на разматране механичке карактеристике од саме величине радијуса овог жлеба тако да његово присуство у околини завареног споја треба избегавати конструкционим мерама при пројектовању заварених конструкција. Наведени закључак је сагласан са теоријским разматрањима [10, 17, 38, 40, 41, 53, 54, 55, 72, 82].

Облик као извор концентрације напона анализиран је разматрањем утицаја величине радијуса *U*-жлеба по обиму код епрувета које садрже заварени спој изведен разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ. Такође, осетљивост појединачних варијанти РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја на концентрацију напона коју изазива *U*-жлеб по обиму одређена је међусобним упоређивањем одговарајућих експерименталних резултата. На слици 229 приказане су вредности напона течења и затезне чврстоће за епрувете са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ и *U*-жлебом по обиму, чије се осе поклапају, изведеним са три различите вредности радијуса 10 mm, 20 mm и 30 mm.



Слика 229. Зависност механичких карактеристика епрувета са завареним спојем од величине радијуса U -жлеба

Код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ и U -жлебом по обиму радијуса 10 mm напоп течења опада за 28,72% у односу на епрувете без овог жлеба са истом варијантом завареног споја. Код епрувета са разматраном варијантом завареног споја и U -жлебом по обиму радијуса 10 mm затезна јачина опада за 32,52% у односу на епрувете без овог жлеба са истом варијантом завареног споја. Када је радијус U -жлеба по обиму 30 mm код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја напоп течења опада за 35,86% у односу на епрувете без овог жлеба са истом варијантом завареног споја. Затезна јачина опада за 39,54% код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја у односу на епрувете без U -жлеба по обиму.

У случају епрувета са завареним спојем МИГ/МАГ и U -жлебом по обиму радијуса 10 mm напоп течења опада за 42,92% у односу на епрувете без жлеба и са одговарајућим завареним спојем. Затезна јачина опада за 47,02% у односу на епрувете са одговарајућим завареним спојем без жлеба. Код епрувета са U -жлебом по обиму радијуса 30 mm и завареним спојем који је изведен МИГ/МАГ варијантом напоп течења опада за 41,27% у односу на епрувете са одговарајућим завареним спојем без жлеба. Затезна јачина опада за 44,08% у односу на епрувете са одговарајућим завареним спојем без жлеба.

Поређењем вредности напона течења код епрувета са U -жлебом по обиму радијуса 10 mm може се закључити да је пад овог напона већи код епрувета са завареним спојем који је изведен МИГ/МАГ варијантом у односу на епрувете без одговарајућег жлеба. У случају епрувета са U -жлебом по обиму радијуса 30 mm пад напона течења је већи код епрувета са завареним спојем који је изведен МИГ/МАГ варијантом.

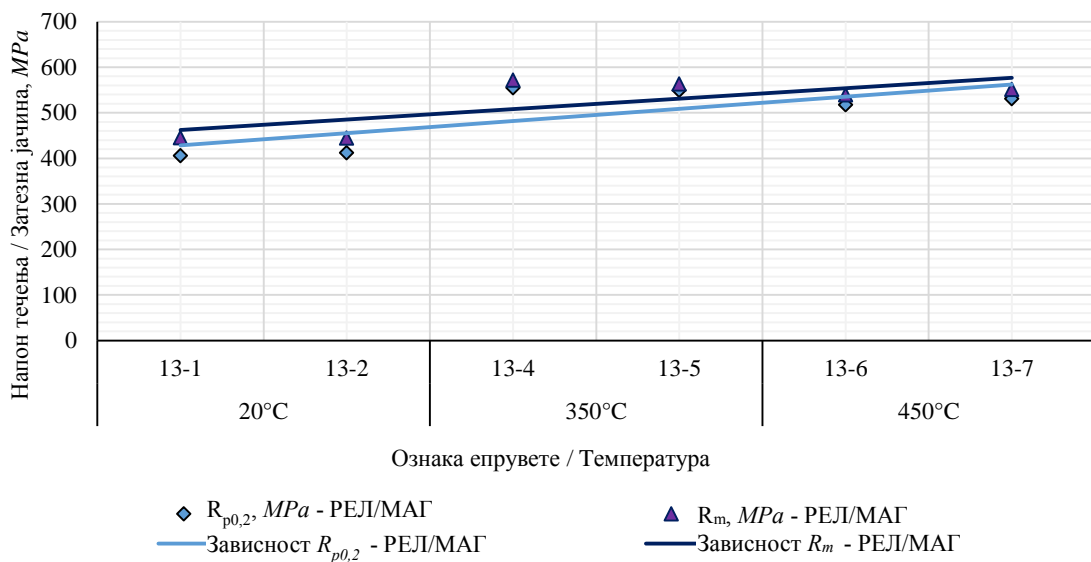
Поређењем вредности затезне јачине код епрувета са U -жлебом по обиму радијуса 10 mm и 30 mm може се закључити да је пад већи код епрувета са завареним спојем који је изведен МИГ/МАГ варијантом у односу на епрувете без одговарајућег жлеба. С обзиром да је пад напона течења и затезне јачине већи код завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ може се закључити да је ова варијанта извођења завареног споја осетљивија на концентрацију напона коју изазива U -жлеб по обиму, без обзира на величину његовог радијуса.

Код епрувета са завареним спојем које је изведен РЕЛ/МАГ варијантом са порастом радијуса U -жлеба по обиму долази до извесног снижавања напопско-деформационог стања у зони завареног споја, што се одражава на мали пораст вредности напона течења и затезне

чврстоће. Различит карактер промене напона течења и затезне јачине при промени радијуса *U*-жлеба по обиму указује на различит ниво и расподелу заосталих напона у зони завареног споја који је изведен варијантом МИГ/МАГ код испитиваних епрувета.

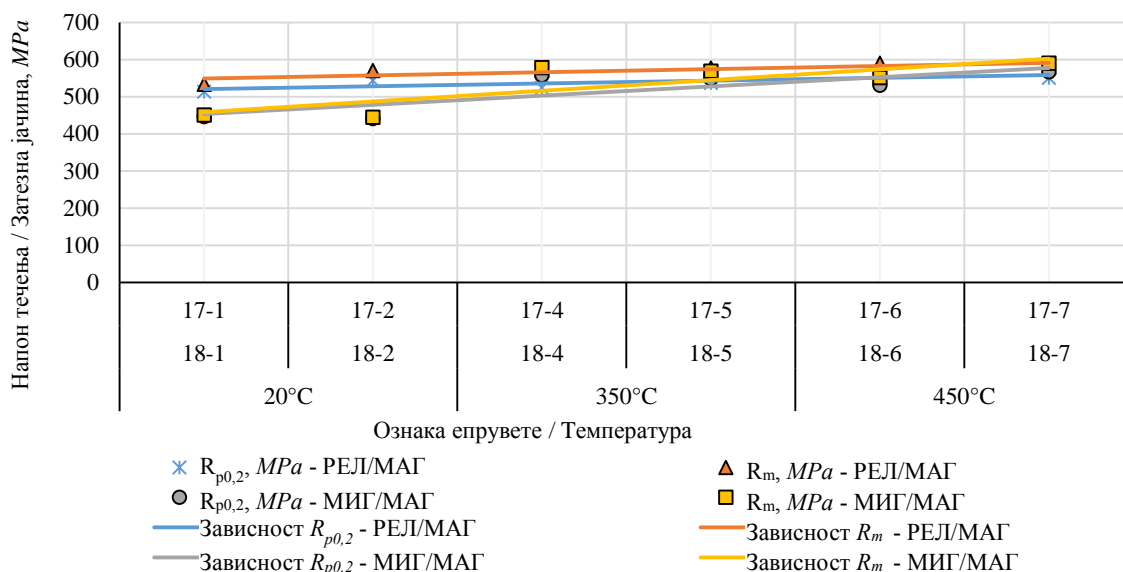
Утицај температуре на механичке карактеристике разматран је код епрувета са по два отвора пречника *2 mm*, чије су осе мимоилазне и налазе се у равнима нормалним на осу епрувете на међусобном растојању од *5 mm*, анализом вредности напона течења и затезне јачине на температури од 20, 350 и 450°C (сл. 230). Теоријска разматрања и експериментално добијене вредности напона течења и затезне јачине код епрувета током испитивања затезањем до кидања указују да међусобно растојање равни у којима се налазе осе мимоилазних отвора од *5 mm* изазива највећу концентрацију напона и тиме највише утиче на испитиване механичке карактеристике.

Приказ вредности напона течења и затезне јачине на температурама од 20, 350 и 450°C код епрувета са два отвора пречника *2 mm* чије су осе мимоилазне и налазе се у паралелним равнима на међусобном растојању од *5 mm* дат је на слици 230.



Слика 230. Дијаграмски приказ напона течења и затезне јачине код епрувета са два отвора чије су осе мимоилазне на температурама од 20, 350 и 450°C

Добијени експериментални резултати, који су приказани на слици 230, указују да са порастом температуре код испитиваних епрувета долази до незнатног раста напона течења и затезне јачине што је резултат снижавања осетљивости материјала на концентрацију напона. На основу експериментално добијених резултата за време испитивања затезањем до кидања на повишеним температурама код епрувета са два отвора пречника *2mm* чије су осе мимоилазне и налазе се у паралелним равнима на међусобном растојању од *5 mm* утврђено је да на температури 450°C вредност напона течења расте за 28,06% у односу на вредност овог напона на собној температури. Затезна јачина на температури 450°C расте за 22,47% у односу на одговарајућу вредност на собној температури. Може се закључити да са порастом температуре долази до пораста разматраних механичких карактеристика и снижавања осетљивости разматраног материјала на концентрацију напона.



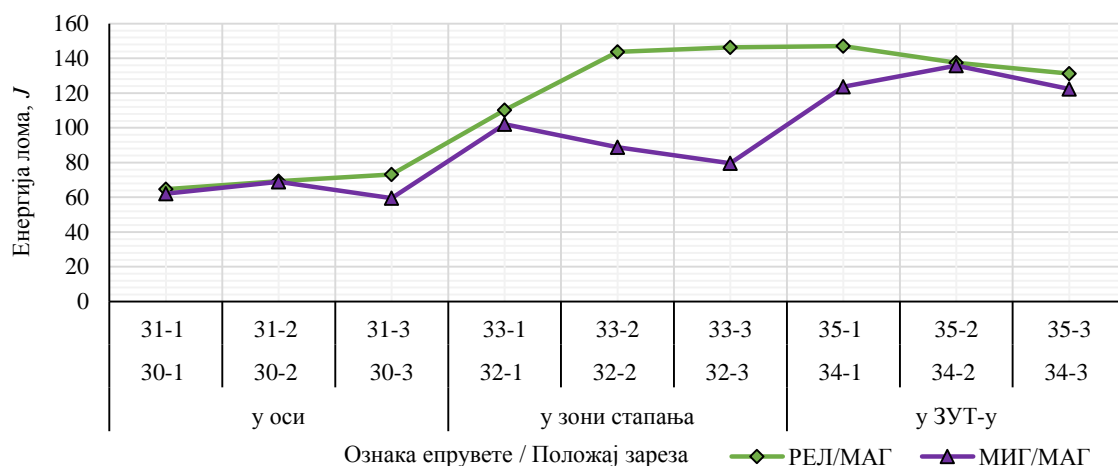
Слика 231. Дијаграмски приказ напона течења и затезне јачине код епрувета са завареним спојем и *U*-жлебом на температурама од 20, 350 и 450°C

Утицај температуре на механичке карактеристике код епрувета са завареним спојем који је изведен разматраним варијантама РЕЈ/МАГ и МИГ/МАГ и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm, чије се осе поклапају на половини мерног дела епрувете разматран је анализом експериментално добијених вредности напона течења и затезне јачине које су приказане на слици 231. Величина радијуса *U*-жлеба по обиму од 10 mm је током испитивања епрувета са различитим величинама радијуса одређена као она која изазива највећу концентрацију напона, а тиме и највећи утицај на испитане механичке карактеристике на собној температури.

На температури 450°C напон течења код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЈ/МАГ и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm расте за 5,69% у односу на одговарајућу вредност на собној температури, док код епрувета са варијантом МИГ/МАГ завареног споја овај напон расте за 0,83%. Затезна јачина код епрувета са РЕЈ/МАГ варијантом завареног споја и *U*-жлебом по обиму радијуса 10 mm расте за 5,89% на температури 450°C у односу на вредност на собној температури, док за одговарајуће епрувете са МИГ/МАГ варијантом завареног споја расте за 3,93%. Може се закључити да је пораст напона течења и затезне јачине код епрувета са завареним спојем који је изведен варијантом РЕЈ/МАГ већи од оног код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја.

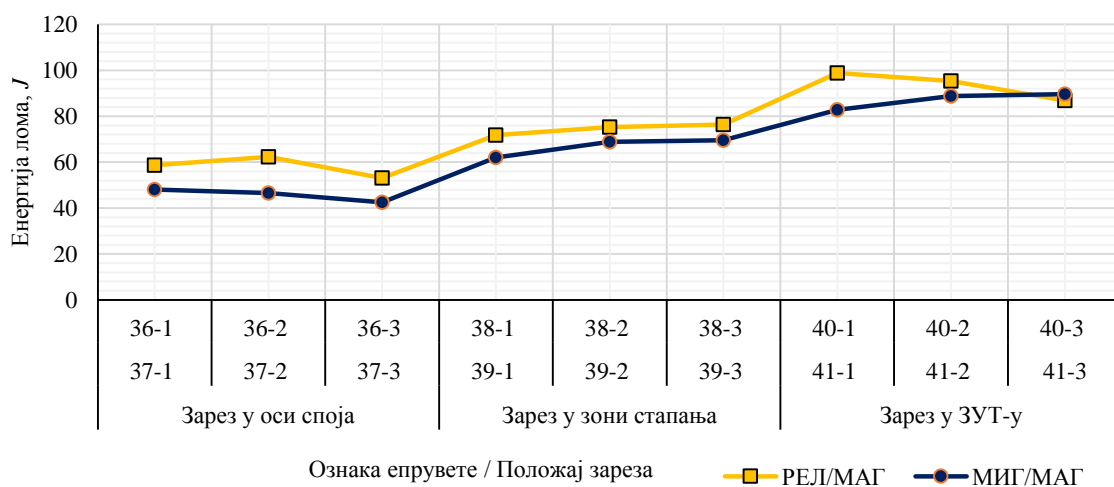
7.2 АНАЛИЗА И ДИСКУСИЈА РЕЗУЛТАТА ДОБИЈЕНИХ ТОКОМ ИСПИТИВАЊА УДАРНЕ ЖИЛАВОСТИ

Експериментално одређивање ударне жилавости спроведено је на епруветама код којих је зарез за испитивање урезан у појединим зонама завареног споја који је изведен варијантама РЕЈ/МАГ и МИГ/МАГ у циљу провере механичких карактеристика оствареног споја применом разматраних технологија и параметара заваривања. Такође разматрање експериментално добијених резултата при испитивању ударне жилавости омогућава одређивања варијанте заваривања којом се остварује заварени спој са већим вредностима енергије лома и повољнијим распоредом ових вредности у појединим зонама. Експериментално одређене вредности енергије лома код епрувета са зарезом за испитивање ударне жилавости са стране лица у оси, затим, у зони стапања и зони утицаја топлоте завареног споја који је изведен варијантом РЕЈ/МАГ и МИГ/МАГ приказане су на слици 232.



Слика 232. Енергија лома код епрувета са зарезом са стране лица у појединим зонама завареног споја изведеног варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

Енергије лома код епрувета са зарезом са стране лица у појединачним зонама завареног споја који је изведен варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ су међусобно приближно једнаке са незнатним одступањима. Енергија лома измерена код епрувета са зарезом са стране лица у зони осе завареног споја приближно је једнака код обе разматране варијанте заваривања. Код епрувета са зарезом у зони стапања са стране лица који је изведен варијантом РЕЛ/МАГ експериментално одређене енергије лома су веће од одговарајућих код завареног споја изведеног варијантом МИГ/МАГ. Највеће енергије лома измерене су у зони стапања код споја РЕЛ/МАГ. Оваква дистрибуција енергије по правцу са стране лица завареног споја указује да поступак РЕЛ/МАГ са овог аспекта остварује повољније механичке карактеристике. С обзиром на то да се разматране варијанте извођења заваривања РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ управо разликују по начину и параметрима извођења коренског пролаза управо вредности и дистрибуција енергија лома код епрувета за зарезима са стране коренског пролаза су меродавни за идентификацију поступка заваривања којим се остварују повољније механичке карактеристике споја. Експериментално одређене вредности енергија лома код епрувета са зарезом са стране корена у појединим зонама завареног споја изведеног варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ приказане су на слици 233.



Слика 233. Енергија лома код епрувета са зарезом са стране корена у појединим зонама завареног споја изведеног варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ

Вредности енергија лома које су одређене код епрувета са различитим положајем зареза за испитивање ударне жилавости са стране корена завареног споја показују висок степен поновљивости резултата. Односи одговарајућих експериментално добијених вредности су сагласни за разматране варијанте извођења РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја. С обзиром на то да је расподела вредности енергија лома по одговарајућим зонама сагласна за обе разматране варијанте РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ завареног споја. Вредности приказане на слици 233 указују да се варијантом извођења РЕЛ/МАГ завареног споја добијају нешто више вредности енергија лома, односно нешто повољније механичке карактеристике из разматраног аспекта.

7.3 АНАЛИЗА И ДИСКУСИЈА РЕЗУЛТАТА ДОБИЈЕНИХ НУМЕРИЧКОМ МЕТОДОМ

На формираним математичким моделима испитиваних епрувета нумеричком методом извршена је анализа напонско-деформационог стања. Нумерички одређена зависност сила - издужење на собној температури показује високу сагласност са експериментално одређеном. Поклапање резултата у еластичној области је потпуно, као и вредност силе која одговара напону на граници течења. При даљем порасту силе у области деформационог ојачања материјала испитиване епрувете сагласност експерименталних и нумеричких података је висока. Вредности максималних сила које одговарају затезној јачини материјала одређене нумерички и експериментално су сагласне. Разлика између нумерички и експериментално одређене зависности сила - издужење је нешто већа у области великих деформација пред настанак прелома испитиваних епрувета. Са практичног аспекта примене добијених резултата ова област нема већи значај, али чак и у овој области сагласност резултата је висока. Анализа нумерички одређених резултата показују њихову релевантност и отвара могућности даље примене ових резултата у пројектовању одговорних заварених машинских конструкција, нарочито елемената сложених геометријских облика. Применом нумеричких резултата ефикасност пројектовања унапређује се из више аспеката. Аналитичко решавање напонско-деформационог стања код елемената сложеног геометријског облика је често веома компликовано и временски захтевно, а често аналитичко решење није ни могуће добити без одређених претпоставки и занемаривања. Применом резултата добијених нумеричким методама повећава се флексибилност при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција уз истовремено смањење трошкова.

Резултати анализе понашања епрувета при испитивању затезањем на повишеним температурама која је извршена нумеричким путем су у сагласности са резултатима који су одређени експериментално. Нумеричка симулација понашања током затезања извршена је на формираним моделима и одређене су зависности сила - издужење, одређена су поља еквивалентне пластичне деформације и поље еквивалентног напона на разматраним температурама. Сагласност експерименталних и нумеричких резултата је висока, чиме су коришћене методологије и поступци испитивања верификовани.

Као и у случају испитивања на собној температури поклапање резултата у еластичној области је потпуно. Вредности напона течења које су одређене нумерички су једнаке као и одговарајуће експериментално одређене вредности на свим разматраним температурама. Сагласност резултата све до постизања максималне силе којој одговара затезна јачина материјала на свим разматраним температурама је висока. Затезне јачине материјала одређене нумерички и експериментално су једнаке на свим разматраним температурама. Са даљим порастом силе долази до извесног пораста разлике експериментално и нумерички одређених резултата нарочито при вишим температурама испитивања. Ова област од достизања

максималне силе до настанка коначног прелома епрувете нема већи практични значај у пројектовању.

Зона са највишим ефективним пластичним деформацијама на разматраним температурама је у околини површине по којој настаје прелом епрувете, док је у осталим зонама разматраног модела ефективна пластична деформација равномерна и по својој вредности далеко мања. На основу нумерички одређеног поља ефективног напона при разматраним температурама може се закључити да је зона у којој владају највиши ефективни напони у области у којој настаје прелом епрувете. Са удаљавањем од ове зоне делују знатно нижи ефективни напони који су равномерно распоређени. Поље ефективног напона и поље ефективних пластичних деформација одређени нумерички су сагласни на разматраним температурама. Поузданост резултата добијених нумерички на повишеним температурама отвара могућност примене нумеричких метода на разматрање понашања машинских конструкција у реалним условима експлоатације на повишеним температурама.

8 ЗАКЉУЧАК

Микролегирани челик повишене јачине *WELDOX 700* стандардне ознаке *S690QL* који припада групи општих конструкционих челика разматран је у оквиру ове докторске дисертације. Наведени челик производи реномирани светски произвођач *SSAB*, Шведска. Захваљујући специфичном процесу производње који обједињује утицаје микролегирајућих елемената и специфичну микроструктуру овај челик има веома добре механичке карактеристике и условно је заварљив. С обзиром да примена овог челика за израду одговорних заварених конструкција обезбеђује значајне предности, као и на растући тренд производње ове класе челика и њихову примену у индустрији, овај челик је изабран за разматрање и припрему епрувета на којима су изведена експериментална испитивања у оквиру ове докторске дисертације. Условна и ограничена заварљивост микролегираних челика повишене јачине условили су да произвођачи ових челика препоручују технологију њиховог заваривања. Међутим, ову класу челика карактерише осетљивост на уношење топлоте, што је неизбежно при конвенционалним поступцима заваривања, чиме се у високом степену снижавају механичке карактеристике.

Микролегирани челици повишене јачине представљају значајну групу челика опште намене са специфичним особинама нарочито у условима када поступци заваривања представљају метод остваривања спојева. Примена ове класе челика код заварених машинских конструкција може се посматрати из два главна аспекта: механичко понашање у експлоатационим условима и технолошки аспект примене у смислу остваривања заварених спојева. У оквиру експерименталног испитивања епрувета са завареним спојем размотрене су две варијанте остваривања сучеоног заваривања са попуном V-жлеба по дефинисаним параметрима заваривања. Заваривање је изведено у две варијанте према плану заваривања комбиновањем три поступака заваривања: РЕЛ/МАГ варијанта - коренски пролаз поступком ручног електролучног заваривања, а пролази попуне поступком заваривања у заштитној атмосфери мешавине гасова и МИГ/МАГ варијанта - коренски пролаз поступком заваривања у заштитној атмосфери аргона, а пролази попуне поступком заваривања у заштитној атмосфери мешавине гасова. Изабрани поступци заваривања представљају најчешће коришћене поступке заваривања у индустријској пракси. После спроведене оцене заварљивости употребљеног основног материјала прописана је технологија заваривања и претходне активности у циљу остваривања одговарајућих спојева. Приликом извођења заваривања примењене су прописане методе обезбеђивања одговарајућег квалитета заварених спојева, нарочито оне којима се присуство грешака своди на прихватљиву меру и избегава присуство водоника у зони заваривања с обзиром на осетљивост ове класе челика ка настанку хладних прслина. За извођење коренских пролаза употребљени су одговарајући додатни материјали са добрим еластичним карактеристикама у циљу остваривања ниског нивоа заосталих напона. Пролази попуне изведени су додатним материјалом високог напона течења и затезне јачине у циљу обезбеђивања носивости остварених заварених спојева. Сваки од разматраних поступака верификован је и карактерисан металографским испитивањем одговарајућег узорка. Испитивања механичких карактеристика и механичког понашања при затезању до кидања са брзином прираштаја силе који одговара статичким оптерећењима указују на минимални степен пада механичких карактеристика разматраног микролегираног челика повишене јачине *S690QL*. Такође, концентрација напона услед разматраних типова завареног споја при статичким условима оптерећивања је минимална, али изазива сложено напонско стање у критичној зони што резултује кртим карактером механичког понашања. Осетљивост разматраних типова заварених спојева на вишеструку концентрацију напона је

приближно једнака али овакве конфигурације концентратора напона треба избегавати при пројектовању заварених машинских конструкција. Експериментални резултати добијени код епрувета са завареним спојем који је изведен обема разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ показују да се правилним избором технологије и правилним извођењем заваривања добијају заварени спојеви чије механичке карактеристике остају у нивоу са механичким карактеристикама основног материјала. Микроструктуре појединих зона заварених спојева оцењене металографским испитивањем су очекиване и у сагласности са теоријским разматрањима.

У оквиру ове докторске дисертације концентрација напона је разматрана из аспекта њеног утицаја на механичке карактеристике заварених спојева. Извори концентрације напони у зони завареног споја разматрани су у циљу симулације конструкционих грешака при пројектовању одговорних заварених конструкција. Циљ експерименталног испитивања основних механичких карактеристика код епрувета са разматраним варијантама завареног споја је да се укаже на утицај овакве вишеструке концентрације напона код одговорних заварених конструкција. Као извори концентрације напона у зонама заварених спојева разматран је *U*-жлеб по обиму са три различите величине радијуса чија се оса поклапа са осом споја, затим *V*-жлеб по обиму на различитим растојањима од завареног споја, као и два кружна отвора чије су осе мимоилазне у паралелним равнима на различитом међусобном растојању. Изабрани облици и конфигурације извора концентрације напона су веома распрострањени код заварених машинских конструкција и представљају симулацију конструкционих грешака при пројектовању ових конструкција или конструкционим мерама њихово присуство се није могло избећи: промена димензија попречног пресека, присуство отвора и разних облика жлебова по обиму итд. Експериментални резултати испитивања епрувета са завареним спојем и концентраторима напона потврђују чињеницу да присуство концентратора напона значајно смањује носивост завареног споја. Резултати експерименталних испитивања указују да само присуство концентратора напона има доминантан утицај на механичке карактеристике док сам облик као и растојање ових концентратора напона од завареног споја има далеко мањи утицај. Заварени спојеви изведени разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ показују међусобно подједнаку осетљивост на концентрацију напона. Из практичног аспекта, у смислу обезбеђивања сигурности и поузданости одговорних заварених конструкција, веома је важна чињеница да епрувете са завареним спојем и концентраторима напона показују крт карактер механичког понашања при испитивању. Извори концентрације напона у зонама заварених спојева изазивају вишеструку концентрацију напона, која је по својој природи иста као и концентрација напона коју изазивају грешке у завареним спојевима, па се закључци изведени анализом експериментално добијених резултата могу аналогно применити и на ову концентрацију напона коју изазивају грешке у завареним спојевима. Експериментално добијене вредности карактерише висока поновљивост резултата и оне потврђују чињеницу да концентрација напона изазива снижавање вредности напона течења и затезне јачине, како код епрувета припремљених од основног материјала, тако и код епрувета са завареним спојем који је изведен разматраним варијантама. Експериментални резултати механичких карактеристика код епрувета са *V*-жлебом по обиму указују да при пројектовању заварених машинских конструкција присуство оваквог извора концентрације напона нарочито треба избегавати у зони заварених спојева. Ако је присуство оваквих извора концентрације напона неопходно у зони завареног споја његов утицај на механичке карактеристике мора бити узет у обзир, као и чињеница да овакви извори концентрације напона у зони заварених спојева изазивају крто понашање за време оптерећивања до кидања. Утицај међусобног растојања оса завареног споја и обимног *V*-жлеба на механичко понашање и понашање током оптерећивања до кидања је сагласан код оба типа разматраних заварених спојева. Експериментални резултати указују да

је утицај овог растојања знатно нижи од утицаја који условљава само присуство обимног V-жлеба.

С обзиром на специфичну микроструктуру и хемијски састав разматрани челик *S690QL* је осетљив на унос топлоте, па је аспект повишене температуре током експлоатације експериментално размотрен испитивањем на епруветама од основног материјала, затим са завареним спојем изведеним разматраним варијантама. Такође, експериментално су затим извршена испитивања механичких карактеристика код епрувета са завареним спојем и концентратором напона код којих је током испитивања на собној температури утицај концентрације напона на механичке карактеристике био највећи. Циљ ових испитивања механичких карактеристика на повишеним температурама је да се обезбеде резултати на основу којих би се оценила осетљивост механичких карактеристика разматраног материјала на повишене температуре, као и осетљивост појединих варијанти завареног споја. Такође, испитивање на повишеним температурама извршено је у циљу обезбеђивања података о утицају температуре на осетљивост разматраног основног материјала на повишену температуру. Експериментална испитивања епрувета на повишеним температурама указују на јасан утицај температуре на најважније механичке карактеристике - напон течења и затезну чврстоћу. Експериментални резултати указују на линеарну зависност промене испитиваних механичких карактеристика од температуре али за квалитативно карактерисање ове зависности потребно је извести већи број експеримената на различитим температурама. Утицај температуре на степен концентрације напона није јасно изражен у разматраним случајевима, али је механичко понашање испитиваних епрувета било изразито крто, што представља додатни ограничавајући фактор који мора бити размотрен при пројектовању одговарајућих заварених машинских конструкција.

На почетку ове докторске дисертације појединачно су приказане класе челика које се највише користе за израду одговорних заварених машинских конструкција са посебним освртом на специфичне карактеристике сваке од класа. Приказ материјала са карактеристикама је дат у циљу да истакне важност појединачних специфичности на пројектовање одговорних заварених конструкција. Кроз овај приказ истакнута је чињеница да је познавање особина и карактеристика челика основни услов за пројектовање одговорних заварених конструкција. Затим, поступак заваривања као начин остваривања спојева је критички сагледан из више аспеката. Посебно детаљно је дата методологија оцене заварљивости челика повишене јачине класе *S690QL*, као и препоруке произвођача које се односе на поступке и параметре заваривања ове класе челика. На овај начин истакнуте су специфичности разматране класе челика и потврђена чињеница да технологија и параметри заваривања ове класе челика захтевају посебну пажњу и специфична знања.

Напонско-деформационо стање у зонама заварених спојева затим је разматрано из аспекта концентрације напона коју изазива природа завареног споја. Прерасподела напона у околини завареног споја анализирана је као локална и структурна с обзиром на то да представља основ формирања математичког модела при пројектовању конструкције. Затим, приказани су основни принципи теорија лома које се користе у анализи напонско-деформационог стања заварених машинских конструкција. Специфичности и ограничења појединих теорија носивости и лома приказане су из аспекта практичне примене при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција. Природа заварених спојева условљава специфична ограничења при примени теорија лома тако да експериментално одређене механичке карактеристике и понашања у експлоатационим условима ових спојева представљају основ за дефинисање граничних стања и носивости при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција.

Пројектовање заварених машинских конструкција представља комплексан процес мултикритеријумске анализе и одлучивања уз присуство великог броја ограничавајућих фактора у смислу остваривања комплексних функција циља које су најчешће веома хетерогене по својој природи. Методе анализе конструкционог решења и дизајна одговорних заварених конструкција преко комплексних променљивих су затим приказане с циљем установљавања специфичног приступа пројектовању заварених конструкција.

Затим, приказано је експериментално испитивање епрувета са симулацијом експлоатационих услова. Експериментално испитивање извршено је из више фаза. Прво је приказано металографско испитивање током ког су оцењене микроструктуре у појединим зонама заварених спојева изведених разматраним варијантама РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ у три различита правца по попречном пресеку. Такође, одређена је расподела микротврдоће по разматраним правцима. Експериментално испитивање је настављено испитивањем затезањем до кидања са брзином прираштаја силе која одговара статичким испитивањима на собној температури. Испитивање је спроведено код епрувета од основног материјала, а затим и са разматраним варијантама завареног споја и различитим изворима концентрације напона. Затим приказано је изведено испитивање модела са разматраним варијантама завареног споја на Шарпијевом клатну са одређивањем ударне жилавости и промене енергије за време лома. Зарез за испитивање ударне жилавости на епруветама постављен је у карактеристичне зоне разматраног завареног споја, чиме су оцењене карактеристике појединачних зона, верификована технологија и извођење завареног споја. Експериментално добијени резултати код појединачних група епрувета упоређивани су међусобно у циљу сагледавања утицаја појединачних аспеката на механичке карактеристике и оцене са теоријским разматрањима и предлозима за модификовање процедура пројектовања одговорних заварених машинских конструкција. Такође, оцењена је актуелност истраживања и добијени резултати су упоређени са резултатима приказаним у одговарајућим литературним референцама.

Анализа експерименталних резултата добијених у оквиру истраживања указује на неопходност модификације процедура и препорука, као и регулаторних норми стандарда при пројектовању одговорних заварених машинских конструкција. Савремене методе прорачуна и пројектовања заварених конструкција базиране су на односу прорачунских напона и дозвољених напона у критичним пресецима. Прорачунски напони код заварених машинских конструкција, коришћењем све сложенијег математичког апарата и применом савремене рачунарске технике показују висок степен сагласности са стварним напонским стањима одређеним експериментално. Међутим, савремени машински материјали који се користе за израду елемената или читавих заварених машинских конструкција показују механичке карактеристике које се битно разликују од механичких карактеристика материјала које су биле основ за дефинисање прорачуна и процедура за пројектовање заварених машинских конструкција. Поред наведеног, експериментално одређен крт карактер понашања у условима вишеструке концентрације напона и појачана осетљивост на унос топлоте при заваривању условљавају да се аспект материјала при пројектовању заварених машинских конструкција мора потпуно сагледати уз комплетно разматрање, како самог материјала, тако и технологије заваривања која је одабрана за остваривање спојева. Резултати експерименталног испитивања код епрувета припремљених од челика *S9690QL* са два отвора пречника 2 mm , чије су осе мимоилазне и налазе се у паралелним равнима на различитом међусобном растојању указују да напон течења и затезна јачина у односу на одговарајуће вредности код епрувета без ових отвора просечно опада за 44%. Сам утицај растојања паралелних равни у којима се налазе осе ових отвора ја далеко нижи. Овакве изворе концентрације напона треба избегавати конструкционим мерама а када ово није могуће одговарајући попречни пресек треба

димензионисати тако да површина буде у одговарајућем проценту већа у односу на потребну када нема ових отвора.

Сам облик зоне завареног споја условљава не само прерасподелу напонско деформационог стања, већ мења и положај критичних пресека. Прерасподела напонског стања, условљена карактеристичним конфигурацијама концентратора напона значајно утиче на механичке карактеристике и мења карактер механичког понашања, чак и при једноставним условима оптерећења какво је једноосно затезање. Експериментални резултати указују да је степен утицаја сложености облика знатно већи у смислу изазивања кртог карактера механичког понашања од самог утицаја у смислу снижавања напона течења и затезне чврстоће. Анализа резултата добијених истраживањем указује на сагласност стварних и нумерички одређених напонско-деформационих стања, обзиром на висок степен хомогености и изотропности механичких особина савремених машинских материјала.

Оригинални допринос истраживања које је приказано у овој докторској дисертацији огледа се на утемељењу нових аспеката при пројектовању заварених машинских конструкција: сложености облика, материјала, концентрације напона и температуре. Истраживање успоставља основне принципе разматрања наведених нових фактора при пројектовању заварених машинских конструкција и отвара простор новим, обимнијим и детаљнијим истраживањима у циљу имплементирања ових фактора у стандарде који дефинишу област пројектовања одговорних заварених машинских конструкцијама. На основу експерименталних резултата добијених код одговарајућих епрувета одређени су утицаји појединих фактора на разматране основне механичке карактеристике: утицај материјала, температуре, облика и концентрације напона. На основу овако одређених утицаја дате су препоруке које се односе на пројектовање одговорних заварених конструкција.

Разматрање температуре као експлоатационог услова при пројектовању заварених машинских конструкција до сада је било повезано са машинским конструкцијама посебних намена. При пројектовању заварених машинских конструкција које су предвиђене за експлоатацију на високим температурама обезбеђивана је пре свега стабилност и поузданост функционисања у смислу дефинисања температурског опсега у којима конструкција задржава свој интегритет и функционалност, као и специфичне захтеване особине и карактеристике. Снижене температуре разматране су најчешће само кроз аспект потенцијалне опасности од настанка кртог лома и одређивања транзиционе температуре. Међутим, експериментална испитивања епрувета са и без разматраних варијанти завареног споја изведена на повишеним температурама указују на јасан утицај температуре на најважније механичке карактеристике - напон течења и затезну чврстоћу.

Пројектовањем заварених машинских конструкција са новоутемељених фактора, сложености облика, материјала, концентрације напона и температуре могуће је остваривање бројних и значајних практичних предности. Првенствено се постиже адекватна употреба материјала и потпуно се остварују предности примене нових савремених материјала. Такође, енергетска ефикасност конструкције се унапређује не само кроз смањење масе, а тиме и инерционих сила, већ и кроз побољшања триболошких услова конструкције. Еколошки одраз заварених конструкција се своди на прихватљивији ниво на само за време експлоатације, већ и за време саме израде и формирања ових конструкција. Економске предности имплементације новоутемељених фактора пројектовања заварених машинских конструкција су вишеструке: смањена цена основног материјала, смањена цена додатног материјала, смањени транспортни и логистички трошкови, као и цена енергената. Пројектовање заварених машинских конструкција из аспекта сложености облика, материјала, концентрације напона и температуре обезбеђује пуну флексибилност уз истовремено унапређење носивости и функционалности са једне, као и сигурности и поузданости са друге стране. Сprovedено истраживање и анализа

добијених резултата указује на потребу систематизовања и проширења испитивања у смислу испитивања модела са завареним спојевима изведеним најчешће коришћеним поступцима заваривања топлењем у савременој индустријској пракси, као и увођењу нових облика извора концентрације напона који су најчешће присутни у зонама заварених спојева код заварених машинских конструкција. На основу оваквих обимних испитивања било би могуће дефинисати практичне математичке функције којима би се дефинисала зависност напона течења и затезне чврстоће од температуре. Оваква систематизована и свеобухватна испитивања пружају потребну основу за модификовање поступака пројектовања заварених машинских конструкција и промену стандарда везаних за ову област у смислу обухватања аспекта сложености облика, материјала, концентрације напона и температуре.

Резултати добијени за време истраживања су у сагласности са коришћеним релевантним литературним изворима. Велики број тих референци разматра понашање машинских конструкција у условима сложених, променљивих оптерећења која изазивају заморни лом из аспекта концентрације напона и сложености геометријског облика зона спојева. Истраживање указује да је степен утицаја концентрације напона и сложености облика на механичке карактеристике значајан и у условима једноставних оптерећења па се ови фактори морају узети у обзир при пројектовању савремених машинских конструкција. Савремене материјале, који се употребљавају за израду заварених машинских конструкција, карактерише отежана или чак условна заварљивост, посебно из аспекта појачане осетљивости на унос топлоте. Савремени референтни литературни извори разматрају утицај појединих параметара на микроструктуру у појединим зонама заварених спојева. Из практичног аспекта за примену при пројектовању заварених конструкција много је погодније успоставити корелациону везу самих параметара и механичких карактеристика остварених заварених спојева. Осетљивост микроструктурних стања савремених челика на унос топлоте је потпуно разјашњена и размотрена у великом броју референци. С друге стране, утицај температуре експлоатације на механичке карактеристике је размотрен само дефинисањем опсега температура у коме је дозвољена примена одређеног материјала. Унутар дефинисаног опсега температуре механичке карактеристике, у смислу напона течења и затезне чврстоће посматране су независно од температуре. Резултати испитивања указују да се утицај температуре на механичке карактеристике материјала и заварених спојева мора размотрити при пројектовању савремених заварених машинских конструкција. Досадашња истраживања механичких карактеристика разматраног микролегираног челика *S690QL* су показала да су основне механичке карактеристике овог челика до температуре од 550 до 580°C релативно стабилне. Резултати експерименталног испитивања у овој докторској дисертацији пружају детаљну слику о механичком понашању разматраног челика. Утврђено је да се просечна вредност напона течења при 250°C смањује за 5,43% у односу на вредност на собној температури, док просечна вредност затезне јачине пада за 5,65%. Просечан напон течења на 450°C је за 12,77% мањи у односу на одговарајућу вредност на собној температури, док за просечну затезну јачину овај пад износи 7,49%. Приказане вредности релативног снижавања механичких карактеристика разматраног челика треба узети у обзир при димензионисању попречног пресека конструкција које раде на повишеним температурама. У раду је показано да утицај повишених температура на механичке карактеристике није могуће занемарити чак ни у оквиру дозвољених температура примене челика. Утицај температуре на механичке карактеристике размотрен је и код епрувета са РЕЛ/МАГ и МИГ/МАГ варијантом завареног споја. Резултати експерименталног испитивања указују да је утицај повишене температуре на механичке карактеристике код заварених спојева виши него код основног материјала. Утврђено је да се напон течења снижава за 13,55% у односу на одговарајући на собној температури код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и 7,43% код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја.

Затезна јачина при овој температури са код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом снижава за 22,65%, за МИГ/МАГ варијанту завареног споја снижава за 11,59%. Утврђено је да даљи пораст температуре до 450°C утиче на снижавање напона течења од 22,72% код епрувета са РЕЛ/МАГ варијантом завареног споја и за 11,59% код епрувета са МИГ/МАГ варијантом завареног споја у односу на одговарајућу вредност на собној температури. При пројектовању одговорних заварених конструкција потребно је повећати површину попречног пресека у релативној вредности која одговара снижавању вредности механичких карактеристика или конструкционим мерама смањити напон на разматраном месту конструкције.

Савремено пројектовање заварених машинских конструкција базира се на више методолошких приступа: конвенционални метод базиран на номиналном напону и чврстоћи спојева, метод референтних и критичних пресека, метод ефективног геометријског и структурног напона као и метод примењене линеарне еластичне механике лома. Утицај различитих фактора на механичко понашање и носивост заварених машинских конструкција обухваћен је преко корекционих фактора: концентрација напона, грешке и квалитет заварених спојева, заостали напони у зонама заварених спојева, просторно стање напона итд. Методологија пројектовања заварених машинских конструкција базирана на одређивању нормалних напона обухвата једноставне прорачуне односа спољашњег оптерећења и површине референтних критичних пресека у односу на дозвољене нивое напона. Међутим, сама идентификација положаја референтних критичних пресека заснована је на емпиријским искуствима. Када се дозвољени ниво номиналних напона одређује према основном материјалу заварених конструкција, стварна оптерећења, као и природа заварених спојева је занемарена, што представља суштински недостатак ове методологије. Такође, експлоатациони услови, обухваћени преко емпиријски одређених фактора код оваквог приступа пројектовању доводе до непрецизно одређених димензија критичних референтних пресека који се даље најчешће стављају у корелацију са емпиријски одређеним вредностима димензија пресека. Поред тога, аналитичко одређивање напонско-деформационог стања подразумева унапред претпостављено деловање спољашњег оптерећења, концентрације напона, карактеристика материјала, као и утицаја сложености геометрије и услова експлоатације. Резултати истраживања указују да материјал, нарочито микролегирани челици повишене јачине, температура, концентрација напона и облик треба да буду размотрени преко фактора на самом почетку процеса пројектовања као посебни ограничавајући фактори.

Пројектовање савремених машинских конструкција подразумева поред обезбеђивања сигурности и поузданости испуњење ригорозних захтева везаних за коришћење савремених материјала, првенствено микролегираних челика повишене јачине који све више замењују остале класе челика. Савремене микролегиране челике повишене јачине карактерише висок степен чистоће и изотропности механичких карактеристика. Ова чињеница отвара и олакшава употребу савременог нумеричког приступа одређивању напонско-деформационог стања заснованог на методи коначних елемената. Сагласност експерименталних резултата и резултата нумеричке симулације на одговарајућим математичким моделима испитиваних епрувета са концентраторима напона указује на могућности примене савремених програмских пакета као алата при пројектовању сложених облика заварених машинских конструкција од микролегираних челика повишене јачине. Оваквим приступом не само да би одређивање положаја референтних критичних пресека било ефикасно, већ би и напонско-деформационо стање које влада у идентификованим зонама било одређено на основу реалне геометрије и облика ових зона. На овај начин остварила би се не само флексибилност дизајна и адекватна употреба материјала већ и унапредила сигурност и поузданост као и енергетска ефикасност разматраних заварених конструкција од микролегираних челика повишене јачине.

С обзиром да савремене заварене машинске конструкције имају све одговорније и сложеније функције с једне стране, и тенденцију смањења маса и естетске захтеве с друге стране, обликовање ових конструкција представља све важнији аспект при пројектовању машинских конструкција. Сложеност облика у зони завареног споја анализирана је експерименталним испитивањем епрувета са различитим радијусима обимног U -жлеба. Експериментални резултати указују да су оба типа разматраних заварених спојева једнако осетљиви на вишеструку концентрацију напона коју изазивају ови жлебови. С обзиром да је степен деградације механичких карактеристика код испитиваних епрувета нижи за више вредности радијуса може се закључити да при пројектовању заварених конструкција треба избегавати вишеструку концентрацију напона и да треба тежити што блажим променама облика у зонама заварених спојева. Поред снижавања напона течења и затезне јачине, сложеност облика зоне заварених спојева треба посматрати и кроз утицај на испољавање кртог понашања током оптерећивања до кидања. С обзиром да код епрувета са U -жлебом по обиму радијуса 10 mm напон течења опада за $36,85\%$, а када је овај радијус 30 mm напон течења опада за $41,37\%$ у односу на епрувета без овог жлеба у одговарајућем проценту је потребно повећати површину попречног пресека ради одржавања исте носивости споја, када конструкционим мерама није могуће избећи присуство жлеба. Затезна јачина опада за $39,66\%$ кад је радијус жлеба 10 mm , а у случају када је радијус U -жлеба по обиму 30 mm затезна јачина опада за $44,01\%$ у односу на вредност без жлеба. Присуство U -жлеба по обиму има знатно већу утицај на разматране механичке карактеристике од саме величине радијуса овог жлеба тако да његово присуство у околини завареног споја треба избегавати конструкционим мерама при пројектовању заварених конструкција. С обзиром на вредности релативног снижавања разматраних механичких карактеристика у циљу одржавања носивости завареног споја потребно је у одговарајућим процентима повећати површину попречног пресека на разматраном месту када конструкционим мерама није могуће избећи присуство овог концентратора напона.

Пројектовање заварених машинских конструкција представља креативну активност базирану на теоријским и аналитичким знањима и препорукама заснованим на практичним искуствима у смислу формирања техничке документације којом се дефинише процес израде и формирања заварене машинске конструкције. Овај процес поред утемељења интегритета, функционалности, сигурности и поузданости обухвата и задовољење других захтева као што су погодност за производњу, енергетска ефикасност и еколошка прихватљивост уз истовремено ниску цену и трошкове експлоатације. Савремене нумеричке методе засноване на примени савремених компјутерских пакета налазе све ширу примену. Процес пројектовања заварених машинских конструкција обухвата, поред уобичајених поступака прорачуна и поступке виртуалног моделирања, као и симулацију и анализу понашања конструкције у експлоатационим условима. Истраживања у овој области доводе до унапређења знања о негативним утицајима које са собом носе поједини материјали, прописане технологије заваривања као и конфигурација концентратора напона у зонама спојева и њихов геометријски облик. Експериментално одређене вредности промена разматраних механичких карактеристика указују да наведени аспекти представљају веома значајне факторе за пројектовање заварених конструкција.

Савремене заварене машинске конструкције представљају хетерогене, комплексне системе из аспекта материјала. Истовремено функције ових конструкција су све сложеније а експлоатациони услови комплексни. Захтеви у смислу обезбеђивања сигурности и поузданости су све строжи, а унапређење енергетске ефикасности ових конструкција и минималан еколошки одраз постају обавезни. Фаза пројектовања представља основ за утемељење карактеристика заварених машинских конструкција. Пројектовање заварених

машинских конструкција постаје све комплексније из аспекта геометријског облика зона заварених машинских конструкција односно вишеструке концентрације напона које изазивају својим присуством концентратори напона. С друге стране савремени материјали показују појачану осетљивост на концентрацију напона и отежану, чак и условну заварљивост са строго дефинисаним параметрима у контролисаним условима. Материјал заварених машинских конструкција мора се разматрати у корелацији са технологијом заваривања и предвиђеним експлоатационим условима, а не независно од ових фактора. Експериментално одређено понашање модела са завареним спојевима у оквиру истраживања указује на потребу модификације поступака пројектовања одговорних заварених машинских конструкција из аспекта утицаја сложености облика, материјала, концентрације напона и температуре.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Adeli H.: *Advances in Design Optimization*, Taylor & Francis publishing group, CRC Press, 2002.
- [2] Alam M.: *Structural integrity and fatigue crack propagation life assessment of welded and weld-repaired structures*, Doctoral Thesis, Louisiana State University, USA, 2005.
- [3] Alberg H.: *Simulation of Welding and Heat Treatment*, Doctoral Thesis, Lulea University of Technology, Sweden, 2005.
- [4] American Institute of Steel Construction: *Steel construction manual*, American Institute of Steel Construction, USA, 2007.
- [5] American Society for Testing and Materials, Committee E-9: *Fatigue at High Temperature: A Symposium Presented at the Seventy-First Annual Meeting*, American Society for Testing and Materials, USA, 1968.
- [6] Anderson T. L.: *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, Taylor & Francis publishing, USA, 2005.
- [7] Barsoum Z.: *Residual Stress Analysis and Fatigue Assessment of Welded Steel Structures*, Doctoral Thesis, KTH press, Sweden, 2008.
- [8] Betz E., Leung H. K.: *Technical Note: Hydrogen Diffusion in Welded Joints and Its Relation to Lamellar Tearing*, Welding research supplement 1177-S, American Welding Society, 1979.
- [9] Biot M., Moro L., Larios M. U.: *State of the Art of Life Prediction Methods for Fatigue Design of Marine Structures*, Pan-American Institute of Naval Engineering, USA, 2008.
- [10] Branco M., Ritchie R., Sklenicka V.: *Mechanical Behavior of Materials at High Temperature*, NATO Science Partnership Sub-Series: 3, Portugal, 1996.
- [11] Budynas R., Nisbet K. T.: *Shigley's Mechanical Engineering Design*, McGraw-Hill Primis, United Kingdom, 2008.
- [12] Carden E., McEvily A. J., Wells C. H.: *Fatigue at Elevated Temperatures*, American Society for Testing & Materials, USA, 1973.
- [13] Coffin L. F.: *Fatigue at High Temperature*, American Society for Testing & Materials, USA, 1969.
- [14] Collins A.: *Failure of Materials in Mechanical Design: Analysis, Prediction, Prevention*, 2th Edition, Wiley, John & Sons, United Kingdom, 1993.
- [15] Consonni M., Wee C. F., Schneider C.: *Manufacturing of welded joints with realistic defects*, 50th annual conference of Non-Destructive Testing - NDT 2011, British Institute of Non-Destructive Testing, United Kingdom, 2011.
- [16] Couchaux M., Ryan I., Hjiat M.: *Stress concentration factors for the fatigue design of tubular flange connections*, New Scotia Community College Press, 2009.
- [17] Course "Structural design by experiments" (methods and tools of experimental aided design), University of Bologna, Department of Mechanical Engineering, Handouts, participants report and results, 2009.
- [18] Dally J. W., Riley W. F.: *Experimental Stress Analysis*, McGraw-hill Book Company, USA, 2008.
- [19] David S. A., Debroy T., DuPont J., Koseki T., Smartt H.: *Trends in Welding Research: Proceedings of the 7th International Conference*, American Welding Society, USA, 2008.
- [20] Davies C.: *The Science and Practice of Welding*, vol. 2, 10th Edition, Cambridge University Press, United Kingdom, 2003.

- [21] Doerk J., Fricke W., Weissenborn C.: *Comparison of different calculation methods for structural stresses at welded joints*, International Journal of Fatigue, vol. 25, pp. 359-369, Elsevier, United Kingdom, 2003.
- [22] Elektrode jesenice d.o.o., C. železarjev 8, Jesenice, Slovenija: <http://www.elektrode.si/>
- [23] European Committee for Standardization: *EN 10029:2010 Hot-rolled steel plates 3mm thick or above - tolerances on dimensions and shape (incorporating corrigendum January 2012)*, 2010.
- [24] European Committee for Standardization: *EN 10025-6:2004 Technical delivery conditions for flat products of high yield strength structural steels in the quenched and tempered condition*, 2004.
- [25] European Committee for Standardization: *EN 1011-2:2001 Welding. Recommendations for welding of metallic materials. Arc welding of ferritic steels*, 2001.
- [26] European Committee for Standardization: *EN 10137-2:1996 Plates and wide flats made of high yield strength structural steels in the quenched and tempered or precipitation hardened conditions. Delivery conditions for quenched and tempered steels*, 1996.
- [27] European Committee for Standardization: *EN 10163-2:2004 Delivery requirements for surface condition of hot-rolled steel plates, wide flats and sections. Plate and wide flats*, 2004.
- [28] European Committee for Standardization: *EN 12534:1999 Welding consumables. Wire electrodes, wires, rods and deposits for gas shielded metal arc welding of high strength steels. Classification*, 1999.
- [29] European Committee for Standardization: *EN 1600:1997 Welding consumables. Covered electrodes for manual metal arc welding of stainless and heat resisting steels. Classification*, 1997.
- [30] European Committee for Standardization: *ENV 1993-1-1. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1*, 1992.
- [31] Farkas M.: *Fabrication aspects in the optimum design of welded structures*, Structural Optimization, Structural and Multidisciplinary Optimization, vol. 3, pp. 51-58, Springer Verlag, United Kingdom, 1991.
- [32] Fatemi A.: *Metal Fatigue in Engineering*, 2th edition, Wiley, John & Sons, United Kingdom, 2000.
- [33] Ford Motor Company Limited: <http://www.ford.com/>
- [34] Fricke A., Kahl A.: *Comparison of different structural stress approaches for fatigue assessment of welded ship structures*, Marine Structures, vol. 18, pp. 473-488, Elsevier, United Kingdom, 2006.
- [35] Fricke A.: *Fatigue analysis of welded joints: state of development*, Marine Structures, vol. 16, pp. 185-200, Elsevier, Englend, 2002.
- [36] Ghanameh M. F., Thevenet D., Zegloul A.: *Effects of joint configuration and loading type on stress concentration in offshore welded tubular joints*, Advanced Problems in Mechanics, Russian academy of sciences, Russia, 2005.
- [37] Goldak J. A., Akhlaghi M.: *Computational Welding Mechanics*, Springer-Verlag, USA, 2009.
- [38] Grote K. H., Antonssonm E. K.: *Springer Handbook of Mechanical Engineering*, Springer, United Kingdom, 2009.
- [39] Hicks G.: *Welded Joint Design*, Woodhead Publishing, United Kingdom, 1999.
- [40] Hobbacher A.: *Fatigue design of welded joints and components: Recommendations of IIW Joint Working Group XIII-XV*, Woodhead Publishing, United Kingdom, 1996.
- [41] Holister G. S.: *Experimental Stress Analysis: Principles and Methods (Cambridge Engineering Series)*, Cambridge University Press, United Kingdom, 1967.

- [42] Ilić A., Ivanović L., D. Josifović, Lazić V.: *Design of the motor vehicles from the aspect of high strength steels applications*, International Congress Motor Vehicles & Motors 2012, Proceedings, pp. 372-379, Faculty of Engineering Kragujevac, Serbia, 2012.
- [43] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Jugović Z.: *Stress Concentration at Welded Joints of Bucket-Wheel Excavator*, 7th Triennial International Conference HEAVY MACHINERY - HM 2011, Proceedings, pp. 55-60, Faculty of mechanical engineering Kraljevo, Serbia, 2011.
- [44] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Lazić V., Nikolić R. R.: *Influence of Stress Concentration on Mechanical Properties of High Strength Low Alloyed Steel Grade*, 18th International of PhD students' seminar SEMDOK 2013, proceedings, pp. 31-34, University of Žilina, Slovak Republic, 2013.
- [45] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Lazić V., Rakić B.: *Testing of elements and joints at mechanical constructions*, 11th International Conference on Accomplishments in Electrical and Mechanical Engineering and Information Technology DEMI, proceedings, pp. 231-236, Faculty of Mechanical Engineering Banja Luka, Bosnia and Herzegovina, 2013.
- [46] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Lazić V.: *Advantages of High Strength Steels Applications in Mechanical Constructions*, The 7th International Symposium Machine and Industrial Design in Mechanical Engineering, Proceedings, pp. 501-506, Hungary, 2012.
- [47] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Lazić V.: *Application of High-Strength Steels in Vehicle Design*, Innovative Automotive Technology – IAT 2012, Proceedings, pp. 51-58, Slovenia, 2012.
- [48] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Lazić V.: *Design aspects at mechanical constructions made of high strength steel grades*, Machine design, vol.4, pp. 131-138, Faculty of technical sciences Novi Sad, Serbia, 2012.
- [49] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Lazić V.: *Design of the motor vehicles from the aspect of high strength steels applications*, Mobility & Vehicle Mechanics, vol. 38, pp. 31-42, Faculty of Engineering Kragujevac, Serbia, 2012.
- [50] Ilić A., Ivanović L., Josifović D., Lazić V.: *The methodology aspects for monitoring the machine elements, components and systems*, COMETA 2012, Proceedings, pp. 593-600, Faculty of Mechanical Engineering East Sarajevo, Bosnia and Herzegovina, 2012.
- [51] Ilić A., Ivanović L., Josifović D.: *Contemporary methods of nondestructive testing on mechanical construction*, 9th International Conference Research and Development in Mechanical Industry RaDMI 2009, Proceedings, pp. 218-225, Scientific and Technical Center for Intellectual Property, Serbia, 2009.
- [52] Ilić A., Ivanović L., Josifović D.: *Tribological aspects of contemporary gear materials*, Journal of the Balkan Tribological Association, vol.16, pp. 471-483, Scibulcom, Bulgaria, 2010.
- [53] Ilić A., Josifović D., Lazić V., Ivanović L.: *Experimental determination of stress concentration influence on welded constructions stability*, The 7th international conference research and development of mechanical elements and systems IRMES, Proceedings, pp. 219 – 224, Faculty of mechanical engineering Niš, Serbia, 2011.
- [54] Ilić A., Josifović D., Lazić V., Ivanović L.: *Mechanical Properties of Welded Joints at Steel Tubes with Square Cross Section*, 34th International Conference on Production Engineering, Proceedings, pp. 465-468, Faculty of mechanical engineering Niš, Serbia, 2011.
- [55] Ilić A., Josifović D.: *Design of the welded construction on the base of the photoelastic residual stress examinations*, 5th International Symposium „KOD 2008“, Proceedings, pp. 359-364, Faculty of technical sciences Novi Sad, Serbia, 2008.
- [56] International Institute of Welding: *Technical Report IIW Doc. IX-535-67*, Publication of the International Institute of Welding, USA, 1967.

- [57] International Organization for Standardization, ISO Central Secretariat: *ISO 6892-1:2009 Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature*, 2009.
- [58] Iranmanesh T., Darvazi A. R.: *Analytical and Numerical Simulation of Temperature Field and Residual Stress of Butt Weld in Steel Plates used in Ship Manufacturing*, Asian Journal of Applied Sciences, pp. 70-78, Knowledge Review Press, Iran, 2008.
- [59] Ito Y., Beesyo K.: *Weldability of high strength steels related to Heat Affected Zone cracking*, Document IX-567-68, International Institute of Welding, France, 1968.
- [60] Ivanović L., Josifović D., Čatić D., Ilić A.: *Testing of the electromotor power transmitter properties*, POWER TRANSMISSIONS, 4th International Conference on Power Transmissions, proceedings, pp. 635-644, Romania, 2012.
- [61] Ivanović L., Josifović D., Ilić A., Lazić V.: *Ecological aspects of high strength low alloyed steels at mechanical constructions*, 7th International Quality Conference, proceedings, pp. 435-440, Faculty of Engineering Kragujevac, Serbia, 2013.
- [62] Iyengar R. N., Jagadish K. S.: *Recent Advances in Structural Engineering*, Universities Press, India, 2005
- [63] Jerina K. L., Paris P. C.: *Fatigue and Fracture Mechanics*, vol. 30, American Society for Testing & Materials Committee E-9, USA, 2002.
- [64] Kasatkin B. S., Musiyachenko V. F.: *Mechanism of formation of intercrystalline cold cracks in near-weld zone of tempered steel welded joint*, Problemy Prochnosti, Vol. 10, pp. 3-9, Pisarenko Institute, 1974.
- [65] Kobayashi T.: *Strength and Toughness of Materials*, Springer-Verlag, USA, 2004.
- [66] Koo J. Y.: *Metallurgical design of ultra high-strength steels for gas pipelines*, International Journal of Offshore and Polar Engineering, vol. 14, pp. 2-10, International Society of Offshore and Polar Engineers, California, 2004.
- [67] Korchynsky M.: *High-strength low-alloy steels*, U.S. Patent No 3,666,452, 1972.
- [68] Lambert-Perlade A., Anne-Françoise G., Pineau A.: *Austenite to bainite phase transformation in the heat-affected zone of a high strength low alloy steel*, Acta Materialia, vol. 52, pp. 2337-2348, Elsevier, United Kingdom, 2004.
- [69] Lassen T., Darcis Ph., Recho N.: *Fatigue Behavior of Welded Joints — Statistical Methods for Fatigue Life Prediction*, Welding Journal, pp. 183-187, American Welding Society and Welding Research Council, USA, 2005.
- [70] Lee W. - S., Su T. -T.: *Mechanical properties and microstructural features of AISI 4340 high-strength alloy steel under quenched and tempered conditions*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 87, pp. 198-206, Elsevier, United Kingdom, 1999.
- [71] Livieri L., Lazzarin P.: *Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalized stress intensity factors and local strain energy values*, International Journal of Fracture, Springer International, United Kingdom, 2005.
- [72] Ludwig J.: *Design of Welded Connections*, American Welding Society - D3 Committee on Welding in Marine Construction, USA, 2010.
- [73] MacDonald J.: *Fracture and Fatigue of Welded Joints and Structures*, Woodhead Publishing, United Kingdom, 2010.
- [74] Maddox S. J.: *Fatigue strength of welded structures*, CRC press, United Kingdom, 2007.
- [75] Madhusudhan R., Mohandas T., Papukutty K. K.: *Effect of welding process on the ballistic performance of high-strength low-alloy steel weldments*, Journal of materials processing technology, vol. 74, pp. 27-35, Elsevier, United Kingdom, 1998.
- [76] Madhusudhan R., Mohandas T., Tagore G. R. N.: *Weldability studies of high-strength low-alloy steel using austenitic fillers*, Journal of materials processing technology, vol. 49, pp. 213-228, Elsevier, United Kingdom, 1995.

- [77] Magasdi J., Dobránszky J., Tusz F., Ginzstler J.: *Fatigue Properties of Welded joints of High-Carbon Steels*, Materials Science Forum, vol. 537, pp. 47-53, Trans Tech Publications, USA, 2007.
- [78] Malikoutsakis M., Savaidis G.: *An approach to the effective notch stress concept to complex geometry welds focusing on the Fe modeling of weld ends*, 3rd ANSA & μ ETA International Conference, BETA CAE Systems S.A, Greece, 2009.
- [79] Manson S. S., Halford G. R.: *Fatigue & Durability of Metals at High Temperatures*, American Society for Testing & Materials, USA, 2009.
- [80] Manson S., Halford G.: *Fatigue and Durability of Structural Materials*, American Society for Testing & Materials, International Committee E-9, USA, 2005.
- [81] Maranian P.: *Reducing Brittle and Fatigue Failures in Steel Structures*, American Society of Civil Engineers, USA, 2009.
- [82] Marquis G., Samuelsson J., Agerskov H., Haagenen P.: *Integrated Design and Manufacturing of Welded Structures*, Proceedings of International Symposium, Lappeenranta University of Technology, Finland, 2007.
- [83] Martinsson J.: *Fatigue assessment of complex welded steel structures*, Doctoral Thesis, KTH press, 2005.
- [84] MatWeb, online materials information resource: <http://www.matweb.com/>
- [85] Meyers M., Chawla K.: *Mechanical Behavior of Materials*, Cambridge University Press, United Kingdom, 2009.
- [86] Miglin M. T. et al.: *Microstructure of a quenched and tempered Cu-bearing high-strength low-alloy steel*, Metallurgical Transactions, vol.17, pp. 791-798, United Kingdom, 1986.
- [87] Miihkinen V. T. T., Edmonds D. V.: *Tensile deformation of two experimental high-strength bainitic low-alloy steels containing silicon*, Materials science and technology, vol. 3.6, pp. 432-440, Elsevier, United Kingdom, 1987.
- [88] Mohandas T. G., Madhusudan R., Satish K. B.: *Heat-affected zone softening in high-strength low-alloy steels*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 88, pp. 284-294, Elsevier, United Kingdom, 1999.
- [89] Mohr W.: *Assessment of Structural Integrity of Titanium Weldments for U.S. Navy Applications*, 4th International Workshop on Reliable Engineering Computing, Singapore, 2010.
- [90] Nascimento M. P., Voorwald H.: *Fatigue Apparatus for Geometrically Complex Non-Standardized Specimens*, Recent Patents on Mechanical Engineering, vol. 2, pp. 48-54, Bentham Science Publishers, Netherlands, 2009.
- [91] Niemier B. A., Newby J. R.: *Relationship between microstructure and formability in two high-strength, low-alloy steels*, Metallic Materials-Formability Topics, pp. 174-190, American Society for Testing and Materials, USA, 1978.
- [92] Okrajni J., Junak G.: *Low cycle fatigue of steels at high temperature under gradual loading*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, vol. 26, issue 2, OCSCO World Press, 2008.
- [93] Perišić T., Krstulović - Opara L., Domazet Ž.: *Thermographic Analysis of Stress Distribution in Welded Joints*, EPJ Web of Conference 6, EDP Sciences, France, 2010.
- [94] Perry N., Remy L., Petit J.: *Temperature-Fatigue Interaction*, Elsevier, USA, 2002.
- [95] Pickering F. B.: *High Strength Low Alloy Steels*, Materials Science and Technology, *John Wiley and sons*, 2006.
- [96] Pilkey W. D., Pilkey D. F., Peterson R. E., Hoboken N. J. : *Stress concentration factors*, John Wiley and sons, United Kingdom, 2008
- [97] Pilkey W. D., Wunderlich W.: *Mechanics of Structures: Variational and Computational Methods*, CRC Press, United Kingdom, 1993

- [98] Pluvinage G.: *Fracture and Fatigue Emanating from Stress Concentrators*, Springer-Verlag, USA, 2008.
- [99] Pook L. P.: *Metal Fatigue: What It Is, Why It Matters?*, Springer-Verlag, USA, 2007.
- [100] Poutiainen A., Marquis G.: *A fatigue assessment method based on weld stresses*, International Journal of Fatigue, pp. 1037-1046, Elsevier, United Kingdom, 2007.
- [101] Powell G. L. F., Linton V. M., Brown I. H., Davidson J. L.: *Cold Cracking and Segregation in Multi-Pass Welds of a Quenched and Tempered Steel*, The University of Adelaide Digital Library, 2007.
- [102] Radaj D., Sonsino C. M.: *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*, Abington publishing Cambridge, United Kingdom, 1999.
- [103] Radaj D.: *Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures*, Woodhead Publishing, United Kingdom, 1990.
- [104] Ravi S., Balasubramanian V., Nasser S. N.: *Fatigue life prediction of strength mis-matched high strength low alloy steel welds*, Materials and Design, vol. 27, pp. 278-286, Elsevier, United Kingdom, 2006.
- [105] Recho M., Lassen T.: *Fatigue Design of Welded Joints through Inspection Planning*, International Society for Technology in Education, United Kingdom, 2007.
- [106] Rudolph J., Weiß E., Forster M.: *Modeling of welded joints for design against fatigue*, Engineering with Computers, vol. 19, pp. 142-151, Springer, United Kingdom, 2005.
- [107] Schijve J.: *Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art*, International Journal of Fatigue, vol. 25, pp. 679-702, Elsevier, United Kingdom, 2003.
- [108] Schijve J.: *Fatigue of Structures and Materials*, Springer-Verlag, USA, 2009.
- [109] Schroth J. G. et al.: *Combined mode I-mode III fracture of a high strength low-alloy steel*, Metallurgical Transactions, vol. 18, pp. 1061-1072, Springer, USA, 1987.
- [110] S  ferian D.: *The Metallurgy of Welding*, Chapman and Hall, United Kingdom, 1962.
- [111] Sha W.: *High-Strength Low-Alloy Steel*, Steels Journal, pp. 27-58, Springer, United Kingdom, 2013.
- [112] Shi Y., Zhunxiang H.: *Effect of weld thermal cycle on microstructure and fracture toughness of simulated heat-affected zone for a 800MPa grade high strength low alloy steel*, Journal of materials processing technology, vol. 207, pp. 30-39, Elsevier, United Kingdom, 2008.
- [113] Sonsino M., Kueppers M.: *Multiaxial fatigue of welded joints under constant and variable amplitude loadings*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, vol. 24, pp. 309-327, Blackwell Publishing, United Kingdom, 2001.
- [114] SSAB Oxel  sund AB, Klarabergsviadukten 70, D6, P.O Box 70, 101 21 Stockholm, Sweden: <http://www.ssab.com/>
- [115] Stojanovi   B., Babi   M., Marjanovi   N., Ivanovi   L., Pli   A.: *Tribomechanical Systems in Mechanical Power Transmitters*, Journal of the Balkan Tribological Association, vol.18, pp. 497-506, Scibulcom, Bulgaria, 2012.
- [116] Timo  enko S., Gudier J. N.: *Теорија еластичности*, Грађевинска књига Београд, Србија, 1962.
- [117] TWI Ltd, Granta Park, Cambridge, United Kingdom: *Defects/imperfections in welds - lamellar tearing*, доступно на <http://www4.hcmut.edu.vn/~dantn/TWI/jk47.html>, 2014.
- [118] TWI Ltd, Granta Park, Cambridge, United Kingdom: *Defects/imperfections in welds - reheat cracking*, доступно на <http://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/defects-imperfections-in-welds-reheat-cracking-048/>, 2014.
- [119] Verrilli M. J., Castelli M. G.: *Thermomechanical Fatigue Behavior of Materials*, Proceedings of Symposium on Thermomechanical Fatigue Behavior of Materials, American Society for Testing & Materials, USA, 1996.

- [120] Vuherer T., Gliha V., Yasniy P., Hutsaylyuk V., Nykyforchyn H.: *Influence of small flaws on the coarse grain heat affected zone fatigue strength*, Welding and welded constructions, vol. 3/2004, pp. 111-116, Србија, 2004.
- [121] Wundt B. M., Krempl E.: *Hold-Time Effects in High-Temperature Low-Cycle Fatigue: A Literature Survey and Interpretive Report*, American Society for Testing and Materials, USA, 1991.
- [122] Xu L., Barltrop N.: *Assessment of stress concentrations in a bracket detail*, 3rd International ASRANet Colloquium, United Kingdom, 2006.
- [123] Yokota L., Anami K.: *Local stress approach for fatigue assessment of welded joint*, Kochi University of Technology Press, Japan, 1991.
- [124] Zwick GmbH & Co. KG, 89079 Ulm, Germany: <http://www.zwick.com/en.html>
- [125] Александровић С., Стефановић М.: *Технологија пластичног обликовања метала*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2010.
- [126] Арсић Д.: *Оцена заварљивости и избор најповољније технологије заваривања челика повишене јачине класе S690QL*, Мастер рад, Факултет инжењерских наука у Крагујевцу, Србија, 2013.
- [127] Витас Д.: *Основи машинских конструкција*, Научна књига Београд, Србија, 1987.
- [128] Вуловић Р.: *Теоријско-експериментална оцена заварљивости челика повишене јачине*, Магистарска теза, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2005.
- [129] Живковић М.: *Нелинеарна анализа конструкција*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2007.
- [130] Ивановић Л., Јосифовић Д., Стојановић Б., Илић А.: *Унапређење дизајна опреме за рециклажу електронског отпада*, 39. национална конференција о квалитету (са међународним учешћем), Зборник радова, стр. А-275/А-281, Факултет инжењерских наука, Крагујевац, 2012.
- [131] Институт за стандардизацију Србије: *SRPS EN ISO 148-1:2012*, Србија, 2012.
- [132] Институт за стандардизацију Србије: *SRPS EN ISO 9015-1:2013*, Србија, 2013.
- [133] Јовановић М., Адамовић Д., Лазић В.: *Технологија заваривања, приручник*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 1996.
- [134] Јовановић М., Лазић В.: *Упутство за заваривање челика повишене јачине, челик HARDOX 500*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2010.
- [135] Јовановић М., Лазић В., Адамовић Д., Ратковић Н.: *МАГ/МИГ заваривање - приручник*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2006.
- [136] Јовановић М., Лазић В., Адамовић Д., Ратковић Н.: *Машински материјали*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2003.
- [137] Јовановић М., Лазић В., Адамовић Д., Ратковић Н.: *РЕЛ заваривање - приручник*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2006.
- [138] Јовановић М., Лазић В., Јосифовић Д., Адамовић Д.: *Преглед високовредних конструкционих челика и оцена њихове заварљивости*, зборник, стр. 125-132, Машински факултет у Крагујевцу, 1995.
- [139] Јовановић М., Лазић В.: *Практикум РЕЛ и МАГ/МИГ заваривања*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2008.
- [140] Јовановић М., Лазић В.: *Упутство за заваривање челика повишене јачине, челик WELDOX 500*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2009.
- [141] Јосифовић Д.: *Испитивање машинских конструкција I*, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 2000.

- [142] Лазић В., Адамовић Д., Јосифовић Д., Јовановић М.: *Прилог дефинисању граничних параметара заваривања конструкционих челика повишене јачине*, Зборник, стр. 133-140, Машински факултет у Крагујевцу, Србија, 1995.
- [143] Милотић М.: *Приручник за завариваче*, Саобраћајни факултет Добој, Босна и Херцеговина, 2008.
- [144] Огњановић М., Милтеновић М.: *Машински спојев*, Грађевинска књига Београд, Србија, 1993.
- [145] Ћулафић В.: *Увод у механику лома*, Универзитет Црне Горе, Црна Гора, 1999.
- [146] Шумарац Д., Крајчиновић Д.: *Основи механике лома*, Научна књига Београд, Србија, 1999.