



**УНИВЕРЗИТЕТ У КРАГУЈЕВЦУ**  
**ФАКУЛТЕТ ИНЖЕЊЕРСКИХ НАУКА**

Александар Р. Дишић

**РАЗВОЈ МЕТОДОЛОГИЈЕ И УРЕЂАЈА ЗА  
ДИНАМИЧКО ИСПИТИВАЊЕ МАТЕРИЈАЛА И  
ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА СА ПРИМЕНОМ У  
НУМЕРИЧКИМ ПРОРАЧУНИМА  
КОНСТРУКЦИЈА ПРИ ВЕЛИКИМ БРЗИНАМА  
ДЕФОРМАЦИЈЕ**

Докторска дисертација

Крагујевац, 2018. година

---

## I. Аутор

---

Име и презиме: Александар Дишић

Датум и место рођења: 20.07.1976. године, Крагујевац, Република Србија

Садашње запослење: **Истраживач сарадник**, Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Универзитет у Крагујевцу

---

## II. Докторска дисертација

---

Наслов: Развој методологије и уређаја за динамичко испитивање материјала и заварених спојева са применом у нумеричким прорачунима конструкција при великим брзинама деформације

Број страница:

Број слика:

Број библиографских података:

Установа и место где је рад израђен: Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Универзитет у Крагујевцу

Научна област (УДК): Примењена механика, Рачунарско инжењерство, Интегритет и век конструкција, Инжењерство материјала и Испитивања материјала (688.868.64:624.042/632.08:519.6)

Ментор: др Мирослав Живковић, редовни професор, Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Универзитет у Крагујевцу

---

## III. Оцена и одбрана

---

Датум пријаве теме: 15. 08. 2014. године

Број одлуке и датум прихватања докторске дисертације: 01-1/3826-5 од 20.11.2014. године

Комисија за оцену подобности теме и кандидата:

1. Др Радован Славковић, редовни професор,  
Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Крагујевац;
2. Др Вукић Лазић, редовни професор,  
Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Крагујевац;
3. Др Александар Седмак, редовни професор,  
Машински факултет, Београд;
4. Др Александра Јанковић, редовни професор,  
Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Крагујевац.
5. Др Мирослав Живковић, редовни професор, ментор,  
Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Крагујевац.

Комисија за оцену и одбрану докторске дисертације:

1. Др Радован Славковић, редовни професор,  
Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Крагујевац;
2. Др Гордана Јовичић, редовни професор,  
Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Крагујевац
3. Др Зијаж Бурзић, научни саветник,  
Војно-технички институт, Београд;
4. Др Александар Кари, доцент,  
Војна академија Универзитета одбране, Београд
5. Др Владимир Дунић, доцент,  
Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, Крагујевац

Датум одбране дисертације:

---

## Резиме

Успешно пројектовање челичних конструкција у великој мери зависи од познавања механичких карактеристика материјала који се користе. Код конструкција које су изложене ударним оптерећењима, неопходно је располагати са динамичким карактеристикама материјала, које се код појединих материјала могу значајно разликовати у односу на квази-статичке карактеристике одређене стандардним методама. Успешно одређивање динамичких карактеристика материјала, подразумева развој и усавршавање нових експерименталних метода, у зависности од жељених примена. Развој сложених челичних конструкција, које подразумевају употребу процеса спајања делова поступком заваривања, додатно је условљен познавањем понашања заварених спојева и њиховог утицаја на остатак конструкције.

Сложеност одређивања динамичких карактеристика утиче на мању доступност података у литератури, уједно повећавајући сумњу у њихову веродостојност. С тим у вези, развој уређаја за испитивање материјала и методологије за одређивање специфичних параметара који описују динамичко понашање материјала, представља оправдану тежњу свих лабораторија.

Истраживањем развоја и анализом савремених решења уређаја за динамичко испитивање материјала, у оквиру Центра за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, дизајниран је и направљен затезни Хопкинсонов штап. Његовом употребом, у комбинацији са сервохидрауличком кидалицом, стекли су се потребни услови за одређивање параметара материјалних модела који у обзир узимају променљиву брзину деформације.

Овом докторском дисертацијом обухваћена је методологија експерименталног одређивања параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела. Одређивање параметара је подразумевало спровођење серије експеримената на собној и повишеним температурама, при различитим брзинама деформације. Употребом савремених оптичких мерних система, добијени резултати представљају основу за прецизно одређивање параметара који описују понашање материјала. Верификацијом резултата, понављањем експеримената употребом методе коначних елемената, омогућена је њихова практична примена у решавању конкретних проблема.

Пример практичне употребе остварених резултата испитивања и спроведене методологије се односи на проблематику решавања противминске заштите, односно, на смањење утицаја таласа експлозије који делује на борбено војно возило. Изразито динамичко понашање конструкције возила, као и чињеница да се технологија израде носеће конструкције базира на процесу заваривања, представљају најутицајније факторе ка циљу очувања интегритета конструкције.

Приказана и развијена методологија представља важан корак ка системском приступу у пројектовању и оптимизовању заварених челичних конструкција које су изложене динамичким оптерећењима. Њена употреба у будућности може остварити позитиван утицај на развој наменске и ауто индустрије у Републици Србији.

**Кључне речи:** динамичке карактеристике материјала, метод коначних елемената, процена интегритета, експерименталне методе испитивања, противминска заштита

## Abstract

Successful design of steel structures depends to a great extent on the knowledge of the mechanical characteristics of the used materials. For structures that are exposed to impact loads, it is necessary to have dynamic properties, which can differ significantly in certain materials in relation to quasi-static characteristics determined by standard methods. Successful determination of dynamic characteristics implies the development and testing of new experimental methods, depending on the desired applications. The development of complex steel structures, which involves the use of the process of connecting parts by the welding process, is further conditioned by knowledge of the behaviour of welded joints and their influence on the rest of the construction.

The complexity of determining dynamic characteristics influences the availability of data in the literature, at the same time increasing doubt in their trustiness. About that, the development of a testing device for materials and a methodology for determining specific parameters describing the dynamic behaviour of materials represents a justified aspiration of all laboratories.

Research of the developments and analysis of modern solutions for dynamic material testing, within the Center for Engineering Software and Dynamic Testing of the Faculty of Engineering Sciences in Kragujevac, a built-in tensile Hopkins bar was also designed. With its use, together with the servo-hydraulic device, the necessary conditions have been obtained for determining the parameters of the material models which take into account the variable strain rates.

This doctoral dissertation includes the methodology of experimentally determining the parameters of Johnson-Cook's material model. The determination of the parameters involved the implementation of a series of experiments at room and elevated temperatures at different strain rates. Using modern optical measurement systems, the obtained results are the basis for precise determination of parameters that describe the behaviour of materials. Verification of results, repetition of experiments using the finite element method enables their practical application in solving concrete problems.

An example of the practical use of the achieved results of the test and the implemented methodology relates to the problem of solving the anti-mine protection, that is, on the reduction of the influence of the explosion wave that operates on a combat military vehicle. The extremely dynamic behaviour of the vehicle structure, as well as the fact that the construction technology is based on the welding process, are the most influential factors for the purpose of preserving the integrity of the structure.

Shown and the developed methodology represent an important step towards the system approach to the design and optimization of welded steel structures that are exposed to dynamic loads. Its use in the future will have a positive impact on the development of military and auto industry in the Republic of Serbia.

**Key words:** dynamic characteristics of material, finite element method, integrity estimation, experimental testing methods, anti-mining protection



# САДРЖАЈ

<b>1</b>	<b>Увод .....</b>	<b>1</b>
1.1	Мотивација .....	1
1.2	Циљ рада .....	3
1.3	Садржај рада .....	4
1.4	Преглед литературе .....	5
1.5	Методе истраживања .....	7
<b>2</b>	<b>Уређај за динамичко испитивање при великим брзина деформације .....</b>	<b>9</b>
2.1	Историјски преглед развоја уређаја .....	9
2.1.1	Bertram Hopkins .....	19
2.2	Основе теорије простирања таласа .....	22
2.2.1	Дисконтинуитети штапа коначне дужине .....	29
2.2.2	Преднапрезање штапа .....	32
2.2.3	Одређивање напона, деформације и брзине деформације .....	36
2.3	Затезни Хопкинсонов штап .....	38
2.3.1	Опис .....	38
2.3.2	Верификација решења .....	42
2.3.2.1	Процес простирања таласа .....	42
2.3.2.2	Решеткаста конструкција .....	45
2.3.3	Почетни параметри испитивања .....	46
2.3.4	Корекција модула еластичности .....	51
<b>3</b>	<b>Основе простирања таласа експлозије .....</b>	<b>53</b>
3.1	Експлозија .....	53
3.2	Параметри експлозије .....	53
3.2.1	Ударни таласи и оптерећења .....	53
3.2.2	Скалирање и TNT еквивалент .....	58
<b>4</b>	<b>Челик повишене јачине .....</b>	<b>64</b>
4.1	STRENX700 .....	64
4.2	Заваривање челика повишене јачине - STRENX700E .....	65
4.2.1	Предгревање и интерпас температура .....	66
4.2.2	Унос топлоте .....	66
4.2.3	Додатни материјал .....	67
4.2.4	Заштитни гас .....	69
4.2.5	Деформисање - витоперење делова .....	69
4.2.6	Накнадна термичка обрада .....	70
4.2.7	Контрола заварених спојева .....	71
<b>5</b>	<b>Стандардне експерименталне методе испитивања .....</b>	<b>72</b>
5.1	Испитивање затезањем на собној температури .....	72
5.1.1	Узорак/епрувета и уређај за затезање .....	73
5.1.2	Крива течења .....	74
5.1.3	Крива стварног напона и стварне деформације .....	76
5.1.4	Брзина деформације .....	77

5.1.5	Формирање врата на епрувети - некинг.....	78
5.1.6	Методологија теста затезања.....	80
5.2	Испитивање тврдоће.....	81
5.2.1	Испитивање тврдоће методом по Vickers-у.....	82
5.3	Испитивање ударне жилавости.....	83
5.4	Испитивање затезањем на повишени температурама.....	86
<b>6</b>	<b>Пластичност растегљивих метала.....</b>	<b>89</b>
6.1	Уводна разматрања.....	89
6.2	Теорија пластичности.....	92
6.2.1	Општи случај изотропне еласто-пластичности.....	93
6.2.1.1	Закон еластичности.....	93
6.2.1.2	Услов течења.....	93
6.2.1.3	Услов конзистентности.....	94
6.2.1.4	Закон течења/услов ојачања.....	94
6.2.2	Услови течења.....	95
6.2.2.1	Простор главних напона.....	96
6.2.2.2	Напонске инваријанте.....	97
6.2.2.3	Услов течења Tresca-е.....	98
6.2.2.4	Услов течења von Mises-а.....	99
6.3	Оштећење метала.....	101
6.4	Johnson-Cook материјални модел.....	104
6.4.1	Ојачање.....	105
6.4.2	Модификован модел.....	106
6.4.3	Оштећење.....	106
6.4.4	Спрегнут Johnson-Cook-ов материјални модел.....	107
6.4.5	Одређивање параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела.....	109
6.4.5.1	Експериментална процедура.....	109
6.4.5.2	Комбинована процедура.....	110
<b>7</b>	<b>Експериментална испитивања.....</b>	<b>111</b>
7.1	План и програм испитивања.....	111
7.2	Иницијална испитивања.....	115
7.2.1	Квазистатичка испитивања затезањем.....	115
7.2.2	Испитивање ударне жилавости.....	116
7.2.2.1	Методологија и уређај за испитивање ударне жилавости.....	116
7.2.2.2	Резултати испитивања ударне жилавости.....	118
7.2.3	Испитивање тврдоће.....	121
7.2.3.1	Методологија испитивања тврдоће.....	122
7.2.3.2	Резултати испитивања тврдоће.....	122
7.3	Одређивање механичких (материјалних) карактеристика испитивањем затезањем стандардних епрувета и епрувета са зарезом.....	125
7.3.1	Методологија и уређаји за испитивање затезањем на собној температури.....	125
7.3.2	Испитивање затезањем на собној температури.....	126
7.3.3	Резултати испитивања.....	128
7.3.4	Параметри ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела.....	134
7.3.4.1	Параметри ојачања.....	134
7.3.4.2	Верификација параметара ојачања.....	135

7.3.5	Параметри оштећења.....	138
7.3.5.1	Параметри оштећења одређени на основу средње вредности <i>stress triaxiality ratio</i> - TriaxSR-NUM.....	142
7.3.5.2	Параметри оштећења одређени на основу максималне вредности <i>stress triaxiality ratio</i> – TriaxMAX 146	
7.4	Одређивање механичких (материјалних) карактеристика испитивањем затезањем на повишеним температурама са краткотрајним загревањем.....	150
7.4.1	Методологија и уређаји за испитивање затезањем на повишеним температурама.....	150
7.4.2	Испитивање затезањем на повишеним температурама.....	151
7.4.3	Резултати испитивања.....	154
7.4.3.1	Затезање.....	154
7.4.3.2	Макрофрактографска испитивања.....	162
7.4.3.3	Оптичко 3D скенирање.....	166
7.4.4	Нумеричка верификација резултата испитивања на затезања.....	170
7.4.5	Температурни параметри ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела.....	175
7.4.5.1	Параметар ојачања.....	175
7.4.5.2	Параметар оштећења.....	176
7.5	Одређивање механичких (материјалних) карактеристика испитивањем на затезање при различитим брзинама деформација.....	178
7.5.1	Методологија и уређаји за испитивање затезањем на собној температури.....	178
7.5.2	Испитивање затезањем при различитим брзина деформације.....	181
7.5.3	Резултати испитивања.....	181
7.5.4	Параметри ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела.....	185
7.5.4.1	Параметри ојачања.....	185
7.5.4.2	Параметри оштећења.....	186
7.5.4.3	Параметри ојачања медофикованог Johnson-Cook-овог материјалног модела.....	187
7.5.4.4	Параметри оштећења медофикованог Johnson-Cook-овог материјалног модела.....	187
7.5.5	Верификација параметара.....	188
7.6	Закључак.....	191
<b>8</b>	<b>Примена у МКЕ анализама-противминска заштита.....</b>	<b>192</b>
8.1	Моделирање ударног таласа експлозије.....	192
8.2	Представљање проблема.....	192
8.3	Анализа облика додатне заштите.....	197
8.3.1	Модел возила са основном плочом и модификованим облицима.....	197
8.3.2	Резултати анализе облика плоча.....	199
8.3.3	Закључак анализе облика плоча противминске заштите.....	201
<b>9</b>	<b>Закључна разматрања.....</b>	<b>205</b>
<b>10</b>	<b>Прилог А.....</b>	<b>216</b>

## ЛИСТА СЛИКА

Слика 1.1 Опште експерименталне технике и услови за различите брзине деформације [1].....	2
Слика 2.1 Експеримент John Hopkins – а (1872) [37] .....	9
Слика 2.2 Уређај за динамичко мерење таласа дизајниран од стране Vertram-а (1914) [4] .....	10
Слика 2.3 Забележена промена притиска [4] .....	10
Слика 2.4 Схематски приказ апаратуре за мерење динамичке јачине кордита дизајниран од стране Teulog-а и Davies-а (1942) [39], [40] .....	11
Слика 2.5 Схематски приказ апаратуре за мерење динамичких карактеристика пластике и гуме дизајниран од стране Volterra (1948) [41].....	11
Слика 2.6 Схематски приказ апаратуре дизајниране од стране Kolsky-ог (1949) [5] .....	12
Слика 2.7 Схематски приказ апаратуре са употребом мерних трака дизајниран од стране Krafft-а (1954) [6] .....	12
Слика 2.8 Измерени импулс [6].....	13
Слика 2.9 Схематски приказ апаратуре дизајниране од стране Lindholm-а (1964) [7].....	13
Слика 2.10 Графичка интерпретација простирања и преламања таласа кроз штапове и епрувету [42] .....	14
Слика 2.12 Облик узорка за испитивање на затезање на притисној варијанти Хопкинсоновог штапа дизајниран од стране Lindholm-а и Yeakley-а (1968) [9] .....	15
Слика 2.13 Схематски приказ апаратуре са предложеним решењем од стране Nicholas-а (1981) [10].	16
Слика 2.14 Схематски приказ апаратуре модификован од стране Thakur-а (1995) [43].....	16
Слика 2.15 Схематски приказ затезне варијанте Хопкинсоновог штапа дизајниран од стране Albertini-а и Montagnani-а (1976) [11] .....	17
Слика 2.16 Схематски приказ: а) двоструког Хопкинсоновог штапа и б) епрувете дизајнирани од стране Albertini-а и Montagnani-а (1979) [45].....	17
Слика 2.17 Схематски приказ апаратуре за двоосно смицање дизајниран од стране Albertini-а и Montagnani-а (1991) [46] .....	18
Слика 2.18 Схематски приказ решења уређаја и блокирајућег механизма дизајниран од стране Staab-а и Gilat-а (1991) [47].....	18
Слика 2.19 Схематски приказ затезне варијанте Хопкинсоновог штапа [13] .....	19
Слика 2.20 Vertram Hopkins 1874-1918.....	21
Слика 2.21 Квазистатичко деформационо стање идеализованог раванског распореда атома када је $F_2 > F_1$ [52].....	22
Слика 2.22 Динамичко деформационо стање идеализованог раванског распореда атома [52].....	22
Слика 2.23 Удар чекића: а) у штап и б) полу-бесконечно тело (формирање лонгитудиналног, трансверзалног и површинских (Reylight) таласа) [52] .....	24
Слика 2.24 Простирање таласа у штапу изазван ударом пројектила: а) пре удара и б) након удара [52]	25

Слика 2.25 Простирање таласа аксијалног померања дуж осе штапа за $t = 0$ .....	27
Слика 2.26 Зависност променљиве $u$ од времена $t$ .....	27
Слика 2.27 Простирање $u(x,t) = f(x - ct)$ у позитивном смеру .....	27
Слика 2.28 Негативно померање и брзина доводе до позитивног напона када се талас креће у позитивном смеру [60] .....	29
Слика 2.29 Завршетак штапа: а) фиксиран крај и б) слободан крај .....	29
Слика 2.30 Утицај граничних услова на завршетку штапа на примеру простирања таласа кроз бетонски ступ: а) укљештен крај штапа и б) слободан крај штапа [61] .....	30
Слика 2.31 Дисконтинуитет штапа [1] [62] .....	31
Слика 2.32 Извођење Хопкинсоновог штапа са пренапрегнутим штапом [60] .....	33
Слика 2.34 Напон у штапу у почетном тренутку пре ослобађања притискача .....	33
Слика 2.35 Напон и померање пре ослобађања притискача .....	34
Слика 2.36 Напон и деформација када ударни талас стигне до узорка .....	35
Слика 2.37 Епрувета између инцидентног и предајног штапа .....	36
Слика 2.38 Схематски приказ затезног Хопкинсоновог штапа .....	38
Слика 2.39 Механизам за укљештење и окидање .....	39
Слика 2.40. Подсклоп укљештења и окидања [12] .....	41
Слика 2.41. Затезни подсклоп [12] .....	41
Слика 2.42 МКЕ модел епрувете са крајевима инцидентног и предајног штапа .....	42
Слика 2.43 Ефективни напони у тачки А и тачки В .....	43
Слика 2.44 Простирање таласа у местима мерних трака 2 и 3 .....	44
Слика 2.45 Поље: а) ефективног напона [МРа] и б) пластичне деформације [-] .....	45
Слика 2.46 МКЕ модел решеткасте конструкције .....	45
Слика 2.47 Напонско поље решеткасте конструкције .....	46
Слика 2.48 Реакције подсклопова: а) подужна и б) нормална .....	46
Слика 2.49 Секвенце рефлектованих и предатих таласа у узорку .....	49
Слика 2.50 Корекција криве течења .....	51
Слика 3.1 Промена надпритиска и динамичког притиска у функцији од времена [68] .....	54
Слика 3.2 Формирање рефлектованог таласа [68] .....	55
Слика 3.3 Формирање Mach-овог фронта [70] .....	55
Слика 3.4 Инцидентни и рефлектовани талас, Mach-ов фронт [68] .....	56
Слика 3.5 Формирање таласа када је центар експлозије на тлу [68] .....	56
Слика 3.6 Промена инцидентног надпритиска током времена [70] .....	57
Слика 3.7 Смањење максималне вредности надпритиска са повећањем растојања центра експлозије од изложене конструкције [68] .....	58

Слика 3.8 Графичка интерпретација закона скалирања "трећег корена" .....	59
Слика 3.9 Промена ударног таласа у зависности од скалираног растојања: а) за талас сферног и б) талас полусферног облика [70].....	62
Слика 3.11 Експериментално одређена зависност рефлектованог притиска од угла деловања таласа [68] [70].....	63
Слика 4.1 Препоручена температура предгревања за различите дебљине плоча [88].....	66
Слика 4.2 Заварени спој са више пролаза полагања шава са додатним материјалом различите јачине	67
Слика 4.3 Препорука произвођача о избору нелегираног и нисколегираног додатног материјала [89]	68
Слика 4.4 Препорука произвођача о избору додатног материјала од аустенитног нерђајућег челика [89]	69
Слика 5.1 Схематски приказ кидалице .....	73
Слика 5.2 Облик епрувете за испитивање са транзиционим делом већим од пречника и мерном дужином која је већа четири пута од пречника .....	73
Слика 5.3 Карактеристична крива течења: а) мек челик и б) тврд челик [91].....	74
Слика 5.4 Напонско деформационо стање једноосног затезања [96].....	75
Слика 5.5 Упоредни приказ инжењерске и стварне криве течења .....	76
Слика 5.6 Утицај брзине деформације на криве течења при испитивању на: а) собним и б) повишеним температурама [96].....	78
Слика 5.7 Некинг при затезању епрувете: а) геометријски параметри и б) расподела напона.....	79
Слика 5.8 Дијамантски врх утискивача у облику пирамиде .....	82
Слика 5.9 Шарпијево клатно за испитивање жилавости .....	84
Слика 5.10 Епрувете за испитивање жилавости Шарпијевим клатном: а) V зарез и б) U зарез.....	85
Слика 5.11 Одређивање ударне жилавости помоћу Шарпијевог клатна .....	85
Слика 5.12 Дводелна комора за испитивање на повишеним температурама .....	87
Слика 5.13 Екстензиометар са воденим хлађењем.....	88
Слика 6.1 Једноосно затезање растегљивог материјала у две фазе .....	89
Слика 6.2 Једноосно затезање растегљивог материјала.....	90
Слика 6.3 Крива течења [116], [118].....	91
Слика 6.4 Површ течења приказана у простору главних напона [99], [132] .....	96
Слика 6.5 Симетричност пресека површи течења са девијаторском равни за изотропан материјал без утицаја Vauschinger-овог ефекта [99] .....	97
Слика 6.6 Графичка интерпретација услова течења Tresca-е и von Mises-а [132] .....	99
Слика 6.7 Упоредни приказ експерименталних резултата комбинованог оптерећења затезања и торзије са условима течења von Mises-а и Tresca-е [118], [121] .....	101
Слика 6.8 Математичко представљање физичког оштећења [135].....	102
Слика 6.9 Графички приказ оштећења на примеру једноосног затезања [139].....	103

Слика 7.1 Облик и димензије сучеоног жлеба.....	114
Слика 7.2 Епрувете за испитивање .....	114
Слика 7.3 Сервохидрауличка кидалица [110].....	115
Слика 7.4 Криве течења за епрувете од основног материјала (ОМ) и са завареним спојем (MS).....	116
Слика 7.5 Уређај за испитивање ударне жилавости.....	117
Слика 7.6 Стандардна епрувета за испитивање ударне жилавости са V обликом зареза .....	117
Слика 7.7 Положај зареза у карактеристичним зонама: а) оса шава, б) зона утицаја топлоте и в) основни материјал у непосредној близини споја .....	118
Слика 7.8 Резултати испитивања ударне жилавости основног материјала (ОМ) на температури од -40°C: а) промена силе и б) промена енергије удара.....	119
Слика 7.9 Резултати испитивања ударне жилавости завареног споја са различитим положајем зареза и на температури од -40 °C: а) промена силе и б) промена енергије удара .....	121
Слика 7.10 Хистограм енергије удара и ударне жилавости за епрувете од основног материјала (ОМ) и са завареним спојем (за различите положаје зареза).....	121
Слика 7.11 Уређај за испитивање тврдоће .....	122
Слика 7.12 Правци мерења тврдоће.....	122
Слика 7.13 Расподела тврдоће за узорак 1-3.....	123
Слика 7.14 Расподела тврдоће за узорак 2-3.....	123
Слика 7.15 Расподела тврдоће за узорак 3-3.....	124
Слика 7.16 Екстензиометар SHIMADZU SG25-100.....	125
Слика 7.17 3D оптички систем ATOS: а) ATOS II SO и б) ATOS CompactScan 5M.....	126
Слика 7.18 Осносиметрична епрувета.....	127
Слика 7.19 Осносиметрична епрувета са променљивим зарезом.....	127
Слика 7.20 Положај некинга у односу на екстензиометар и мерну дужину епрувете.....	128
Слика 7.21 Синхронизована употреба два оптичка система.....	129
Слика 7.22 Попречни пресек некинга посматран из правца подужне осе епрувете .....	129
Слика 7.23 Збирни подужни пресеци појединачних мерења осносиметричне епрувете: а) мерна дужина, б) некинг и в) крај који се затеже.....	130
Слика 7.24 Збирни подужни пресеци појединачних мерења осносиметричне епрувета са зарезом R6	131
Слика 7.25 Позиционирани и стегнути делови осносиметричне епрувете са зарезом R0,8 у алату ...	131
Слика 7.26 Упоредни приказ кривих течења осносиметричних епрувета: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	133
Слика 7.27 Упоредни приказ зависности силе затезања од хода покретне главе за епрувете са зарезом: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	133
Слика 7.28 Упоредни приказ стварних кривих течења за осносиметричне епрувете (SE) и епрувете са зарезом: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS) .....	133



Слика 7.29 Фитоване криве са параметрима ојачања: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	135
Слика 7.30 Модели коначних елемената осносиметричне епрувете и епрувета са зарезом.....	136
Слика 7.31 Упоредни приказ различитих димензија минималног елемента код епрувете са зарезом R12	137
Слика 7.32 Упоредни преглед резултата за различите димензије минималног елемента код епрувете са зарезом R12.....	138
Слика 7.33 Упоредни приказ еквивалентног напона осносиметричне епрувете: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	138
Слика 7.34 Експериментално одређене зависности stress triaxiality ratio у односу на промену најмањег пречника епрувета: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	140
Слика 7.35 Промена stress triaxiality ratio са променом најмањег пречника епрувете: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	141
Слика 7.36 Преглед параметара оштећења када се користе средње вредности односа TriaxSR-NUM: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	142
Слика 7.37 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата деформације лома за TriaxSR-NUM: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS) .....	143
Слика 7.38 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата стварног напона за TriaxSR-NUM: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS) .....	144
Слика 7.39 Упоредни приказ настанка и прогресије максималне еквивалентне пластичне деформације за различите вредности критичног параметра оштећења код епрувета од основног материјала: а) R12 и б) R1,6.....	145
Слика 7.40 Преглед параметара оштећења када се користе средње вредности односа TriaxMAX: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	146
Слика 7.41 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата деформације лома за TriaxMAX: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	148
Слика 7.42 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата стварног напона за TriaxMAX: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS).....	148
Слика 7.43 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата верификације за усвојене параметре ојачања и оштећења: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)	149
Слика 7.44 Додатна опрема за испитивање на повишеним температурама: а) Комора за загревање узорака и б) контролер коморе.....	150
Слика 7.45 Екстензиометар EPSILON 3548-025M-050-ST.....	151
Слика 7.46 Димензије и облик епрувете .....	151
Слика 7.47 Управљање грејачима у комори: а) PID регулатор EURO THERM 2408 и б) софтверски пакет iTOOLS.....	152
Слика 7.48 Уграђен екстензиометар на комори: а) пре загревање и б) за време загревања са укљученим системом воденог хлађења.....	153
Слика 7.49 Промене температуре у зонама коморе за две различите епрувете .....	154



Слика 7.50 Настанак и развој некинга унутар мерног опсега екстензиометра.....	155
Слика 7.51 Преглед епрувета након испитивања: а) Епрувете од основног материјала и б) епрувете са завареним спојем .....	155
Слика 7.52 Осредњени резултати испитивања за сваку појединачну температуру за епрувете од основног материјала (ОМ).....	156
Слика 7.53 Осредњени резултати испитивања за сваку појединачну температуру за епрувете за завареним спојем (MS).....	157
Слика 7.54 Упоредни приказ резултата испитивања епрувета од основног материјала (ОМ) и епрувета за завареним спојем (MS) за сваку појединачну температуру .....	158
Слика 7.55 Упоредни приказ резултата испитивања за сваку појединачну температуру епрувета: а) од основног материјала (ОМ) и б) епрувета са завареним спојем (MS).....	159
Слика 7.56. Промена модула еластичности услед утицаја повишених температура за епрувете од основног материјала (ОМ) и епрувете са завареним спојем (MS).....	160
Слика 7.57 Промена границе течења, а), и затезне чврстоће, б), услед утицаја повишених температура за епрувете од основног материјала (ОМ) и епрувете са завареним спојем (MS) .....	160
Слика 7.58. Микроскоп за скенирање узорака – Leica 205A.....	163
Слика 7.59 Макрофрактографски снимци епрувета од основног материјала: .....	163
а) T=22 °C и б) T=100 °C .....	163
Слика 7.60 Макрофрактографски снимци епрувета од основног материјала: .....	164
а) T=200 °C и б) T=300 °C .....	164
Слика 7.61 Макрофрактографски снимци епрувета од основног материјала: .....	164
Слика 7.62 Макрофрактографски снимци епрувета са завареним спојем: .....	165
Слика 7.63 Макрофрактографски снимци епрувета са завареним спојем: .....	165
а) T=200 °C и б) T=300 °C .....	165
Слика 7.64 Макрофрактографски снимци епрувета са завареним спојем: .....	166
а) T=400 °C и б) T=500 °C .....	166
Слика 7.65 Стезни алат за довођење у контакт раздвојених делова епрувете преко преломних површина.....	166
Слика 7.66 Подеоне равни и резултати скенирања испитане епрувете N° 14 од основног материјала на температури од 400 °C.....	167
Слика 7.67 Подеоне равни и резултати скенирања испитане епрувете N° 27 са завареним спојем на температури од 400 °C.....	168
Слика 7.68 Стварна деформација лома при различитим температурама за епрувете од основног материјала (ОМ) и епрувете са завареним спојем (MS) .....	170
Слика 7.69 Различите димензије минималног елемента.....	171
Слика 7.70 Упоредни преглед резултата за различите димензије минималног елемента.....	172
Слика 7.71 Упоредни приказ резултата експеримента и нумеричких симулација за епрувете од основног материјала (ОМ).....	173

Слика 7.72 Упоредни приказ резултата експеримента и нумеричких симулација за епрувете са завареним спојем (MS).....	174
Слика 7.73 Апроксимација: а) границе течења и б) затезне чврстоће.....	176
Слика 7.74 Температурни параметар оштећења.....	177
Слика 7.75 Хопкинсонов штап.....	178
Слика 7.76 Мерење пречника епрувете.....	179
Слика 7.77 Уграђена епрувета.....	179
Слика 7.78 Укљештење штапа.....	180
Слика 7.79 Подсклоп укљештења и окидања и затезни подсклоп.....	180
Слика 7.80 Аквизициони систем.....	181
Слика 7.81 Епрувета за затезни Хопкинсонов штап.....	181
Слика 7.82 Дискретизована област некинга са површином најмањег попречног пресека.....	182
Слика 7.83 Упоредни приказ измерених таласа: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	183
Слика 7.84 Упоредни приказ брзина деформације: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	184
Слика 7.85 Упоредни приказ криве течења: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS) 184	184
Слика 7.86 Упоредни приказ кривих течења за различите брзине деформација: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	185
Слика 7.87 Параметри ојачања: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	186
Слика 7.88 Параметри оштећења: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	186
Слика 7.89 Параметри ојачања модификованог облика : а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	187
Слика 7.90 Параметри ојачања модификованог облика: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	188
Слика 7.91 Поље ефективне пластичне деформације: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS).....	189
Слика 7.92 Упоредни приказ измерених и нумерички одређених таласа код епрувете од основног материјала (ОМ).....	190
Слика 7.93 Упоредни приказ измерених и нумерички одређених таласа код епрувете са завареним спојем (MS).....	190
Слика 8.1 Вишеструко деловање таласа експлозије на возило [159].....	193
Слика 8.2 Утицај експлозије на члана посаде возила [160].....	194
Слика 8.3 Понашање људског тела након експлозије у непосредној близини као резултат експеримента и нумеричког прорачуна [158].....	195
Слика 8.3 Упоредни приказ припремљеног дела возила за испитивање и МКЕ модела.....	196
Слика 8.4 Упоредни приказ полигонског испитивања и резултата МКЕ анализе.....	197

Слика 8.5 Изометријски и чеони приказ ФЕМ модела сурогата возила и додатне заштите.....	198
Слика 8.6 Димензије основне (RP) и модификоване плоче (V1) .....	198
Слика 8.7 Основна плоча и модификовани облици .....	199
Слика 8.8 Померање централног чвора на подужној равни симетрије код основне плоче: а) клиренс 450 mm и б) клиренс 375 mm .....	199
Слика 8.9 Померање централног чвора на подужној равни симетрије код модификованих плоча ....	200
Слика 8.10 Оштећења и одвајање плоча на месту завареног споја модификованог облика V3-0.....	201
Слика А1 Поље напона за основну равну плочу RP450-0 – клиренс 450 mm .....	216
Слика А2 Поље напона за основну равну плочу RP375-0 – клиренс 375 mm .....	217
Слика А3 Поље напона за модификовану плочу V1-0 – клиренс 375 mm.....	218
Слика А4 Поље напона за модификовану плочу V2-0 – клиренс 375 mm.....	219
Слика А5 Поље напона за модификовану плочу V3-0 – клиренс 375 mm.....	220
Слика А6 Поље напона за модификовану плочу V4-0 – клиренс 375 mm.....	221
Слика А7 Поље напона за модификовану плочу U1-0 – клиренс 375 mm.....	222
Слика А8 Поље напона за модификовану плочу U2-0 – клиренс 375 mm.....	223
Слика А9 Поље напона за модификовану плочу U3-0 – клиренс 375 mm.....	224
Слика А10 Поље напона за модификовану плочу U4-0 – клиренс 375 mm.....	225

## ЛИСТА ТАБЕЛА

Табела 1.1 Преглед метода према брзини деформације .....	6
Табела 2.1 Брзине еластичних таласа .....	26
Табела 2.2 Материјалне карактеристике епрувете и штапова.....	42
Табела 3.1 TNT еквивалент.....	60
Табела 3.2 Коефицијент скалирања масе код полусферног простирања таласа .....	62
Табела 4.1 Хемијски састав STRENX700.....	64
Табела 4.2 Ударне карактеристике STRENX700.....	65
Табела 4.3 Механичке карактеристике STRENX700 .....	65
Табела 4.4 Препоручени параметри накнадне термичке обраде.....	70
Табела 7.1 Програм наменских испитивања.....	113
Табела 7.2 Табеларни приказ резултата испитивања ударне жилавости за STRENX700 .....	118
Табела 7.3 Основне карактеристике 3D оптичких система и екстензиометра .....	127
Табела 7.4 Преглед вредности стварног напона и деформације лома.....	132
Табела 7.5 Одређени параметри ојачања за епрувету од основног материјала и епрувету са завареним спојем.....	135
Табела 7.6 Преглед вредности stress triaxiality ratio .....	141
Табела 7.7 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата TriaxSR-NUM.....	142
Табела 7.8 Преглед одређених параметара оштећења за обе групе улазних вредности односа.....	147
Табела 7.9 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата TriaxMAX .....	147
Табела 7.10 Параметри ојачања и оштећења .....	149
Табела 7.11 Основне карактеристике коморе, PID регулатора и екстензиометра .....	153
Табела 7.12 Механичке карактеристике материјала узорака на повишеним температурама .....	161
Табела 7.13 Параметри ојачања за оба типа епрувете испитиваним на различитим температурама. 161	
Табела 7.14 Преглед резултата стварне пластичне деформације лома епрувете добијеним оптичким скенирањем .....	169
Табела 7.15 Материјалне карактеристике за епрувету од основног материјала – MAT_018.....	172
Табела 7.16 Упоредни приказ одступања нумеричких резултата од експерименталних .....	175
Табела 7.17 Стварне деформације лома при различитим брзинама деформације .....	182
Табела 7.18 Процењена брзина деформације.....	183
Табела 7.19 Параметри Johnson-Cook-овог материјалног модела .....	188
Табела 7.20 Параметри Johnson-Cook-овог материјалног модела за STRENX700 .....	191

## ЛИСТА ОЗНАКА

Ознака	Назив
$A_0$	Површина попречног пресека инцидентног/предајног штапа
$A_s$	Површина попречног епрувете Хопкинсоновог штапа
$A_f$	Површина попречног пресека епрувете након лома
$A_5, A_{10}$	Издужење метеријала
$A\rho c$	Механичка импеданса
$A, B, C, n, m$	Материјалне константе ојачања
$a$	Мимимални радијус попречног пресека у некингу
$C_p$	Специфична топлота
$C_{Ra}$	Коефицијент рефлесије
$C^E$	Еластична конститутивна матрица
$c$	Брзина простирања таласа
$c_L$	Лонгитудинална брзина простирања таласа
$c_T$	Трансверзална брзина простирања таласа
$c_0$	Брзина простирања таласа у инцидентног/предајног штапа
$D$	Оштећење
$D_C$	Критични параметар оштећења
$D_f$	Пречник попречног пресека након лома
$D_o$	Пречник штапова
$D_s$	Пречник епрувете Хопкинсоновог штапа
$D_1, D_2, D_3, D_4, D_5$	Материјалне константе оштећења
$E$	Young-ов модул еластичности
$E_p$	Модул пластичности
$E_t$	Тангентни модул
$F_0$	Сила затезања у инцидентном штапу
$F_s$	Сила затезања епрувете
$f$	Произвольна функција простирања таласа у позитивном смеру
$G$	Модул смицања
$g$	Произвольна функција простирања таласа у негативном смеру
<b>H</b>	Генерализовани модул ојачања
HV	Тврдоћа по Викерсу

$I$	Јачина струје
$\mathbf{I}$	Јединични тензор другог реда
$I_{eff}$	Ефективни импулс ударног таласа експлозије
$I_{max}$	Ударни импулс
$I_1, I_2, I_3$	Напонске инваријанте
$J_2$	Друга инваријанта девијатора напона
$K$	Запремински (Bulk) модул
$K$	Коефицијент пропорционалности
$KV(KU)$	Ударна жилавост
$L_s$	Мерна дужина епрувете Хопкинсоновог штапа
$M$	Маса TNT еквивалентног експлозива
$\mathbf{N}$	Вектор течења
$n$	Коефицијент деформационог ојачања
$P$	Детонациони притисак
$P_{eff}$	Ефективни притисак
$P_{inc}$	Емпиријски инцидентни притисак
$P_o$	Притисак ослобођен експлозијом
$P_{ref}$	Емпиријски рефлектовани притисак
$P_r$	Рефлектовани притисак
$P_s$	Инцидентни притисак
$P_{so}$	Атмосферски притисак
$q_l$	Унета топлота
$R$	Растојање од центра експлозије
$\mathbf{R}$	Тензор ротације
$R$	Полупречник изводнице некинга
$R_m$	Затезна чврстоћа
$R_{0,2}$	Граница течења
$r$	Акумулирана пластична деформација оштећења
$T$	Температура
$\dot{T}$	Брзина пораста температуре
$T_r$	Референтна температура
$T_m$	Температура топљења

TNT	Тринитротолуен
$t$	Време
$t_A$	Време доласка инцидентног таласа експлозије
$t_o$	Време престанка позитивне фазе таласа експлозије
$U$	Електрични напон
$u$	Померање
$u_C$	Померање тачке C
$u_D$	Померање тачке D
$v$	Брзина
$v_z$	Брзина заваривања
W	Тежина експлозивног пуњења
$W_0$	Извршен рад
Z	Скалирано растојање
$\alpha$	Коефицијент кашњења инцидентног таласа експлозије
$\alpha$	Коефицијент линеарног ширења
$\beta$	Коефицијент кашњења рефлектованог таласа експлозије
$\Delta\bar{\epsilon}_p$	Прираштај еквивалентне пластичне деформације
$\Delta L$	Промена дужине (епрувете Хопкинсоновог штапа)
$\delta S_D$	Површину микро-отвора и микро-прслина
$\epsilon$	Деформација
$\epsilon_e$	Еластична деформација
$\epsilon_f$	Деформација лома
$\epsilon_p$	Пластична деформација
$\epsilon_s$	Деформација епрувете
$\epsilon_{st}$	Стварна деформација
$\epsilon_I$	Инцидентни талас деформације
$\epsilon_R$	Рефлектовани талас деформације
$\epsilon_T$	Предати талас деформације
$\bar{\epsilon}_p$	Еквивалентна пластична деформација
$\bar{\epsilon}_p^f$	Еквивалентна пластична деформација лома
$\bar{\epsilon}_p^d$	Граница акумулиране пластичне деформације
$\dot{\epsilon}_0$	Референтна брзина деформације

$\dot{\epsilon}_s$	Брзина деформације у епрувети
$\dot{\epsilon}^T$	Тензор термичког дела брзине деформације
$\dot{\epsilon}^P$	Тензор пластичног дела брзине деформације
$\dot{\epsilon}^E$	Тензор еластичног дела брзине деформације
$\eta$	Коефицијент скалирања масе
$\eta'$	Степен искоришћења топлоте
$\theta$	Lode-ов угао
$\Theta$	Нападни угао
$\Theta$	Коефицијент TNT еквивалента
$\lambda$	Мултипликатор пластичности
$\nu$	Poisson-ов коефицијент
$\rho$	Густина
$\rho c$	Карактеристична импеданса
$\sigma$	Локални или стварни напон
$\sigma_I$	Инцидентни талас напона
$\sigma_R$	Рефлектовани талас напона
$\sigma_T$	Предати талас напона
$\sigma_H$	Хидростатички напон/притисак
$\sigma_s$	Напон епрувете
$\sigma_0$	Напон затезања у инцидентном штапу
$\tilde{\sigma}_{eq}$	Еквивалентни напон оштећења
$\sigma^*$	Stress triaxiality ratio
$\bar{\sigma}$	Еквивалентни (von Mises) напон
$\tilde{\sigma}$	Еквивалентни напон оштећења
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Главни напони
$\tilde{\sigma}^{\nabla J}$	Jaumann-ов тензор ефективног напона
$\tau$	Бездимензионо време у Friedlander-овој једначини
$\tau_{max}$	Максимални смичући напон
$\chi$	Taylor-Quinney параметар
$\Psi$	Пластични потенцијал



# 1 Увод

## 1.1 Мотивација

Већина материјала се при различитим брзинама деформације различито понаша, указујући на различите динамичке карактеристике у односу на статичке. Када су у питању челични материјали ова разлика је нарочито изражена у области течења материјала. У анализама конструкција, које су изложене динамичким оптерећењима, познавање и разумевање утицаја динамичких карактеристика материјала при различитим брзинама деформације, као и механизма деформисања комплетне конструкције, представља интерес сваког пројектанта. Последњих година је дошло до значајног повећања истраживања у области динамике која се односи на ударна оптерећења која даље изазивају велике брзине деформација у материјалу и конструкцији. Судар аутомобила, удар птице у моторску турбину или труп авиона, обрада метала резањем и обрада метала деформисањем су само неки од примера у којима се јавља импулсно оптерећење.

Две најдоминантније области у којима се јавља ударно оптерећење јесу војна и аутоиндустрија. Ове индустрије се у својим гранама као што су балистика, наоружање, противминска заштита, ваздухопловство, односно, безбедност возила при судару са другим возилом и удари у непокретну баријеру или у друге учеснике у саобраћају сусрећу са оваквим оптерећењем. Судар два возила се сматра изразито динамичким процесом у коме долази до великих деформација при различитим брзинама при чему ударни талас не утиче само на деформацију носеће конструкције, већ и на безбедност путника.

Пројектовање противминске заштите борбених војних возила, представља веома компликован процес, с обзиром на природу проблема заштите на ратиштима. Деловањем минско-експлозивног средства долази до знатног оштећења возила и повређивања или смрти чланова посаде. Основни захтев који се поставља, односи се на способност преживљавања чланова посаде, са минималним оштећењем возила. Постизање комплетног решења подразумева кораке који почињу са остваривањем способности очувања интегритета конструкције на локалном нивоу усред деловања ударног таласа експлозије. Даљим простирањем таласа, на глобалном нивоу, долази до њиховог рефлектовања и суперпонирања, додатно утичући на понашање конструкције, али и на понашање посаде возила. Очување интегритета конструкције подразумева примену савремених материјала, али и познавање карактеристика које адекватно представљају њихово понашање при великим брзинама деформације. Од геометријских фактора конструкције који утичу на њен интегритет, на првом месту се налази клиренс возила, а затим облик и димензије плоча доњег дела возила.

Челик, као најдоминантнији материјал данашњице, представља основу у решавању проблема противминске заштите. Развојем челика повишене јачине, уз употребу савремених материјала на бази полимера или керамике, повећане су и могућности заштите. Комплексност носеће конструкције борбених возила је додатно повећана на основу начина њене израде, када су у питању челичне плоче. Пројектовање и израда борбеног војног возила укључује процес заваривања као начин спајања челичних плоча. То наводи на закључак да је поред основног материјала, потребно познавати и понашање завареног споја. Поуздане карактеристике основног материјала и завареног споја, су неопходне за успешно пројектовање противминске заштите.

Пројектовање противминске заштите, подразумева употребу сложених производних процеса на изради оптимизоване конструкције уз истовремену примену савремених материјала. Искуство пројектанта, такође, представља један од битних фактора успешности противминске заштите. Ипак,

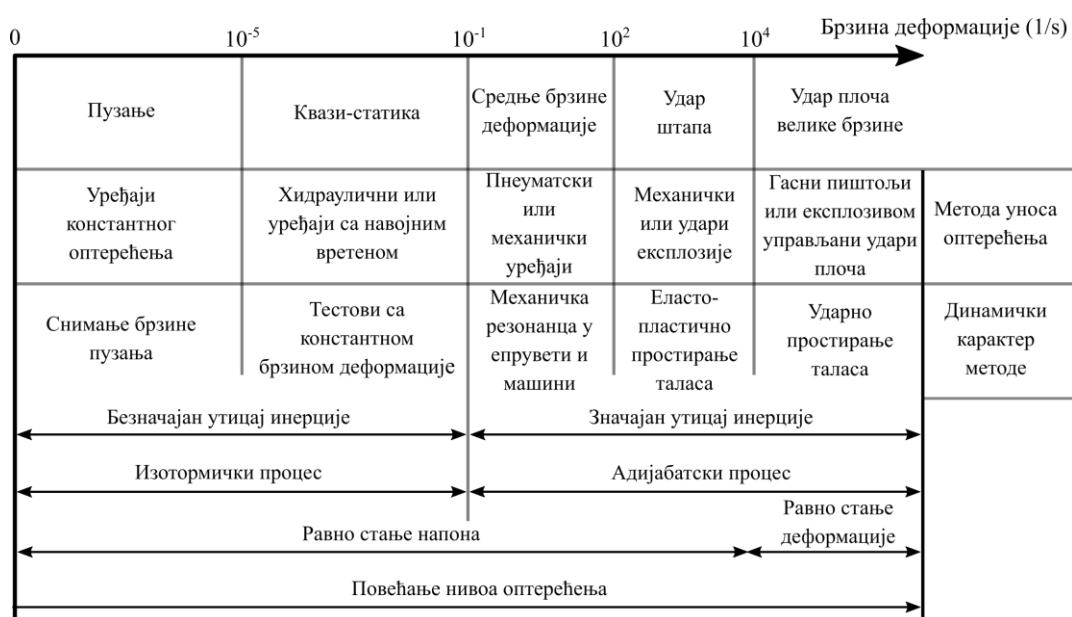
последњи корак у решавању противминске заштите, представља извођење економски скувих процеса тестирања и верификације решења. Да би се смањили трошкови, али и потребно време пројектовања до коначног решења, нумерички прорачуни представљају оправдан поступак у анализама динамичког понашања конструкција при великим брзинама деформације, коа што је случај утицаја минско-експлозивног средства на борбено војно возило.

Нумеричким прорачунима, употребом методе коначних елемената (МКЕ) или разлика, пројектантима се омогућава увид у понашање структуре концепције решења према задатим оптерећењима. Испуњавањем дефинисаних захтева, омогућена је израда прототипског решења.

Правилно дефинисање конститутивних модела који на најбољи начин описују поједини материјал или групу материјала, представља један од основних проблема у нумеричким прорачунима. Сложеност модела зависи од његове примене, тако да је за неке моделе као улазан параметар довољан само напон на граници течења, док је за неке сложеније потребно навести карактеристике које скоро у потпуности описују криву течења неког материјала. Употреба одговарајућег материјалног модела, зависи првенствено од саме примене, зато што се једним моделом не може приказати понашање материјала у свим условима оптерећења. Основне карактеристике сваком моделу се односе на могућност да што тачније опишу понашања материјала при одређеним условима оптерећења, да су што једноставнији у математичком и примењеном смислу, као и да је за одређивање материјалних карактеристика (параметара) модела потребно спровести минималан број једноставних тестова испитивања. Управо последња карактеристика, минималан број експеримената, са једноставним одређивањем параметара модела, представља фактор којим се одређује употребна вредност самог модела.

Одређивање параметара изабраног материјалног модела, који узима у обзир променљиве брзине деформације, могуће је једино експерименталним путем комбиновањем сервохидрауличних уређаја за квазистатичка испитивања и специјалних уређаја за динамичка испитивања материјала. Један од уређаја за динамичко испитивање је Хопкинсонов штап помоћу кога је, на основу простирања таласа унутар материјала, могуће одредити карактеристике материјала у опсегу брзине деформације од  $10^2$  до  $10^3 \text{ s}^{-1}$ .

За различите брзине деформације, развијене су различите методе. На слици 1.1 је приказана генерална подела експерименталних метода према брзина деформације.



Слика 1.1 Опште експерименталне технике и услови за различите брзине деформације [1]

Опсег брзине деформације од  $10^{-6}$  до  $10^{-5} s^{-1}$  одговара пузању материјала, обично при повишеним температурама за метале, тако да се за описивање материјала у овом опсегу користе закони који важе у области пузања материјала.

За брзине деформације од  $10^{-4}$  до  $10^{-3} s^{-1}$ , квазистатичко одређивање криве течења материјала остварује се стандардним тестовима затезања и притиска и оне представљају основу за описивање материјала. Овде треба напоменути да се експериментално одређене карактеристике материјала односе на одговарајућу брзину деформација током експеримента.

При вишим брзинама деформације долази до промене облика криве течења материјала, тако да су неопходне специјализоване методе тестирања. Опсег брзине деформације од  $10^{-1}$  до  $10^2 s^{-1}$  је познат као средњи опсег брзине и за овај опсег се одређују карактеристике већине материјала, иако се у појединим случајевима не уочава јасна разлика у резултатима као последица веће брзине деформације.

Брзине деформације од  $10^3 s^{-1}$  и веће, одговарају такозваним "великим" брзинама деформације иако није јасно дефинисан овај опсег. Препорука је да се знатно већа пажња посвети одређивању стварне брзине деформације, у односу на термилошку одредницу припадности опсега, јер је ова подела ипак само описне природе. При овим брзинама, утицаји инерције, температуре и таласног простирања постају доминантни у понашању материјала. За брзине веће од  $10^5 s^{-1}$  и веће, ударно простирање таласа је основа за дефинисање материјала. При овим брзинама деформације, доминантна је појава термодинамичких ефеката, јер се изотермичка промена мења адијабатском.

## 1.2 Циљ рада

Циљ ове докторске дисертације је развој методологије за динамичко испитивање материјала и заварених спојева са применом у нумеричким прорачунима конструкцијама при великим брзинама деформације. За потребе рада, развијен је уређај за динамичко испитивање материјала, ткз. Хопкинсонов штап. Развојем ове методологије, дефинисана је процедура одређивање параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела за челичне материјале повишене јачине од основног материјала и са завареним спојем.

Дисертацијом је обухваћена анализа савременог челика повишене јачине који се користе у војној и ауто индустрији, комерцијалног назива STRENX700. Због комплексности проблема који су присутни у противминској заштити, а односе се на технологију израде, овом дисертацијом су обухваћени и параметри којима се описује понашање завареног споја. Досадашња искуства у области пројектовања и испитивања противминске заштите, указала су на постојање проблема локализованог оштећења на месту завареног споја.

Применом развијеног уређаја могуће је одредити карактеристике материјала при великим брзинама деформације, чиме се обезбеђују неопходни параметри за материјалне моделе који се користе у нумеричким прорачунима, а који узимају у обзир велику и променљиву брзину деформације. Нумерички прорачуни на тај начин постају ефикасан алат за прорачун заварених конструкција које су изложене великим ударним оптерећењима. Посматрано из угла пројектовања, обезбеђује се поуздано и брзо дизајнирање противминске заштите, као и осталих конструкција које су изложене истом или сличном оптерећењу.

Примена развијене методологије обезбеђује знатне уштеде у трошковима пројектовања, производње и испитивања конструкција борбених војних возила, као и осталих заварених конструкција.

Развијена методологија представља важан корак ка системском приступу пројектовању и оптимизовању заварених челичних конструкција које су изложене ударним оптерећењима. Употреба развијене методологије може остварити позитиван утицај на развој наменске и ауто индустрије у Републици Србији.

## 1.3 Садржај рада

Ова докторска дисертација садржи укупно једанаест поглавља. Поред уводног разматрања, овај рад је следећег садржаја:

### **Поглавље 2 – Уређај за динамичко испитивање при великим брзинама деформације**

Развој уређаја за одређивање динамичких карактеристика материјала при великим брзинама деформације је представљен у оквиру овог поглавља. Приказан је историјски преглед настанка и развоја уређаја на коме се заснивају данашња решења Хопкинсоновог штапа, било да су у питању притисне или затезне варијанте, као и основе на којима се базира функционисање уређаја. Теоретске основе простирања таласа, са извођењем једначине простирања и освртом на затезни Хопкинсонов штап, а представљају фундамент у решењу уређаја, такође је део овог поглавља.

### **Поглавље 3 – Основе простирања таласа експлозије**

Основни параметри простирања таласа експлозије су представљени у оквиру овог поглавља. Појмови инцидентног и рефлектованог таласа су у овом делу објашњени гледано из угла експлозије. Такође, приказани су и закон расподеле максималног притиска експлозије, закон скалирања и одређивање масе TNT еквивалента, а односе се на поступак примене експериментално одређених материјалних карактеристика челика STRENX700 за потребе пројектовања противминске заштите.

### **Поглавље 4 – Челик повишене јачине**

У оквиру овог поглавља дате су основне механичке карактеристике материјала, као и хемијски састав анализираниог челика повишене јачине, а које су прописане од стране произвођача. Садржајем су обједињене и основне препоруке о избору технологије и параметара заваривања челика повишене јачине STRENX700.

### **Поглавље 5 – Стандардне експерименталне методе испитивања**

У овом поглављу су представљене стандардне експерименталне методе за одређивање механичких карактеристика металних материјала. Представљене су основе методологија за испитивање на затезање на собним и повишеним температурама.

### **Поглавље 6 – Пластичност растељивих материјала**

Основе теорије пластичности, течења материјала, су изнете у оквиру овог поглавља, као и основе теорије оштећења материјала. На основу овога, представљене су једначине Johnson-Cook-овог конститутивног модела, односно, једначине ојачања и оштећења.

### **Поглавље 7 – Експериментална испитивања**

Експериментална испитивања представљена у овом поглављу представљају централни део ове докторске дисертације. Садржајем је дефинисан план и програм испитивања, према коме је оно реализовано. Приказани су резултати квазистатичког испитивања на собној температури, затим, резултати квазистатичког испитивања на повишеним температурама и динамичка испитивања на Хопкинсоновом штапу. Верификација резултата испитивања и одређених параметара материјалног модела је приказана за сваку горе наведену експерименталну методу. Упоредо су испитиване епрувете од основног материјала и епрувете за завареним спојем, и одређивани параметри Johnson-Cook-овог материјалног модела за оба случаја.

### **Поглавље 8 – Примена у МКЕ анализама – противминска заштита**

Приказана примена МКЕ у овом поглављу се односи на противминску заштиту војних борбених возила. Коришћен је комерцијални програмски пакет LS-DYNA и његов подпрограма CONWEP, који

је настао као резултат дугогодишњих истраживања у области простирања таласа експлозије. Примену експериментално одређених материјалних параметара је приказана на примеру МКЕ модела дела возила. Разматрани су различити облици конфигурација додатне заштите, као и њихов утицај на понашање комплетне конструкције, када је заштита само од основног материјала и када је добијена спајањем поступком заваривања.

#### Поглавље 9 – Закључак

У овом поглављу су изнети закључци и запажања до којих се дошло током спровођења експеримената и одређивања материјалних карактеристика. Укратко су дати и могући правци даљих истраживања у погледу експерименталних метода и одређивања параметара модела.

#### Поглавље 10 – Литература

#### Поглавље 11 – Прилог А

## 1.4 Преглед литературе

Развој рачунарске технике је свој допринос дао и у области истраживања динамичком понашања материјала при променљивим брзинама деформације, директним и индиректним утицајем. Директан утицај се огледа у примени резултата испитивања за одређивање параметара материјалних модела за потребе нумеричких прорачуна. Индиректан утицај је извршен на пројектовање и израду уређаја који се користе за компликована испитивања каква су динамичка испитивања при променљивим брзинама деформације. Оваквим утицајем, пројектантима је додатно пружена могућност да са великом поузданошћу користе резултате испитивања и нумеричке прорачуне код процене интегритета заварених конструкција које су изложене динамичком оптерећењу.

Ограничавајући фактори за конкретну примену података из доступне литературе, се односе на релативно ограничен избор материјала и поузданост у тачност приказаних параметара одговарајућег материјалног модела. Примена параметара материјалних модела у захтевним и одговорним конструкцијама, захтева њихово одређивање на основу испитивања стварних узорака материјала, чиме се отклања сумња у њихову тачност. С друге стране, њихово одређивање је ограничено због тешко доступних специјализованих уређаја за испитивање, а самим тим и укупне цене испитивања.

Опште експерименталне методе за различите брзине деформација, на основу доступних података из литературе [2], [3], су приказани у оквиру табеле 1.1.

Када је у питању Хопкинсонов штап, већина објављених радова у научној литератури се бави одређивањем карактеристика материјала при великим брзинама деформације на притисним варијантама штапа. Наравно, главни разлог се односи на доступност ове варијанте у лабораторијама, што се објашњава чињеницом да су први уређаји и њихове модификације за основу имале оригинални Хопкинсонов штап. Експерименте које је Bertram Hopkinson спровео 1914. године на динамичким испитивањима употребом експлозива или ударног пројектила представљају прве експерименте са простирањем таласа и њиховим снимањем [4]. Главни мотив развоја уређаја се базирао на потребама војне индустрије, односно, ратних дешавања уочи и током Првог светског рата. Следећи значајан корак, односи се на конкретно снимање зависности напона од деформације, на уређају који развијен 1949. године од стране Kolsky-ог [5]. Уређај је омогућио мерење динамичких карактеристика материјала узорка који се налазио између два штапа, на чијем се једном грају генерисао ударни талас деловањем експлозива. Снимање таласа деформације употребом мерних трака је први пут пријављено 1954. године од стране Krafft-a [6], да би највећи искорак у модификацији ка решењу које је данас уобичајено код притисних варијанти поставио Lindholm 1964. године [7]. Када је у питању затезна варијанта Хопкинсоновог, прво решење се јавља 1960. године и предложено је од стране Harding-a [8], али са недостацима у погледу брзине остваривања жељеног таласа. Наредни период је обележен са модификацијама притисне варијанте штапа, код који су узорци испитивани на затезање, употребом специјалних облика епрувете или посебних чаура [9], [10]. 1976. године појављује се нови приступ у решењу затезне варијанте штапа, а који је предложен од стране Albertini-a и Montagnani-a [11]. Према њиховом приступу, акумулирање енергије се остварује у једном делу инцидентног штапа коришћењем



завртња на његовом слободном крају, док се други део инцидентног штапа чврсто држи помоћу притиска и трења помоћу блокирајућег механизма. Ослобађањем блокирајућег механизма, генерише се талас и омогућава његово слободно кретање ка епрувети која се испитује. Касније модификације овог решења су се односила на употребу хидрауличног цилиндра уместо завртња. Ово решење затезне варијанте Хопкинсоновог штапа је данас најзаступљеније и представља главни правац даљих модификација и унапређења [12], [13]. У литератури се често савремени уређаји називају по Kolsky-ом, али је опште прихваћено да је Bertram Hopkinson зачетник развоја уређаја, те отуда заједнички назив уређаја - Хопкинсонов штап.

**Табела 1.1** Преглед метода према брзини деформације

1	2	3
Брзина деформације [s <sup>-1</sup> ]	Тест	Метода
< 0,1	Притисак	Стандардни (електромеханички) уређаји
0,1 - 100		Сервохидраулички уређаји
0,1 - 500		„Drop test“ уређаји
200 - 10 <sup>4</sup>		Хопкинсонов штап
10 <sup>3</sup> - 10 <sup>5</sup>		Ударни тест „Taylor“
< 0,1	Затезање	Стандардни (електромеханички) уређаји
0,1 - 100		Сервохидраулички уређаји
100 - 10 <sup>3</sup>		Хопкинсонов штап
10 <sup>4</sup>		„Expanding ring“
>10 <sup>5</sup>		„Flyer plate“
< 0,1	Смицање и вишеосни тестови	Стандардни тестови на смицање
0,1 - 100		Сервохидраулички уређаји
10 - 10 <sup>3</sup>		Торзини удари
100 - 10 <sup>4</sup>		Хопкинсонов торзиони штап
10 <sup>3</sup> - 10 <sup>4</sup>		„Double-notch shear and punch“
10 <sup>4</sup> - 10 <sup>7</sup>		„Pressure-shear plate impact“

Gordon R. Johnson и William H. Cook су осамдесетих година двадесетог века развили и у својим радовима приказали феноменолошки материјални модел који је био намењен за проучавање удара, пенетрацијама пројектила и експлозивним средствима [14], [15]. Модел са показао као доста практичан, тако да је наишао на примену у научним институцијама, војним лабораторијама и осталим субјектима који су се сусретали са великим деформацијама при различитим брзинама деформације. Њихов материјални модел је у литератури познат под називом Johnson-Cook-ов материјални модел. У раду који је објављен 1983. године [14], еластично понашање материјала у Johnson-Cook-овом материјалном моделу засновано је на von Mises-овом услову течења. Конститутивна једначина обухвата три члана, који представљају деформационо ојачање, ојачање при променљивој брзини деформације и термичко омекшање. У раду који је објављен 1985. године [14], аутори су предложили модел којим се оштећење материјала посматра као последица акумулиране пластичне деформације. Идеја стварања овог модела следила је концепцију претходног модела ојачања о релативном утицају одређеног броја различитих параметара са првенственом употребом модела у нумеричким симулацијама методом коначних елемената. Предложеним моделом обухваћена је зависност деформације, брзине деформације, температуре и притиска.

Једноставан приступ одређивања параметара представља један од основних разлога прихватљивости Johnson-Cook-овог материјалног модела у ширим круговима научне и инжењерске заједнице. Основна идеја одређивања параметара [16] јесте у изоловању сваког параметра прикупљањем података под одређеним условима и њиховом одговарајућом обрадом. Проблеми који су присутни при реализацији једноосног затезања, а односе се на директно мерење и читавање одговарајућих параметара, условили су да се уобичајена методологија одређивања параметара базира на комбинацији експерименталних тестова и нумеричких симулација. Ипак, у својим радовима, аутори

Borvik, Langseth и Hopperstad [17], [18] су изнели другачији приступ, тако да су увели процедуру одређивања материјалних параметара без употребе нумеричких симулација.

Посматрајући експериментална истраживања везана за одређивање параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела, досадашња истраживања [15], [19], [20], [21], [22], [23], [24] су доказала да је издужење дуктилних материјала као и дуктилни лом, уско повезан са *stress triaxiality ratio*, за разлику од чврстоће металних материјала која зависи од деформације, брзине деформације и температуре омекшања. Под дуктилним ломом се подразумева способност материјала ка великим пластичним деформацијама без настанка лома. Експериментално је доказано да са порастом *stress triaxiality ratio*, деформација лома се смањује. За различите вредности зареза код осноцилиндричних епрувета са зарезом, различите су и вредности овог параметра, који у зависности од материјалних карактеристика одређених током процеса затезања епрувета са променљивим зарезом, дефинише параметре оштећења. На тај начин се преко параметара оштећења представља утицај *stress triaxiality ratio* на раст прлина како је то представљено према ауторима Rice-Tracey и McClintock [25], [26]. Наведени аутори су своја истраживања спровели на пукотинама сферног и цилиндричног облика, респективно. Експериментална истраживања спроведена од стране аутора Alves и Holland [24], [27], упућују да је иницијализација лома могућа на површини некинга епрувете (формирање врата).

Преглед карактеристика заварених спојева челика повишене јачине при великим брзинама деформације, практично не постоји у литератури, што представља велики проблем у решавању реалних инжењерских проблема. За практичну примену потребно је експериментално одредити карактеристике основног материјала и заварених спојева за изабрани материјални модел.

Експериментално одређени параметри и правилно изабрани материјални модел представљају добру полазну основу за нумеричке прорачуне, где се на основу тумачења резултата прорачуна може са довољном прецизношћу проценити интегритет и понашање конструкције при ударним оптерећењима, као што је примена у противминској заштити. Проблематика решавања противминске заштите подразумева употребу савремених програмских пакета као што су ABAQUS, AUTODYN или LS-DYNA [28]. На основу спроведених експеримената од стране Kingery и Bulmash [29], аутори Randers-Pehrsoncy и Bannister [30] су извршили имплементацију резултата истраживања (CONWEP) у програм LS-DYNA, омогућавајући да се прецизније врши процена утисаја таласа експлозије. Употреба резултата се огледа у дефинисању укупне масе експлозивног пуњења изражене у облику TNT масе, са могућношћу симулирања сферног и полусферног таласа експлозије. Због своје једноставне примене, овај приступ је наишао на широку примену у каснијим истраживањима [31], [32], [33], [34], [35].

## 1.5 Методе истраживања

За одређивање карактеристика материјала и заварених спојева при променљивим брзинама деформације потребно је спровести комбинована експериментална истраживања помоћу сервохидрауличног уређаја и затезног Хопкинсоновог штапа. Добијени резултати спроведених експеримената се користе за одређивање параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела, чиме је нумеричким прорачунима омогућено добијање поузданих и тачних резултата. Имајући ово у виду, докторском дисертацијом су обухваћене две основне методе, а то су: експерименталне и нумеричке методе.

Експерименталне методе представљају комбинацију стандардних метода испитивања на затезање на сервохидрауличком уређају, при собној и повишеним температурама, са испитивањима на развијеном уређају за динамичка испитивања, Хопкинсоновом штапу. Квазистатичким испитивањима на собној температури, уз употребу 3D оптичком мерног система, извршено је мерење стварне криве течења материјала према стандардним процедурама. Стварна деформација лома, за све брзине

деформације, одређивана је накнадном реконструкцијом, спајањем одвојених делова епрувета на месту преломних површина, а затим оптичким скенирањем и обрадом резултата. Испитивања на повишеним температурама су спроведена уз употребу додатне опреме, која укључује комору за загревање и екстензиометра за рад на повишеним температурама. Цео поступак је аутоматизован употребом контролера, а спроведен је према одговарајућим стандардима. Сва испитивања су спроведена на узорцима од челика повишене јачине, STRENGTH700, са и без завареног споја. Обрадом резултата испитивања, а након установљене методологије, одређени су параметри Johnson-Cook-овог материјалног модела.

Метода коначних елемената (МКЕ), као најраспрострањенија нумеричка метода, данас се примењује у готово свим научним дисциплинама, а посебно у инжењерским областима, машинству, грађевини, биомеханици, електротехници итд. У поређењу са другим методама МКЕ је имао највећи утицај на развој техничких дисциплина у крајем деветнаестог и почетком двадесетог века. Индустрија за развој софтвера на основама МКЕ и свакодневна примена комерцијалних МКЕ програмских пакета (LS-DYNA, ANSYS, ABAQUS, NASTRAN и др.) у свим гранама индустрије, као и интензивна научна истраживања у МКЕ, потврђују њену доминантност и широку област примене. Примена МКЕ методе у прорачуну и процени сложених конструкција омогућава проверу сваке компоненте са аспекта потрошеног деформационог рада за различите нивое ударног оптерећења и различите граничне услове. На тај начин је могуће симулирати реалне услове оптерећења конструкција у експлоатацији, а самим тим и убрзати процес пројектовања.

На основу експериментално добијених података о материјалима и завареним спојевима при великим брзинама деформације на Хопкинсоновом штапу и стандардној сервохидрауличној кидалици, уз примену МКЕ, могуће је једноставно и брзо извршити оцену о капацитетима изабраних материјала код конструкција које су изложене ударном оптерећењу уз оптимизацију компоненти за амортизацију удара.

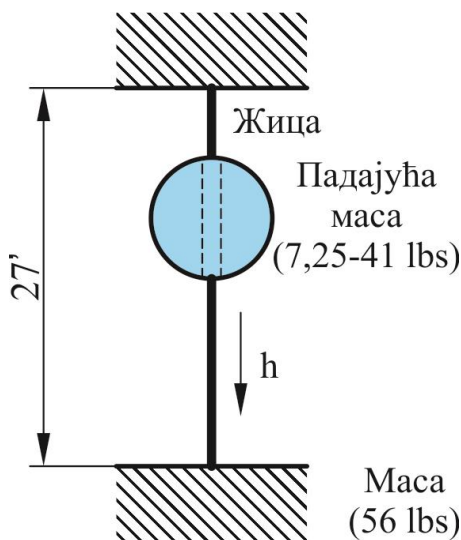


## 2 Уређај за динамичко испитивање при великим брзина деформације

### 2.1 Историјски преглед развоја уређаја

Динамичко испитивање материјала при великим брзинама деформације повезује се са Хопкинсоновим штапом који носи име према својим творцима John-у Hopkinson-у и његовом сину Bertram-у. Почетна истраживања у области динамичког испитивања електро водова, започео је John у 19 веку, по професији електро инжењер, који се уједно сматра пиониром у развоју уређаја. Ипак, главну улогу у развоју уређаја преузео је његов син који је наставио са даљим развојем уређаја проширујући истраживања на удар пројектила у еластичне штапове почетком 20 века. Идеја да се узорак који се испитује постави између два штапа који га притискују, успостављена је од стране Herbert-а Kolsky средином 20 века. Временом, уређај је више пута унапређиван и модификован за остала напонска стања која су резултат затезања, торзије, њихове комбинације или троосног напрезања. Данас је уређај најпознатији под називом Хопкинсонов штап [36].

1872. године John Hopkins је почео са тестовима затезања челичне жице, слика 2.1. Уређај се састојао од челичне жице која је горњим крајем била чврсто везана за непокретну основу, а доњим за тело одређене масе. За стварања импулса, коришћен је тег, кроз чију средину је пролазила жица, а који удара у доње овешано тело. У зависности од брзине којом се тег кретао ка овешаном телу, долазило је до пуцања жице у њеном горњем или доњем делу, без обзира на масу овешаног тела. Овај експеримент се сматра почетком у области испитивања простирања таласа у жици, иако је у то време било немогуће измерити напонски талас [37].



Слика 2.1 Експеримент John Hopkins – а (1872) [37]

1914. године Bertram Hopkinson је изумео уређај за динамичко мерење таласа који настаје ударом пројектила или контролисаним експлозијом, слика 2.2 [4]. Иако је уређај био доста једноставан, са доста непрецизним резултатима, сам Хопкинсон је сматрао да се добијени резултати измереног импулса могу даље користити с обзиром да до тада нису постојала никаква писана сазнања о тој проблематици. Експлозивно пуњење А, које се налази у чаури, је причвршћено за осовину В. Ова осовина се понаша као клатно на чијим крајевима се налазе оловке за снимање њеног померања,

писањем по папиру који је непокретан. На другом крају осовине, налази се штап С, који се магнетним пољем држи за осовину. У линији са осовином се налази кутија D, која се, такође, понаша као клатно, на коме се налази папир за снимање њеног померања. Деловањем експлозива, ствара се импулс који путује дуж осовине и у зависности од величине магнетне силе, долази до истовременог кретања осовине В и штапа С или само кутије D. За различите дужине штапа С, померања се региструју помоћу оловки и папира и онда се процењује притисак који се добија као резултат експлозије, слика 2.3. Као таква, метода је пружила значајне резултате у модификацији детонатора и осигурача минско-експлозивних средстава током Другог светског рата.

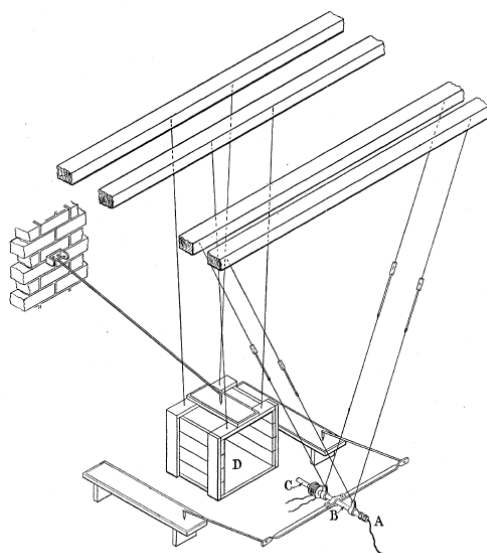
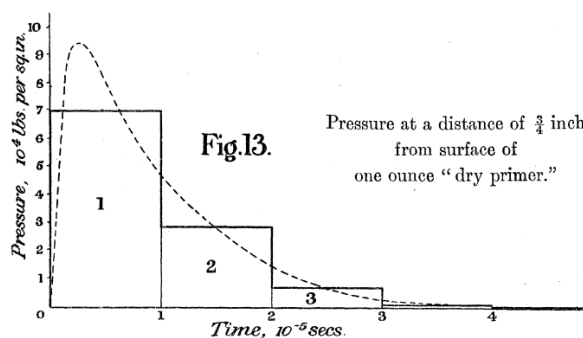


Fig. 12.

Слика 2.2 Уређај за динамичко мерење таласа дизајниран од стране Vertram-a (1914) [4]

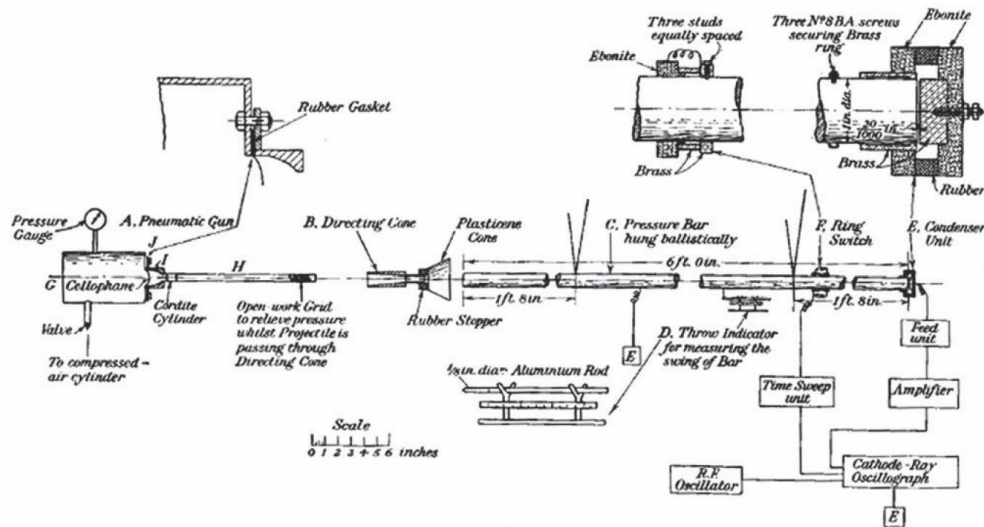


Слика 2.3 Забележена промена притиска [4]

Прво званично појављивање назива уређаја, Хопкинсонов штап, појављује се у раду његових сарадника Landon-a и Quinney-a који је објављен 1923.године [38]. Рад садржи преглед резултата Хопкинсонових необјављених истраживања, допуњен њиховим каснијим резултатима са модификованом методом.

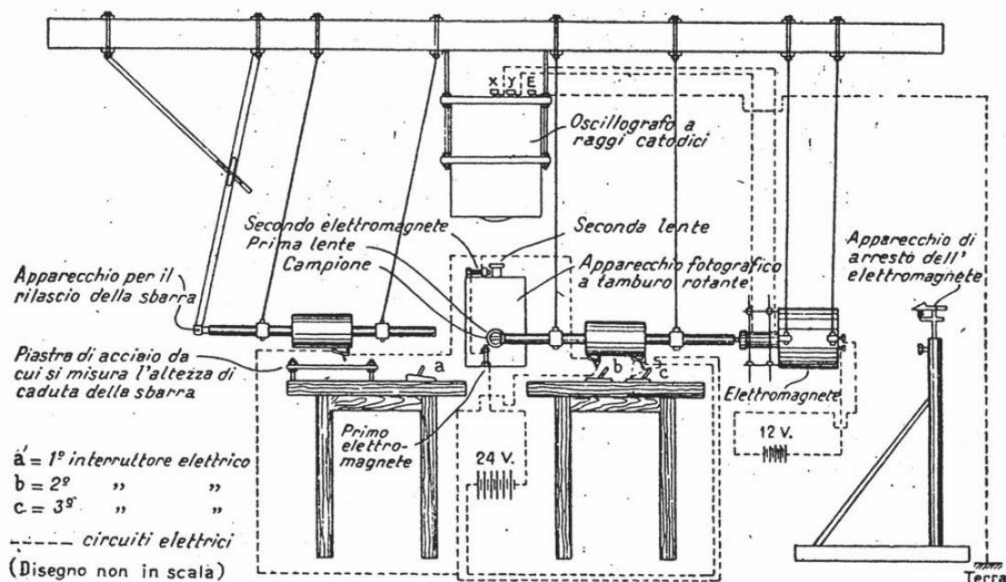
Као уређај за динамичко испитивање материјала, први пут се спомиње у радовима Teylor-a и Davies-a из 1942. и 1948. године [39], [40]. На слици 2.4 схематски је приказана апаратура која се састоји од два штапа за одређивање карактеристика експлозивног материјала кордита. Значајна новина у

коришћеној методи јесте снимање резултата помоћу електро претварача уместо оригиналних оловки и папира.



Слика 2.4 Схематски приказ апаратуре за мерење динамичке јачине кордита дизајниран од стране Teylor-a и Davies-a (1942) [39], [40]

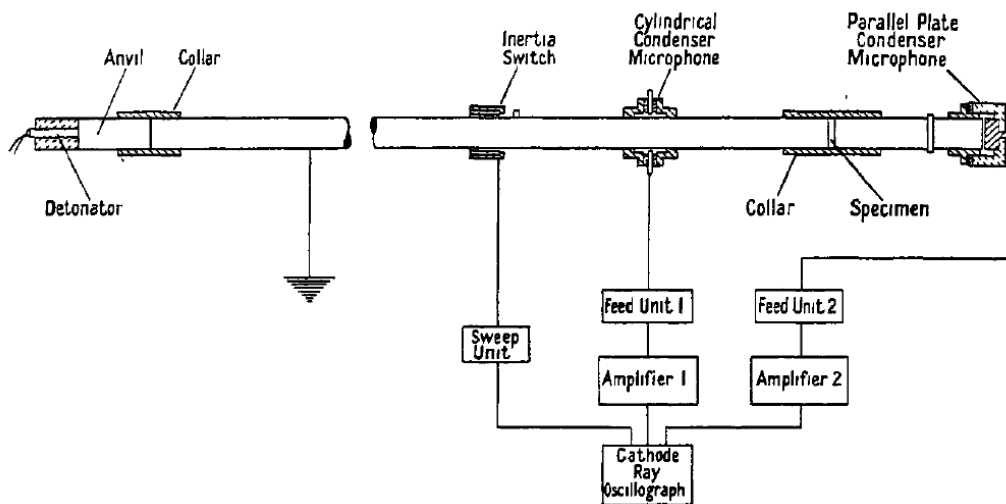
1948. године објављен је рад на италијанском језику од стране Engico-a Volterra [41], у коме је приказана унапређен уређај Хопкинсоновог притисног штапа за одређивање динамичких карактеристика материјала, као што су гума и пластика, при великим брзинама деформације, слика 2.5.



Слика 2.5 Схематски приказ апаратуре за мерење динамичких карактеристика пластике и гуме дизајниран од стране Volterra (1948) [41]

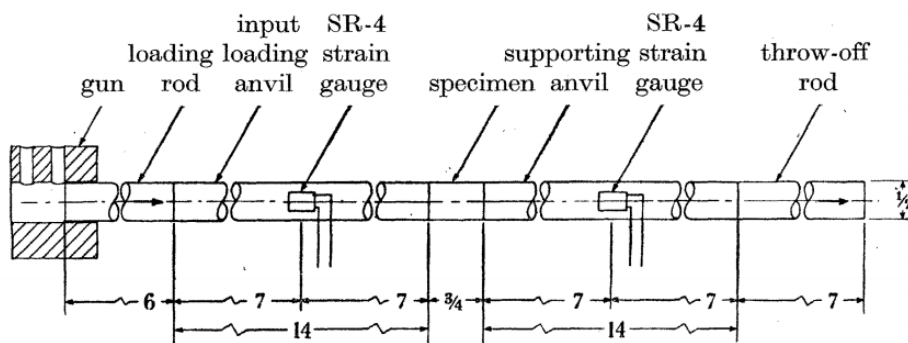
Први уређај на бази Хопкинсоновог штапа који је могао да мери зависност напона од деформације при ударном оптерећењу, дизајниран је 1949. године од стране Kolsky-ог. Уређај су чинила два штапа између којих се налазио узорак који се испитује на притисак проузрокован

деловањем експлозива на крају једног штапа, слика 2.6 [5]. Тај штап је назван улазни или инцидентни штап. Створени импулс путује дуж инцидентног штапа, а затим прелази преко узорка на други штап који је назван излазни или предајни (трансмисиони) штап. Овим уређајем, Kolsky је био у могућности да одређује динамичке карактеристике материјала као што су природна и синтетичка гума, пластика, олово и бакар. Он је у свом раду, детаљно објаснио процедуру за рачунање зависности напона од деформације на основу измерених сигнала. Изнео је и прве захтеве у погледу утицаја димензија епрувете. Изнео је проблеме везане за трења на интерфејсу узорка и штапова. С тим у вези, ради смањења трења на површинама интерфејса, препоручује употребу мазива. Такође, препоручује употребу мањих узорака, ради смањења утицаја инерције у радијалном правцу. Ова препорука је касније замењена другом, која се односила на однос дужине и пречника узорка.

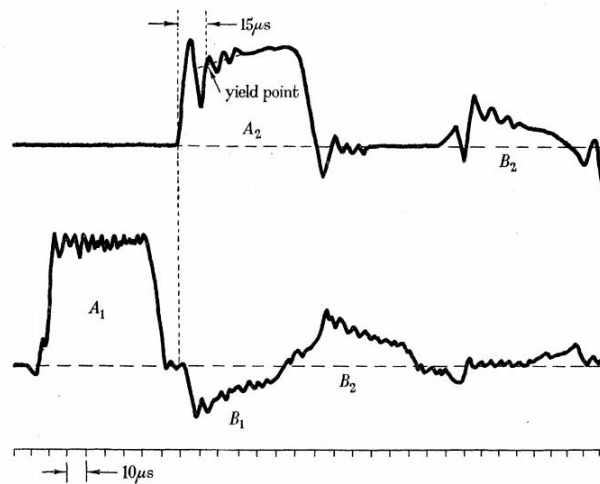


Слика 2.6 Схематски приказ апаратуре дизајниране од стране Kolsky-ог (1949) [5]

1954. године забележена је прва употреба мерних трака на штаповима за мерење напонског таласа од стране Krafft-a, слика 2.7 [6]. Уређај се састојао од четири штапа, односно од пиштоља, пројектила и два штапа који су линијски поравнати. Уместо експлозивног пуњења, уведен је пиштољ за лансирање пројектила који удара инцидентни штап контролисаном брзином у распону од 3 до 30  $m/s$ . Генерисани импулс је био трапезног облика који је до своје максималне вредности долазио за 5  $\mu s$ , затим остајао константан 55  $\mu s$ , да би се на нулту почетну вредност враћао за 5  $\mu s$ . Типичан облик сигнала је приказан на слици 2.8.

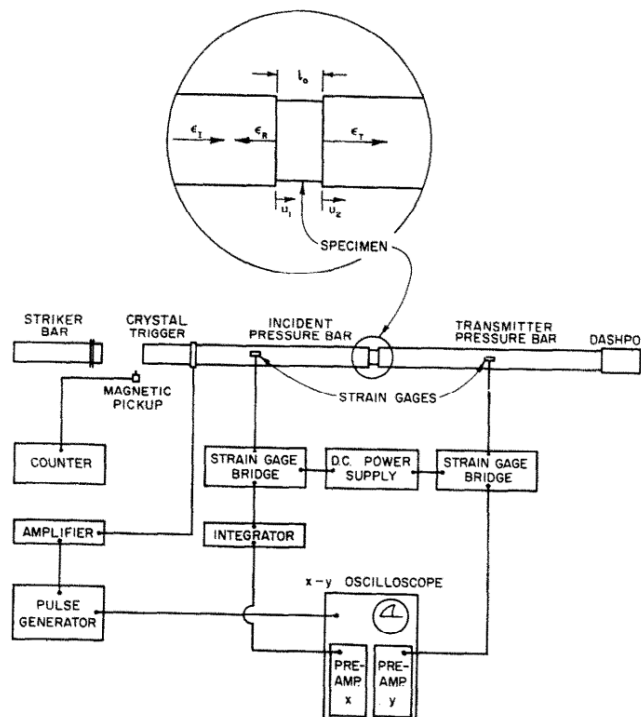


Слика 2.7 Схематски приказ апаратуре са употребом мерних трака дизајниран од стране Krafft-a (1954) [6]



Слика 2.8 Измерени импулс [6]

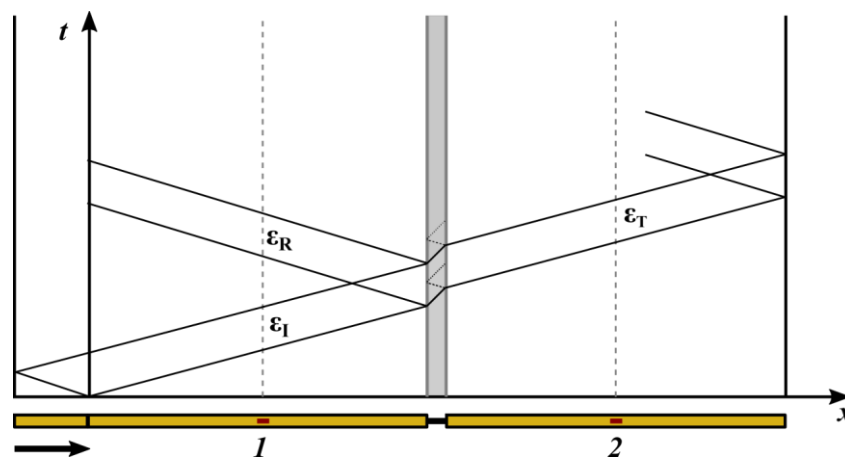
1964. године Lindholm [7] је представља своју верзија уређаја са свим дотадашњим побољшањима и са новим унапређењима за динамичко испитивање материјала на притисак. Овај уређај се данас сматра основом за самостално развијање нових модификованих решења у лабораторијама широм света, слика 2.9.



Слика 2.9 Схематски приказ апаратуре дизајниране од стране Lindholm-a (1964) [7]

Уређај се састоји од два дугачка штапа, од којих се један назива инцидентни, а други предајни штап. Основни услов везан за ова два штапа односи се на њихово еластично напрезање за време простирања таласа. Између ова два штапа, поставља се узорак, који је најчешће цилиндричног облика. С обзиром на његове димензије, током испитивања долази до трајних пластичних деформација и лома

узорка. Материјал који се користи за израду штапова је обично челик повишене јачине, са великом границом течења и великом тврдоћом. Генерисање таласа се остварује ударом пројектила у слободан крај једног штапа, при чему се пројектил израђује од истог материјала од кога су направљени штапови. Тако генерисан импулс, путује дуж штапа до узорка где долази до преламања таласа. Један део таласа се предаје, а други део се одбија и враћа назад ка супротном крају штапа. Предати талас узорку, наилази на други штап, коме се предаје један део тог таласа, а један део се враћа ка споју првог штапа и узорка. Овакво простирање које укључује рефлектовање и предају таласа, графички се може приказати помоћу Langrangian-овог дијаграма простирања таласа, слика 2.10 [42].



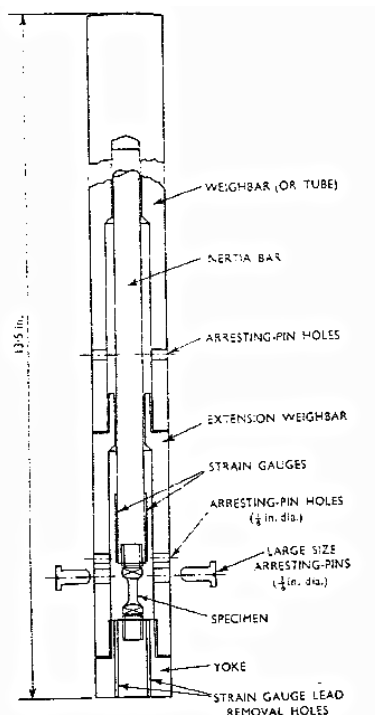
Слика 2.10 Графичка интерпретација простирања и преламања таласа кроз штапове и епрувету [42]

На приказаном дијаграму је са  $t = 0$  означен тренутак настанка таласа, односно удара пројектила о слободан крај инцидентног штапа. Помоћу мерних трака 1 и 2 на штаповима, могуће је извршити мерење инцидентног  $\varepsilon_I$ , рефлектованог  $\varepsilon_R$  и предатог таласа  $\varepsilon_T$ . Положај мерних трака се одређује тако да не дође до преклапања инцидентног и рефлектованог таласа на месту на коме је мерна трака залепљена.

Поред притисних варијанти уређаја, временом су се појавиле и затезне варијанте које уређај оптерећују на затезање. Као главни разлог појаве затезних варијанти штапова, наводи се чињеница да је код стандардног, квазистатичког испитивања материјала, заступљенија техника испитивања затезањем од испитивања компресијом (притиском). С тим у вези, сматрало се да и код динамичког испитивања при великим брзинама деформације, треба постојати могућност затезног испитивања материјала, с обзиром да је до тада постојала само притисна варијанта штапа. Прва решења су се заснивала на употреби притисних штапова са одређеним модификацијама које притисни талас конвертују у затезни. Главна предност овог приступа јесте могућност да се исти уређај користи за испитивање на притисак и на затезање. Ипак, реализација оваквог концепта је захтевала значајне уступке у погледу конструкције штапа и облика узорка, тако да се касније јавља други приступ који се односи на стварање чистог затезног штапа.

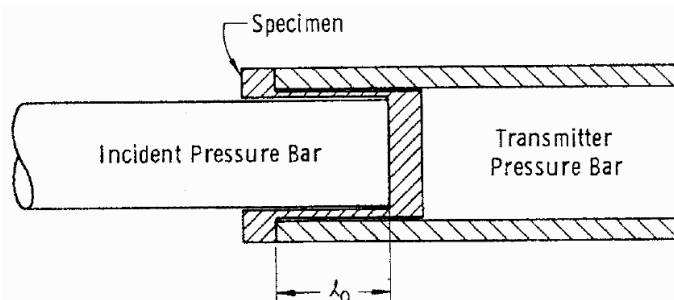
Прва верзија затезног Хопкинсон-овог штапа појављује се у раду Harding-а из 1960. године, слика 2.11 [8]. Код овог решења, постоји цев у којој се налазе штапови и узорак, а која је једним крајем зглобно везана за слободан крај штапа. Пројектил удара у други крај цеви и ствара компресиони талас који путује кроз цев све до зглобне везе са штапом, где се рефлектује и постаје затезни талас у штапу. Узорак који се испитује је цилиндричног облика са навојима на крајевима, помоћу којих се остварује интерфејс са штаповима. Велики недостатак овог решења, јесте велико потребно време раста таласног импулса.





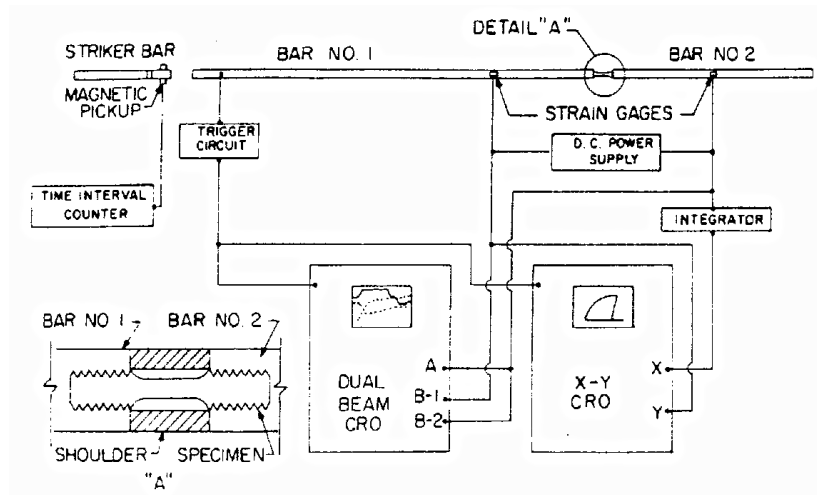
Слика 2.11 Схематски приказ затезне варијанте дизајниран од стране Harding-a (1960) [8]

1969. године је од стране Lindholm-a и Yeakley-a предложена варијанта заснована на стандардном притисном Хопкинсоновом штапу код које би се уместо стандардног цилиндричног узорка користио узорак сложенијег облика, слика 2.12 [9]. Следећа иновација овог решења се односила на цевасту геометрију трансмисионог штапа. На тај начин је омогућено да се исти уређај користи за притисну и затезну варијанту штапа, уз одговарајуће узорке и трансмисионе штапове. Недостатак овог решења, поред компликоване геометрије узорка, јесте и отежано испитивање кртих материјала.



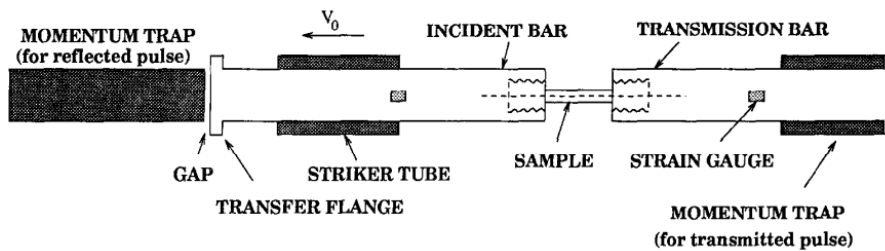
Слика 2.12 Облик узорка за испитивање на затезање на притисној варијанти Хопкинсоновог штапа дизајниран од стране Lindholm-a и Yeakley-a (1968) [9]

Још једно решење затезног штапа које се заснива на притисном штапу, предложио је Nicholas 1981. године, слика 2.13 [10]. Ово решење није захтевало специфичне епрувете или штапове, већ коришћење посебне чауре између штапова захваљујући чињеници да се притисни талас после рефлектовања понаша као затезни. Чаура је од истог материјала и истог пречника као и штапови. Однос површине попречног пресека чауре и површине попречног пресека штапова је 3:4, док је однос површине попречног пресека чауре и површине попречног пресека узорка 12:1. Притисни талас се прво простире кроз чауру, без утицаја на епрувету, да би после рефлектовања, настали затезни талас оптеретио епрувету, јер не постоји никаква механичка веза између чауре и штапова. Недостатак овог решења јесте превише осетљиво подешавање везе чауре, узорка и штапова.



Слика 2.13 Схематски приказ апаратуре са предложеним решењем од стране Nicholas-a (1981) [10]

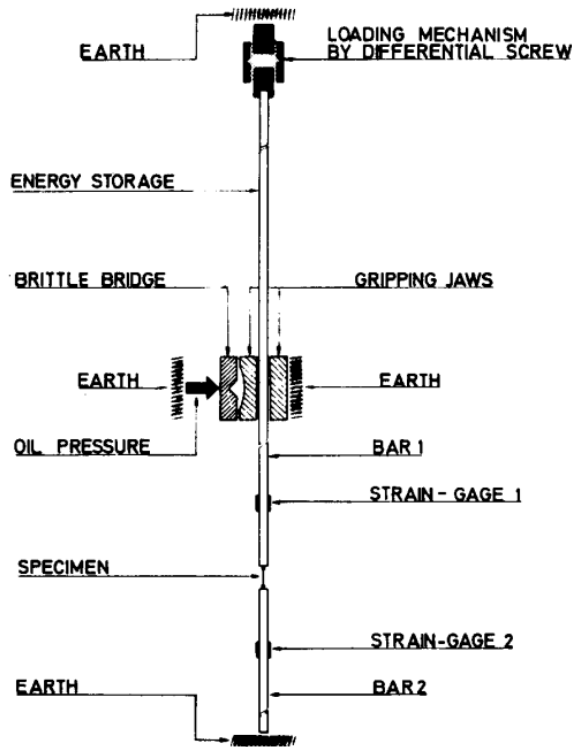
Код решења Хопкинсоновог штапа са директним генерисањем затезног таласа у инцидентном штапу, постоје два приступа. Према првом приступу, генерисање затезног таласа се остварује ударом чаурастог пројектила у фланшу која се налази на слободном крају инцидентног штапа, слика 2.14 [43]. Ово решење је предложено 1991. године од стране Nemat-Nasser-a [44], а модификовано 1995. године од стране Thakur-a.



Слика 2.14 Схематски приказ апаратуре модификован од стране Thakur-a (1995) [43]

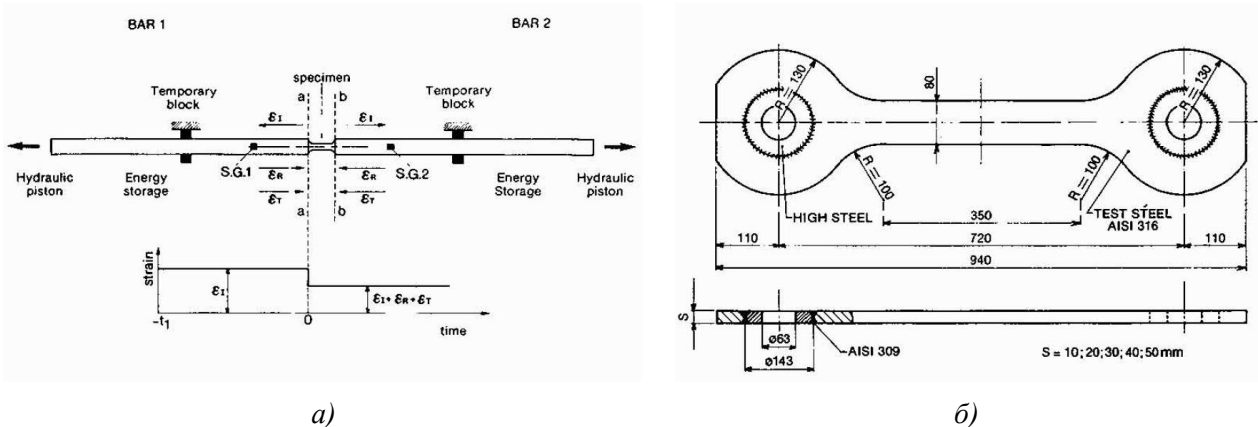
Према другом приступу, генерисање затезног таласа се остварује тренутним ослобађањем дела штапа који је раније искоришћен за акумулацију енергије, односно, дела штапа који је био преднапрегнут. Код овог приступа, главни изазов представља реализација механизма тренутног ослобађања штапа, односно блокирајућег механизма који треба да обезбеди довољан притисак би се спречило проклизавање штапа, а затим омогућило његово тренутно ослобађања. Прво решење представљено је од стране Albertini-a и Montagnani-a 1976. године, слика 2.15 [11]. Акумулирање енергије се остварује у једном делу инцидентног штапа коришћењем завртња на његовом слободном крају, док се други део инцидентног штапа чврсто држи помоћу притиска и трења од стране блокирајућег механизма. Када се постигне жељена енергија, престаје се са окретањем завртња и тренутно ослобађа блокирајући механизам. Настаје затезни талас на месту блокирања штапа, који једним делом путује ка узорку и предајном штапу, а једним делом се враћа на почетак инцидентног штапа. За мерење инцидентног, рефлектованог и предатог таласа користе се мерне траке које су залепљене на штаповима. У каснијим верзијама, завртањ је замењен хидрауличким цилиндром са пролазном клипњачом.





Слика 2.15 Схематски приказ затезне варијанте Хопкинсоновог штана дизајниран од стране Albertini-a и Montagnani-a (1976) [11]

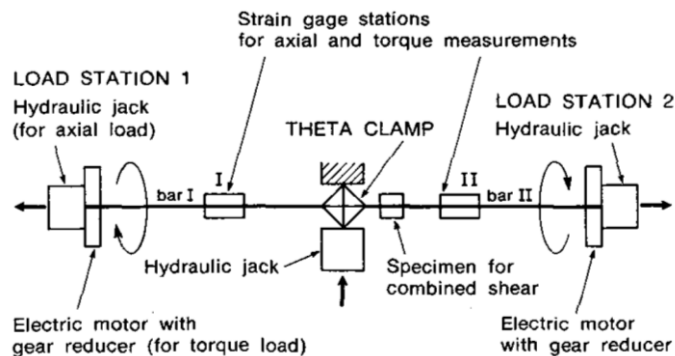
Неколико година касније, тачније 1979. године исти аутори, Albertini-a и Montagnani-a, предложили су решење за испитивање великих узорака [45]. Претходна решења су користила минијатурне епрувете, тако да се овим решењем желело направити поређење са већим узорцима који су реалнији у пракси. Решење се заснивало да затезању оба краја, слика 2.16, и у почетку је било намењено за испитивање аустенитних нерђајућих челика. Проблеми који су се јавили су се односили на релативно велико време успона инцидентних таласа. Брзине деформација које су могле да се остваре у том тренутку су се кретале од 25 до 50 s<sup>-1</sup>.



Слика 2.16 Схематски приказ: а) двоструког Хопкинсоновог штана и б) епрувете дизајнирани од стране Albertini-a и Montagnani-a (1979) [45]

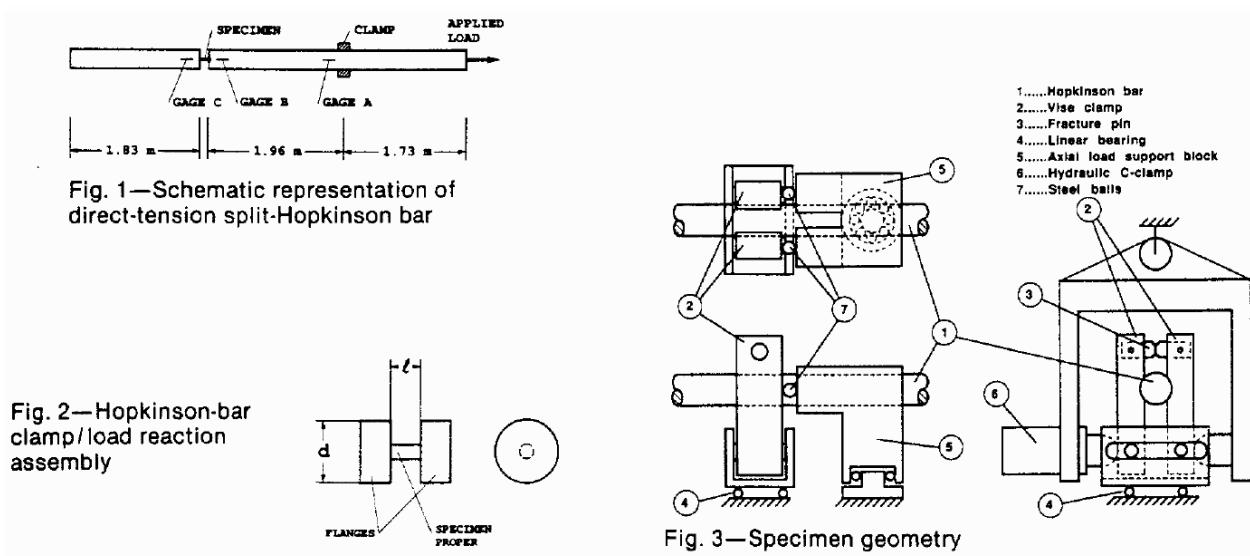
Примењујући исту концепцију блокирајућег механизма и двоструког затезања, исти аутори су 1991. године предложили решење за спровођење експеримента двоосног смицања [46] при великим брзинама деформације, слика 2.17. Овим решењем, аутори су желели да одреде карактеристике

материјала у условима који одговарају производним процесима сечења лимова, намотавању жица и пенетрацији пројектила.



Слика 2.17 Схематски приказ апаратуре за двоосно смицање дизајниран од стране Albertini-a и Montagnani-a (1991) [46]

Другачије решење блокирајућег механизма предложено је 1991. године од стране Staab-a и Gilat-a, слика 2.18 [47]. За оба решења, аутори су пријавили да је потребно време до достизања максималне вредности таласа у распону од 40 до 50  $\mu s$ .

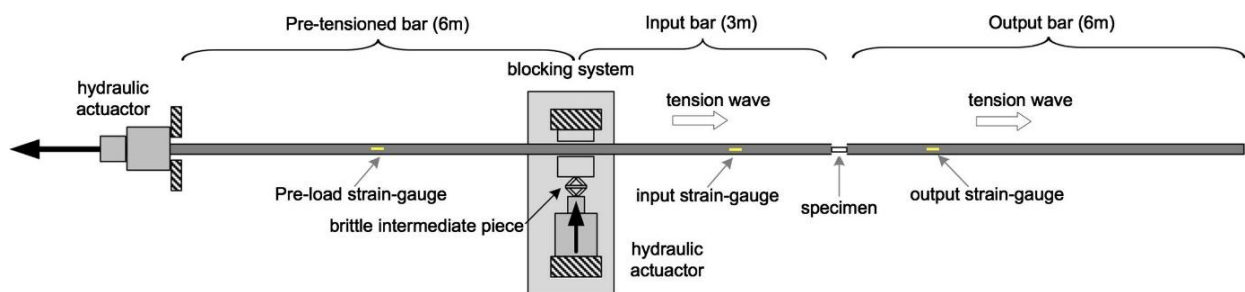


Слика 2.18 Схематски приказ решења уређаја и блокирајућег механизма дизајниран од стране Staab-a и Gilat-a (1991) [47]

Најзаступљенија варијанта Хопкинсоновог штапа је варијанта код које се генерише еластични притисни талас у инцидентном штапу, који се затим преноси на узорак и предајни штап, такозвани притисни Хопкинсонов штап. Његова најважнија карактеристика јесте да у узорку при великим брзинама деформације, не постоји градијент напона, што одговара једноосном напонском стању. Такође, деформација узорка се одређује без директног мерења промене дужине узорка. На тај начин је могуће успоставити везу између напона, деформације и брзине деформације. Мерење деформације штапова се остварује мерним тракама, помоћу којих се касније дефинишу материјалне карактеристике испитиваног узорка. Недостатак ове варијанте штапа се огледа у понављању таласа који оптерећују узорак, због чињенице да се таласи рефлектују у инцидентном штапу. Основу притисног

Хопкинсоновог штапа коју је успоставио Kolsky 1949.године, а касније унапредио Lindholm [7], искористиле су многе лабораторије за развој и унапређење својих савременијих уређаја.

Принципи притисног Хопкинсоновог штапа су применљиви и за затезну варијанту, уз присуство одређених одступања у погледу начина генерисања затезног таласа, геометрије узорка и начина повезивања узорка са штаповима. Затезни Хопкинсонов штап јавио се као потреба утврђивања динамичких карактеристика материјала при затезању, имајући у виду да је стандардно квази статичко испитивање затезањем заступљеније од испитивања притискањем. С тим у вези, облик узорка је сличан као код квазистатичког испитивања, с тим што је знатно мањих димензија. Управо облик епрувете са навојима на крајевима, представља главни проблем код затезног Хопкинсоновог штапа, због чињенице да променљиви попречни пресек епрувете утиче на резултате које читавају мерне траке. Да би се грешка смањила, потребно је вршити директно мерење на мерној дужини узорка, што је тренутно могуће остварити само ултра брзим камерама. Ово уједно представља и тренутни правац истраживања и развоја код затезног Хопкинсон-овог штапа. Из ове групе, данас су најзаступљенији затезни Хопкинсонови штапови са концептом који је предложен од стране Albertini-а и Montagnani-а, слика 2.19 [13].



Слика 2.19 Схематски приказ затезне варијанте Хопкинсоновог штапа [13]

Иако је тешко дефинисати која варијанта Хопкинсоновог штапа се може посматрати као стандардна, за све варијанте је карактеристично да поседује следеће елементе:

- Два дугачка штапа
- Носаче штапова, који омогућавају слободно кретање штапова дуж њихове осе
- Генерисање таласа код притисних варијанти се остварује помоћу пројектила, а код затезних помоћу пројектила или система затезног цилиндра и блокирајућег механизма
- Мерне траке, које су залепљене на штапове и помоћу којих се мери простирање таласа
- Аквизиционог система, који се користи за управљање, снимање и анализу резултата

Појавом и развојем уређаја на бази Хопкинсоновог штапа, омогућено је динамичко испитивање материјала при великим брзинама деформације од  $50 \text{ s}^{-1}$  до  $10^3 \text{ s}^{-1}$ . Како је већ наведено, сам назив је посвећен Bertram Hopkinson-у који је почетком 19. века први почео са експериментисањем простирања таласа у дугачким металним штаповима. Временом је дошло до разних унапређења и модернизација основних верзија, тако да данашње лабораторије дугују велику захвалност свим научницима и истраживачима који су дали свој допринос у том делу динамичког испитивања материјала.

### 2.1.1 Bertram Hopkins

Како се Bertram Hopkins сматра зачетником истраживања у области великих брзина деформација, овде је укратко дата његова биографија [48], [49], [50], слика 2.20. Bertram Hopkins је рођен 11. јануара 1874. године у Birmingham-у, као најстарији син John-а Hopkinson-а. Када је напунио

три године, породица се сели у London, где његов отац почиње професионалну каријеру као инжењер консултант и иноватор. Математику је студирао на Кембриџу од 1893. до 1896. године када почиње његов професионални рад у области заштите ауторских права патената. Након смрти свог оца у трагичној несрећи у Швајцарској августа 1898. године, за време његове посете Аустрији, одлучује да настави стопама свог оца који је био сувласник фирме Hopkinson and Talbot пружајући консултантске услуге у области инжењерства.

За време петогодишњег рада у заједничкој фирми, значајно је допринео електрификацији и проширењу трамвајског система у Newcastle-у и Leeds-у, као и у развоју електричног осветљења и трамвајских шина за корпорације Salford, Stockport и Crewe. Током овог периода, често је био ангажован као експерт за оцену патената из области инжењерства.

Hopkinson је имао свега 29 година када је 1903. године постављен за председавајућег катедре за Механизме и Примењену Механику на Универзитету у Cambridge-у. Исте године жени се са Marianom Siemens, најстаријом кћерком Alexandar-a Siemens-a, са којом добија седам ћерки. Под његовим вођством Cambridge School of Engineering напредује и повећава број студената, истовремено значајно ширећи свој утицај и углед као установа посвећена напредном истраживању. Поред истраживања, Професор Hopkins се посветио и инспирисању својих студената преносећи на њих свој ентузијазам и оригиналност, што је касније многим користило у заузимању значајних позиција у индустријским областима инжењерства.

Његова истраживања обухватају разне области, а радови преко којих је комуницирао са научном заједницом и техничким институцијама су бројни. Све те радове одликује велика оригиналност, који сами по себи одступају од традиционалних метода и доктрина, тежећи директно ка својој постављеној циљу.

Иако је Hopkinson-ов први рад био математичке природе који се бавио дисконтинуитетима у кретању флуида, након почетка рада у заједничкој фирми, своју енергију је усмерио ка решавању трамвајских проблема, тако да започиње са експериментима на затезању трамвајских жица, протицању струје, утицају корозије и сличним проблемима. Године 1903. објављује неколико радова који су посвећени истраживању у области струјних наизменичних мотора. Од тренутка постављања за председавајућег на Cambridge-у, у Hopkinson-овом истраживачком раду се издвајају четири главна правца и то: бензински мотори, мерење снаге, мерење карактеристика челика (посебно магнетних карактеристика) и истраживање динамичког утицаја експлозија [51]. Када су у питању бензински мотори, неспоран је његов утицај на Harri-a Ricardo, а чији се пионирски рад уско повезује са моторима на унутрашње сагоревање који су уграђивани у енглеске тенкове за време Првог светског рата. Упоредо са одређивањем магнетних карактеристика метала и његових легура, Hopkinson се посветио и испитивању метала у области еластичности. У ту сврху, развио је уређај за испитивање метала на замор помоћу којег је могао да постиже до 7000 циклуса промена напона у минути, истовремено мерећи енергију дисипације унутар еластичног хистерезиса што му је омогућавало одређивање броја циклуса потребних за стварање прелине за различите нивое напрезања. Ипак, Hopkinson-ова енергија и оригиналност ума у потпуности долазе до изражаја у раду на истраживању експлозија. У оквиру ових истраживања, истиче се метода за одређивање импулса удара заснована на балистичком клатну. Почетком Првог светског рата, у складу са патриотским духом своје породице, прекида све своје активности и прикључује се одбрани. Почиње као инструктор у Chatham-у, затим прелази у Admiralty, постаје члан бројних комисија, осмишљава систем за заштиту бродова од торпеда и мина, да би се на крају сместио у Flying Corps, са првобитним задацима везаним за бомбе, жироскопе, оружје и муницију. Иако се Hopkins-ова служба у одбрани земље не може повезати ни са једним проналаском, значајан је његов допринос у стварању једне од најопаснијих и највећих ваздухопловних снага у свету. У борби за ваздушну превласт ни један фактор није важнији од очувања водеће улоге у опремању и коришћењу најсавременије опреме прилагођене војној тактици, који се добрим делом ослања на

експериментални рад у коме се огледа и значај Hopkinson-овог доприноса победи његове земље. Формирањем експерименталне станице у Ortordness, Hopkinson-у је омогућено несметано експериментисање са бомбама и експлозијама. С обзиром да му је један од додељених задатака био везан за проблеме ноћне навигације, сматрао је да је његова дужност да научи да лети, иако је са својих 40 година био скоро duplo старији од просечног пилота. Тврдио је да једино на тај начин може да сагледа проблеме са којима се пилоти срећу током ноћног летења. У јутарњим часовима, дана 26. августа 1918. године полетео је из Martlesham Heath за London. Прилазећи граду, облаци су постали ниски, тако да се претпоставља да је изгубио контролу приликом пропадања и на месту остао мртав. Сахрањен је на гробљу St Giles у Cambridge, 30. августа 1918. године.



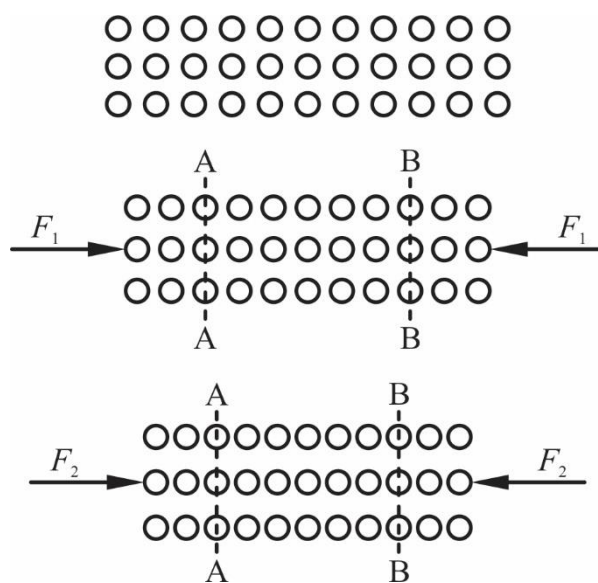
Слика 2.20 Vertram Hopkins 1874-1918

О величини несреће коју је поднела научна заједница, сведочи писмо које је Sir Alfred Ewing, Principal of Edinburgh University, послао у The Times, 12. септембра 1918. године. У њему је написао следеће: *Заиста је трагедија када је по својим овлашћењима требао да се нађе на самом врху, а у тренутку потпуног ангажовања у сврху хитних потреба нације. Његова генијалност за примењену науку је наследна. Завршио је исти факултет који је његовом оцу омогућио почасно место у историји електро инжењерства, те је са њим делио ретку комбинацију мајсторства теоретисања и научних метода са уважавањем практичних захтева и могућности. Управо ово му је омогућило да буде изузетно успешан као Професор Примењене Механике на Cambridge-у: и ово је било то што је његов рад за време рата чинио скоро јединствен. Случајност је да су његова истраживање пре рата и студената који су радили са њим у лабораторији на Cambridge-у, формирана у извесној мери као припрема за оно што ће доћи. Бавили су се процесима и резултатима експлозије, понашањем мотора са унутрашњим сагоревањем и са замором материјала при дејству почетног преднапрезања. По питањима из инжењерске праксе поседовали су велику сигурност у стечено знање. Али за Hopkinsa били су и више, јер су учествовали у његовом великом животном делу, какав је био рад у последње четири године. Оно што је постигнуто у овим годинама, за Admiralty, а посебно за Air Force, није дозвољено сада говорити. Оно што се, међутим, може рећи јесте да му је рат дао такву прилику коју никада раније није имао и у коју је он унео сву своју инвентивност, сву своју иницијативу, неуморну енергију, своју снагу организовања, сав свој капацитет за добијање онога што је најбоље од себе и од*

других. У свом раду је уживао као мало ко, прихватајући свој позив са апсолутним одрицањем. Био је невероватно удаљен од било каквог размишљања о личној користи или удобности. Многи ће га оплакивати као генијалног и пријатеља од поверења, али само они који знају нешто о његовим скораињим активностима могу имати идеју о величини губитка нације.

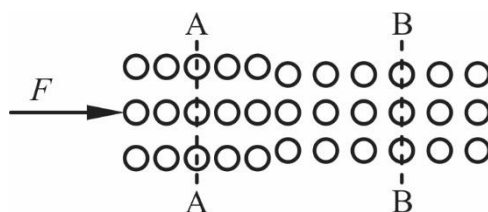
## 2.2 Основе теорије простирања таласа

Увођење деловања спољашњег оптерећења на неко тело, у основи представља динамички процес [52]. Под одређеним условима, када је брзина увођења оптерећења доста мала, процес деформисања се може посматрати као низ корака у којима се тело налази у стању које одговара стању статичке равнотеже. Уколико се посматра идеализован распоред атома, са једнаким почетним међусобним растојањем, услед деловања спољашњег оптерећења, долази до њиховог померања. На слици 2.21 је представљено почетно неоптерећено стање атома, као и следећа два корака са различитим степенима статичког оптерећења, односно, померања атома. За сваки корак оптерећења, пресецима АА и ВВ одговарају исти равнотежни напони.



Слика 2.21 Квасистатичко деформационо стање идеализованог раванског распореда атома када је  $F_2 > F_1$  [52]

Уколико се процес увођења оптерећења одвија одређеном брзином, онда се унутрашњи напони на месту деловања оптерећења разликују од напона у другим крајевима посматраног тела, при чему се пренос напона између атома, такође, одвија неком брзином. На слици 2.22 је приказан идеализован распоред атома у оптерећеном и неоптерећеном делу посматраног тела, посматрано у одређеном тренутку увођења оптерећења.



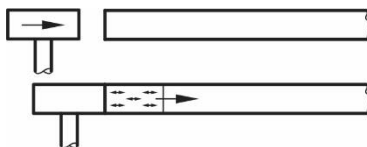
Слика 2.22 Динамичко деформационо стање идеализованог раванског распореда атома [52]



Да би дошло до појаве таласа, потребно је да се прво појави еластична деформација која изазива осциловање неког дела континуума, односно честица. Под честицом се подразумевају мали дискретни делићи материјала коначних димензија, често у литератури означени као материјална тачка континуума која заузима бесконачно мали део непрекидно распоређене материје [53]. Између суседних честица постоје еластичне везе, тако да се та деформација сукцесивно преноси са једне честице на другу. То преношење деформације се одвија током времена, одређеном брзином која зависи од еластичних својстава континуума. Код изотропних материјала, теорија еластичности укључује простирање неколико типова таласа, у зависности од тога какво је кретања честица унутар материјала у односу на правац простирања самих таласа, као и постојећих граничних услова. Типови таласа који су најзначајнији и најзаступљенији код континуума су:

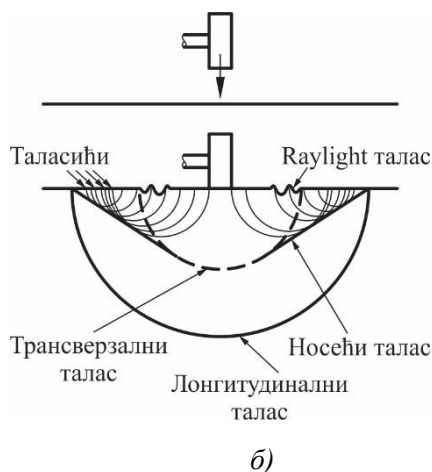
1. Лонгитудинални таласи, познати и под називом основни, примарни таласи. Код ових таласа се честице крећу напред-назад у правцу нормалном на фронт таласа, односно брзина честица је паралелна са брзином таласа. Уколико су ове брзине истог смера, онда је у питању компресија, а ако су супротне, у питању је затезање затезање. Једноставан пример простирања ових таласа је приказан на слици 2.23а, на којој је приказано генерисање таласа ударом чекића о слободан крај дугачког штапа. Ово су таласи који се крећу највећом брзином у континууму и најчешће се означавају као  $c_L$ . На слици 2.23б је приказан удар чекића о равну површину полу-бесконачног тела. Интеракција лонгитудиналних таласа са равном слободном површином доводи до формирања таласића које обухвата носећи талас.
2. Трансверзални или секундарни таласи. Код ових таласа се честице крећу у правцу нормалном на правац простирања фронта таласа. Простирање ових таласа могуће је само у срединама код којих је могућа смичућа деформација, односно код чврстих тела. Код течности и гасова, ови таласи се не могу генерисати. По интензитету су знатно слабији од лонгитудиналних и њихова брзина се означава  $c_T$ .

Поред ових таласа, у природи су присутни таласи који представљају комбинацију лонгитудиналних и трансверзалних таласа. Такав случај се сусреће код објекта који се креће по површини дубоке воде, када се честице воде крећу напред-назад и горе-доле правећи елиптичне прстенове по површини. Други пример комбинације таласа јавља се у сеизмологији, с обзиром на чињеницу да земљотрес производи таласе код којих хоризонтална компонента померања може бити знатно већа од вертикалне. Брзина лонгитудиналне компоненте оваквог таласа, близу Земљине површине, је  $7-8 \text{ km/h}$  и он се још назива примарним таласом с обзиром да је његова брзина већа од трансверзалне компоненте чија је брзина  $4-5 \text{ km/h}$ , који је познат под називом секундарни талас. Помоћу уређаја за детектовање таласа земљотреса, сеизмографа, регистравањем временског интервала ова два таласа, могуће је израчунати његово растојање од места настанка таласа. Мерењем је могуће одредити сферу са центром у месту сеизмографа, са полупречником који се одређује на основу временског кашњења трансверзалног таласа у односу на лонгитудинални. Употребом још два сеизмографа, добијају се још две сфере, тако да се у пресеку три сфере одређује место епицентра земљотреса [54].



а)





**Слика 2.23** Удар чекића: а) у штап и б) полу-бесконечно тело (формирање лонгитудиналног, трансверзалног и површинских (Reylight) таласа) [52]

За наведене таласе, поред чињеница које их јасно дефинишу и међусобно раздвајају, постоје и одређене заједничке особине. Те особине су [55]:

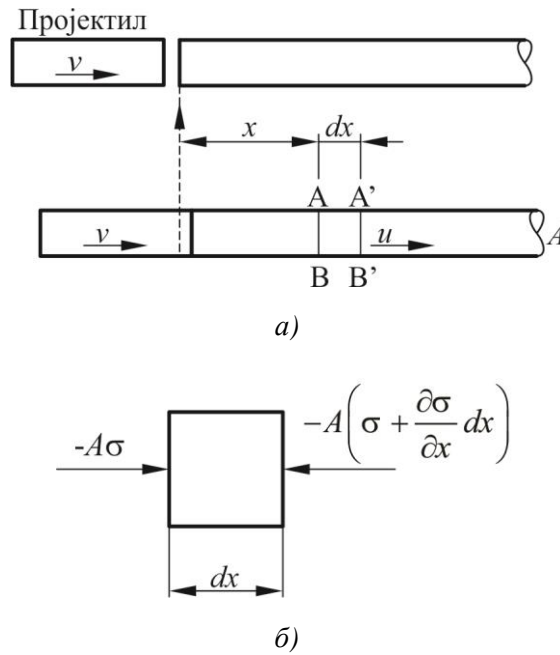
1. Еластична деформација путује кроз континуум одређеном брзином, која се назива брзина простирања таласа. Њен интензитет зависи од механичких особина континуума.
2. Брзина кретања честица се разликује од брзине простирања таласа.
3. Континуум кроз који путује талас, се истовремено не креће у простору са таласом.
4. Да би дошло до кретања, потребно је континууму довести енергију, вршећи механички рад. Помоћу простирања таласа, та енергија се са једног краја преноси на други крај континуума.

Теорија простирања еластичних лонгитудиналних таласа је добро позната и обрађена од стране многих аутора као што су Kolsky (1963), Graff (1975), Clough и Penzien (1993), Harrison (1997). Како је раније наведено, простирање таласа у континууму се може посматрати као тродимензионални проблем простирања лонгитудиналног, трансверзалног и површинског таласа.

Ако се посматра дугачак и танак штап, проблем простирања таласа се може свести на једноставнији облик, односно на једнодимензиони талас, који се односи на лонгитудинални талас за који је већ раније наведено да путује највећом брзином кроз континуум. За даље описивање простирања једнодимензионог таласа, потребно је додатно поједноставити проблем, увођењем следећих претпоставки:

- Попречни пресек штапа је константан;
- Талас кроз штап путује у области еластичности, односно понашање штапа је везано за Ноокеов закон еластичности;
- Напон је константан у попречном пресеку, односно у питању је једноосно напонско стање;
- Уколико је однос пречника и дужине штапа доста мали, може се занемарити утицај дисперзије таласа која је последица радијалног скупљања и ширења штапа.

На слици 2.24 је приказан део дугачког и танког штапа и пројектил који брзином  $v$  удара у леви крај штапа. Пројектил и штап су од истородног материјала модула еластичности  $E$ , густине  $\rho$  и попречног пресека  $A$ , како је већ претпостављено.



Слика 2.24 Простирање таласа у штапу изазван ударом пројектила: а) пре удара и б) након удара [52]

Након удара пројектила у штап, јавља се компресиони талас напона који путује ка супротном крају штапа, с леве на десну страну. Након неког времена  $t$ , фронт таласа ће се наћи на растојању  $x$  од почетка штапа, односно од места удара пројектила. За даља разматрања посматрају се пресеци АВ и А'В', који се налазе на растојању  $x$  и  $x+dx$ , респективно, од места удара. Померање честица између ова два пресека означено је као  $u$  и оно је према претпоставци константно унутар пресека. Даље, може се рећи да  $x$  представља групу честица у датом попречном пресеку, а  $u$  њихово померање. Уколико се примени II Newton-ов закон на део штапа ограничен пресецима АВ и А'В', имајући у виду да је маса тог дела штапа  $\rho A dx$ , као и да је напон  $\sigma = F/A$ , долазимо до следеће једначине [56], [57], [58], [59]

$$\left(\sigma + \frac{\partial \sigma}{\partial x} dx\right)A - \sigma A = \frac{\partial}{\partial t}(\rho A dx \frac{\partial u}{\partial t}) \quad (0.1)$$

или

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}. \quad (0.2)$$

Уз раније наведену претпоставку да се простирање таласа одвија у области еластичности, за коју важи Нооке-ов закон

$$\frac{\sigma}{\varepsilon} = E \quad (0.3)$$

и да је деформација  $\varepsilon$  по дефиницији једнака промени дужине по јединици дужине, тако да је

$$\varepsilon = \frac{[u + (\partial u / \partial x)dx] - u}{dx} = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (0.4)$$

долази се до израза

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ E \frac{\partial u}{\partial x} \right] = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (0.5)$$

или

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{E}{\rho} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}. \quad (0.6)$$

Једначина (2.6) представља једначину простирања једнодимензионог таласа у штапу коначне дужине, која још може да се напише у облику

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = c^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (0.7)$$

у којој је са  $c$  означена брзина простирања таласа и једнака је

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}. \quad (0.8)$$

Уколико би се проблем простирања таласа кроз танак и бесконачно дугачак штап посматрао као тродимензионални проблем, поступак добијања једначина простирања таласа би био знатно компликованији и у том случају лонгитудинална брзина таласа се рачуна према изразу [52]

$$c_L = \sqrt{\frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \frac{E}{\rho}} \quad (0.9)$$

у којој је  $\nu$  Poisson-ов коефицијент и  $E$  Young-ов модул еластичности.

У табели 2.1 дате вредности брзине простирања лонгитудиналних и трансверзалних таласа за различите материјале.

**Табела 2.1** Брзине еластичних таласа [52]

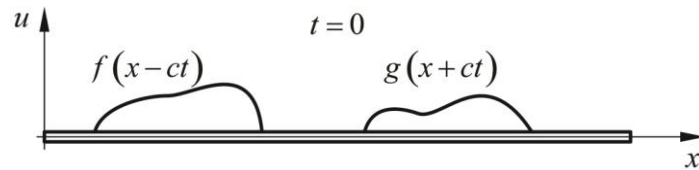
	1	2	3
	Материјал	$c_L$ (m/s)	$c_T$ (m/s)
1.	Ваздух	340	-
2.	Алуминијум	6100	3100
3.	Челик	5800	3100
4.	Олово	2200	700
5.	Берилијум	10000	-
6.	Стакло	6800	3300
7.	Плексиглас	2600	1200
8.	Полистирен	2300	1200
9.	Магнезијум	6400	3100

С обзиром да једначина (2.7) представља парцијалну диференцијалну једначину другог реда, хиперболички тип, њено решење се може наћи применом d'Alambert-овог принципа тако да је оно облика

$$u(x,t) = f(x-ct) + g(x+ct). \quad (0.10)$$

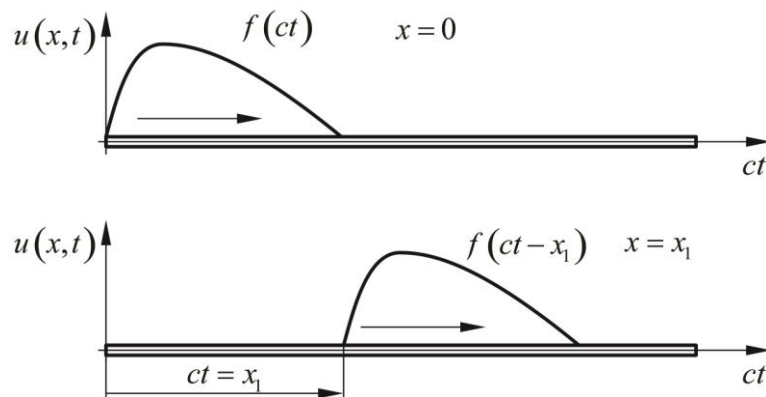
Једначину (0.10) је лако проверити уколико би се она применила у једначини (0.7). Једначина (0.10) представља простирање померања у оба смера, у позитивном и негативном смеру, дуж осе штапа, како је приказано на слици 2.25. У једначини (0.10),  $f$  и  $g$  су произвољне функционалне зависности

$x - ct$  и  $x + ct$ . Функција  $f(x - ct)$  одговара позитивном смеру простирања таласа, а функција  $g(x + ct)$  негативном.



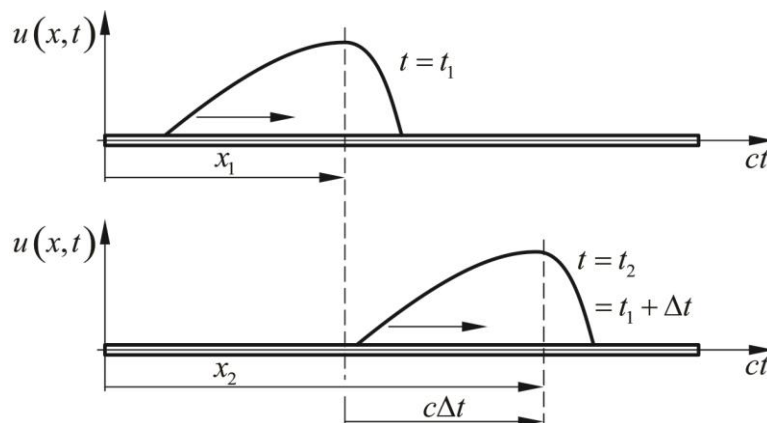
Слика 2.25 Простирање таласа аксијалног померања дуж осе  $x$  тана за  $t = 0$

Талас се графички може приказати на два начина: као промена неке физичке величине  $u$ , у функцији положаја у одређеном тренутку или као промена у функцији времена за одређени положај, слика 2.26.



Слика 2.26 Зависност променљиве  $u$  од времена  $t$

Ако се посматра зависност физичке величине од положаја и времена  $u(x,t)$ , за два различита тренутка  $t_1$  и  $t_2$  за случај када талас путује у позитивном смеру, слика 2.27, јасно је да долази до промене положаја посматране величине.



Слика 2.27 Простирање  $u(x,t) = f(x - ct)$  у позитивном смеру

У тренутку  $t = t_1$  зависност је облика

$$u(x,t) = f(x_1 - ct_1). \quad (0.11)$$

У тренутку  $t = t_2$  зависност се може изразити као

$$\begin{aligned}
u(x,t) &= f(x_2 - ct_2) \\
&= f((x_1 + c\Delta t) - c(t_1 + \Delta t)) \\
&= f(x_1 + c\Delta t - ct_1 - c\Delta t) \\
&= f(x_1 - ct_1).
\end{aligned} \tag{0.12}$$

На основу једначине (0.12), закључује се да је физичка величина непроменљива за време простирања дуж осе штапа. Исти закључак се може извести и за случај када талас путује у супротном смеру, односно када се функција  $g(x + ct)$  креће у негативном смеру. Према једначини (0.10), укупно померање  $u(x,t)$  се добија као суперпозиција функција  $f(x - ct)$  и  $g(x + ct)$ .

Даље се на основу једначине (0.10), могу написати изрази за деформацију и напон

$$\varepsilon(x,t) = \frac{\partial u}{\partial x} = f'(x - ct) + g'(x + ct) \tag{0.13}$$

$$\sigma(x,t) = E\varepsilon(x,t) = E(f'(x - ct) + g'(x + ct)) \tag{0.14}$$

у којима је са  $f'$  и  $g'$  означен извод по аргументима  $x - ct$  и  $x + ct$ , респективно.

Посматрајући изразе (0.10), (0.13) и (0.14) може се закључити да се померање, деформација и напон путују дуж осе штапа и да зависе од  $x - ct$  и  $x + ct$ .

Брзина честица штапа се може написати када се израз (0.10) диференцира по времену тако да се добија

$$v(x,t) = \frac{\partial u}{\partial t} = c(-f'(x - ct) + g'(x + ct)). \tag{0.15}$$

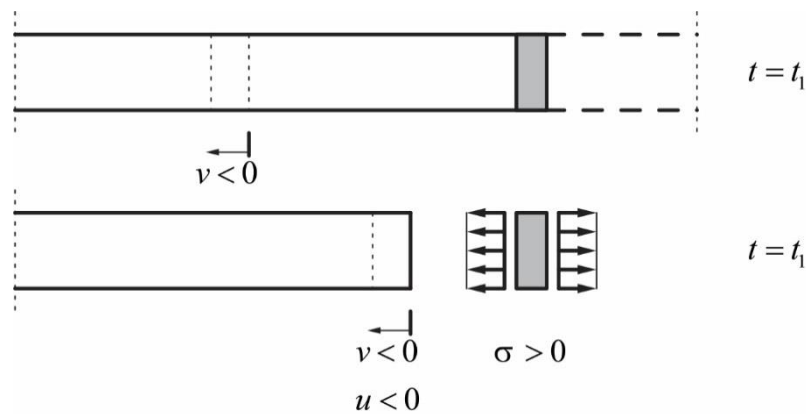
За талас који се простире у позитивном правцу  $x$  осе, применом Хooke-овог закона и брисањем члана  $g'(ct + x)$  из једначина (0.14) и (0.15) добија се израз облика

$$f'(x - ct) = \frac{\sigma(x,t)}{E} = -\frac{v(x,t)}{c} \tag{0.16}$$

који повезује напон и брзину честица у попречном пресеку штапа

$$\sigma(x,t) = -\frac{E}{c}v(x,t) = -(\rho c)v(x,t). \tag{0.17}$$

У изразу (0.17) се уочава да када је напон позитиван, што одговара случају затезања, брзина честица је негативна, односно, честице се крећу у супротном смеру. У овом случају, напонски талас  $f'(x - ct)$  се креће у позитивном смеру. Графичка интерпретација је приказана на слици 2.28 [60] на којој негативно померање и брзина честица доводе до затезног напона у штапу. Приказани осенчени сегмент је изложен затезању, у том случају.



Слика 2.28 Негативно померање и брзина доводе до позитивног напона када се талас креће у позитивном смеру [60]

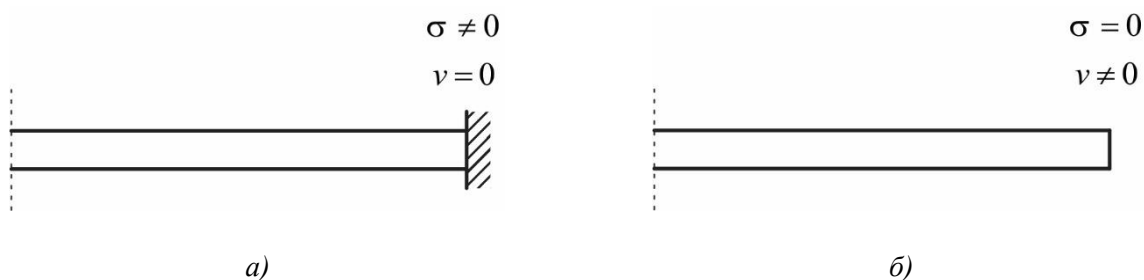
За талас који се креће у негативном смеру, функција  $g'(x+ct)$  мења функцију  $f'(x-ct)$ , тако да се губи знак минус из једначине (0.17). Позитивна брзина значи да се честице крећу у истом смеру као и талас, истовремено доводећи до позитивног напона.

Даљим посматрањем једначине (0.17), уочава се да код таласа који путује у једном смеру постоји директна пропорционалност између напона и брзине, а не убрзања, за разлику од једначине (2.1) у којој постоји веза убрзања са прираштајем напона. Посматрано из практичног угла, ово значи да је употреба давача убрзања код мерења удара ограничена због могућих великих измерених вредности убрзања уколико се давач не уграђује на тело које би се понашало као круто. На тај начин тело носача давача убрзања не би учествовало са својим прираштајем напона, односно деформације, на резултате мерења при простирању таласа унутар носача давача.

### 2.2.1 Дисконтинуитети штапа коначне дужине

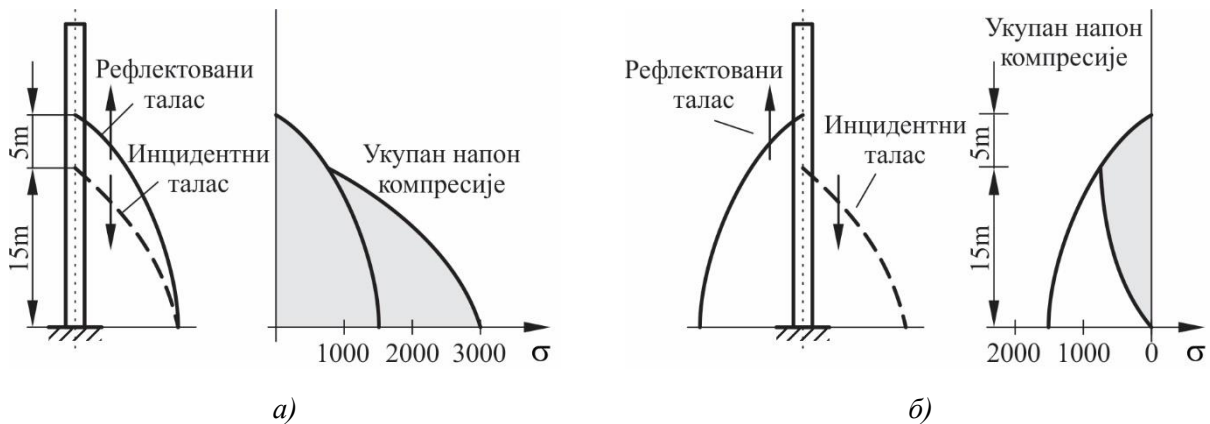
Досадашња излагања су се односила на лонгитудинално простирање таласа у танком штапу коначне дужине. С тим у вези, закључује се да штапови имају завршетке, односно, крајеве који се посматрају као дисконтинуитети при простирању таласа. Следећи облик дисконтинуитета односи се на промену попречног пресека штапа, која је најчешће скоковите природе.

Како ни један штап не може бити бесконачан, одређени облици завршетка штапова увек постоје. Уобичајени завршеци штапова укључују фиксирани или слободни крајеве. Како њихова имена указују, фиксирани крај се јавља када је штап чврсто везан за неко друго тела, а слободан крај када се штап завршава слободно без икаквог контакта са неким другим телом, слика 2.29.



Слика 2.29 Завршетак штапа: а) фиксирани крај и б) слободан крај

Када се напонски талас приближи крају штапа, долази до његове рефлексије (одбијања) ка средини са карактеристикама које су условљене самим крајем штапа, слика 2.30 [61]. При простирању таласа у позитивном правцу осе штапа, функције  $f(x-ct)$  и  $f'(x-ct)$  мењају смер и постају  $g(x+ct)$  и  $g'(x+ct)$ , респективно. Сам облик функције зависи од граничних услова на крају штапа, тако да у зависности од тога да ли је крај штапа фиксиран или слободан, могуће је успоставити везу између  $f'(x-ct)$  и  $g'(x+ct)$ .



**Слика 2.30** Утицај граничних услова на завршетку штапа на примеру простирања таласа кроз бетонски ступ: а) укљештен крај штапа и б) слободан крај штапа [61]

Када се посматра фиксиран крај штапа, јасно је да нема померања, а самим тим ни брзине честица, али постоји одговарајући напон. На основу овога, из једначине (0.10) се добија

$$f(x-ct) = -g(x+ct) \quad (0.18)$$

што указује да је дошло до инвертовања таласа померања на месту фиксирања штапа. Даље, ако се посматра једначина (2.15), када је брзина једнака нули, добија се

$$f'(x-ct) = g'(x+ct) \quad (0.19)$$

тако да је онда напон према једначини (0.17) облика

$$\sigma = 2Ef'(x-ct) = 2Eg'(x+ct) \quad (0.20)$$

Једначина (0.20) показује да је дошло до суперпозиције таласа на месту фиксирања штапа. Другим речима, напонски талас се удвостручио јер на месту фиксираног краја штапа долази до сабирања долазног и рефлектованог таласа напона.

Када се посматра слободан крај штапа, напон је на том крају штапа једнак нули, али постоји одређено померање и брзина честица. За талас који се прво креће ка слободном крају штапа, померање честица одговара једначини  $f(x-ct)$ . Након рефлексије таласа, честице се померају у супротном смеру према једначини  $g(x+ct)$ . Из овога произилази да постоји суперпозиција таласа померања, тако да је укупно померања на слободном крају штапа удвостручено

$$u(x,t) = 2f(x-ct) = 2g(x+ct) \quad (0.21)$$

што даље указује да не долази до инвертовања таласа померања.

Ако је напон на слободном крају штапа једнак нули, из једначине (0.14) се добија



$$f'(x-ct) = -g'(x+ct) \quad (0.22)$$

тако да је онда брзина према једначини (0.15) облика

$$v = -2cf'(x-ct) = 2cg(x+ct). \quad (0.23)$$

Једначина (0.23) на исти начин као и једначина(0.20), указује да долази до суперпозиције таласа брзине, односно до удвостручавања брзине честица код штапа са слободним крајем.

Најчешћи облик дисконтинуитета попречног пресека односи се на степенести прелаз, на који се још надовезује и могућа променом материјалних карактеристика. Као последица овог дисконтинуитета долази до рефлексије и трансмисије (предаје) таласа. На слици 2.31 су приказана два попречна пресека штапа различитих површина  $A_1$  и  $A_2$ , густина  $\rho_1$  и  $\rho_2$  и модула еластичности  $E_1$  и  $E_2$ , респективно. За наведене материјалне карактеристике, брзине простирања таласа су  $c_1$  и  $c_2$ , респективно. На посматраном примену, претпоставка је да се напонски талас, инцидентни напон  $\sigma_I$ , простире из левог правца. Доласком до места дисконтинуитета, један део овог таласа се рефлектује, а један део се преноси на део штапа са мањим попречним пресеком и другим материјалним карактеристикама. Рефлектовани талас напона се означава са  $\sigma_R$ , а предати са  $\sigma_T$ . Вредности рефлектованог и предатог напона се могу одредити на основу услова равнотеже и континуитета [1], [62].



Слика 2.31 Дисконтинуитет итапа [1] [62]

Према условима равнотеже и континуитете, на степенастом месту прелаза штапа 1 и штапа 2 се могу написати следеће једначине:

$$F_1 = F_2 \quad F_I + F_R = F_T \quad (0.24)$$

$$u_1 = u_2 \quad u_I + u_R = u_T \quad (0.25)$$

изведене уз услов да се кроз штап 1 простиру инцидентни (ударни) и рефлектовани талас. Даље се услов равнотеже може написати у облику

$$A_1(\sigma_I + \sigma_R) = A_2\sigma_T. \quad (0.26)$$

Брзина честица на степенастом месту прелаза, односно прираштај померања по времену се може написати у облику

$$v_I + v_R = v_T. \quad (0.27)$$

Ако се примени једначина (0.17), водећи рачуна о томе који се талас напона простире у позитивном, а који у негативном смеру, могуће је написати следеће једначине

$$\begin{aligned}\sigma_I &= -\rho_1 c_1 v_I \Rightarrow v_I = -\frac{\sigma_I}{\rho_1 c_1} \\ \sigma_R &= \rho_1 c_1 v_R \Rightarrow v_R = \frac{\sigma_R}{\rho_1 c_1} \\ \sigma_T &= -\rho_2 c_2 v_T \Rightarrow v_T = -\frac{\sigma_T}{\rho_2 c_2}\end{aligned}\quad (0.28)$$

на основу којих се долази до једначине

$$\frac{\sigma_I}{\rho_1 c_1} - \frac{\sigma_R}{\rho_1 c_1} = \frac{\sigma_T}{\rho_2 c_2}. \quad (0.29)$$

Комбиновањем једначина (0.26) и (0.29), долази се до везе рефлектованог и предатог таласа напона са инцидентним, односно до следећих једначина

$$\sigma_R = \frac{A_2 \rho_2 c_2 - A_1 \rho_1 c_1}{A_1 \rho_1 c_1 + A_2 \rho_2 c_2} \sigma_I \quad (0.30)$$

$$\sigma_T = \frac{2A_1 \rho_2 c_2}{A_1 \rho_1 c_1 + A_2 \rho_2 c_2} \sigma_I. \quad (0.31)$$

Уколико у ове једначине уведемо смене

$$\alpha = \frac{A_1 \rho_1 c_1}{A_2 \rho_2 c_2} \quad (0.32)$$

$$\beta = \frac{\rho_1 c_1}{\rho_2 c_2}. \quad (0.33)$$

онда се једначине (0.30) и (0.31) могу написати у једноставнијим облицима

$$\sigma_R = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} \sigma_I \quad (0.34)$$

$$\sigma_T = \frac{2\beta}{\alpha + 1} \sigma_I. \quad (0.35)$$

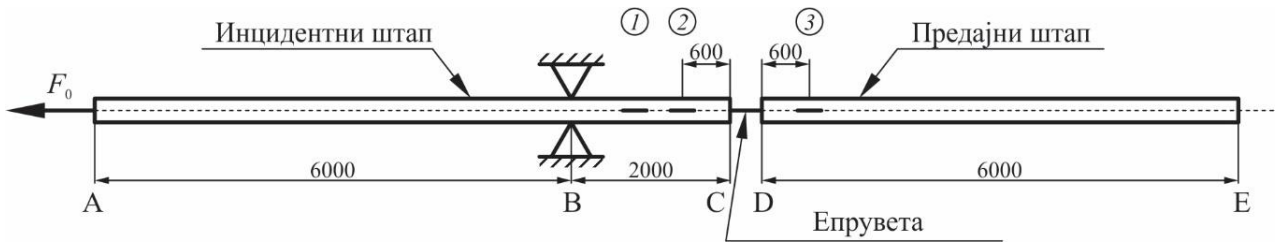
Чланови  $A\rho c$  и  $\rho c$  у изразима (0.32) и (0.33) представљају карактеристике материјала, познате под називима механичка импеданса и карактеристична импеданса материјала, респективно. Анализирањем уведене смене, једначина (0.32), могуће је извршити процену карактера дисконтинуитета на месту споја два штапа. Уколико су карактеристике два штапа на месту споја исте или сличне тако да је вредност уведене смене  $\alpha = 1$ , може се закључити да не постоји дисконтинуитет, а самим тим, ни рефлектованог таласа на том месту. Ако је  $\alpha > 1$ , рефлектовани талас је истог знака као и инцидентни, односно, супротног знака ако је  $\alpha < 1$ .

## 2.2.2 Преднапрезање штапа

Поред наведених општих теоријских основа простирања таласа, када је у питању Хопкинсонов штап код кога се ударни талас генерише у делу који се претходно затеже, потребно је додатно разјаснити начин и место генерисања таласа [45], [60], [63].

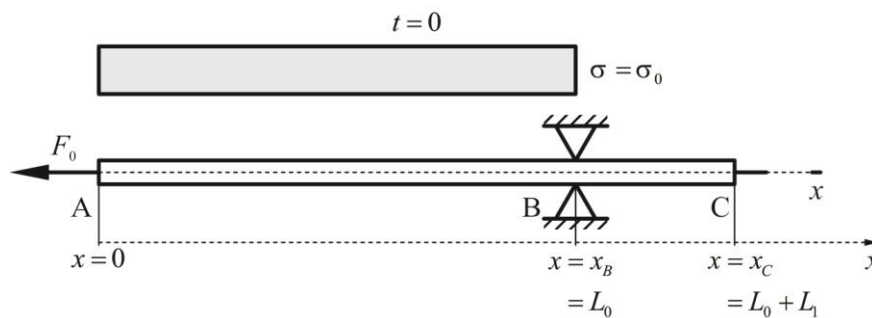
На слици 2.32 схематски је приказано једно од могућих извођења конструкције Хопкинсоновог штапа које се заснива на преднапрезању дела левог штапа. Када се ослободи укљештење у облику

притезача, затезни талас напона путује према узорку. Главни изазов у овој варијанти, јесте дизајн конструкције притезача који треба да обезбеди одговарајући притисак на штап и кратко време лома помоћне епрувете која се користи као окидач.



Слика 2.32 Извођење Хопкинсоновог штапа са пренапрегнутим штапом [60]

Идеја затезне варијанте Хопкинсоновог штапа јесте у пренапрезању дела штапа између тачака А и В, са слике 2.32. Након остваривања укљештења у тачки В са одговарајућим механизмом притезача, хидраулички цилиндар који се налази у тачки А, уводи жељену аксијалну силу  $F_0$ . На тај начин, остварује се константан напон  $\sigma$  целом дужином штапа од тачке А до тачке В, како је приказано на слици 2.34. Дужина штапа од тачке А до тачке В је означена са  $L_0$ , а растојање од укљештења В до епрувете С са  $L_0 + L_1$ .



Слика 2.34 Напон у штапу у почетном тренутку пре ослобађања притискача

На основу претходних теоријских разматрања, за посматрани пренапрегнути део штапа АВ је могуће написати следеће услове у неком почетном тренутку пре ослобађања притискача:

- i)  $\sigma = \sigma_0 \quad (t = 0, 0 < x < L_0)$
- ii)  $v = 0 \quad (t = 0, 0 < x < L_0)$
- iii)  $u = 0 \quad (t = 0, x = L_0)$ .

Последњи израз означава да у тачки В нема померања током процеса пренапрезања. Изрази i) и ii) могу бити формулисани у зависности од  $f'$  и  $g'$  на основу једначина (0.14) и (0.15), тако да је могуће написати

- i)  $E(f' + g') = \sigma_0$
- ii)  $c(-f' + g') = 0 \quad \Leftrightarrow \quad f' = g'$ .

Сређивањем ова два израза, добија се

$$f' = g' = \frac{\sigma_0}{2E}. \quad (0.36)$$

Увођењем смена  $\xi = (ct - x)$  и  $\eta = (ct + x)$ , решење једначине (0.36) се може наћи након интегралнења

$$f(x,t) = \int f'd\xi = \int \frac{\sigma_0}{2E} d\xi = \frac{\sigma_0}{2E} \underbrace{(ct - x)}_{\xi} + C_f, \quad t = 0 \tag{0.37}$$

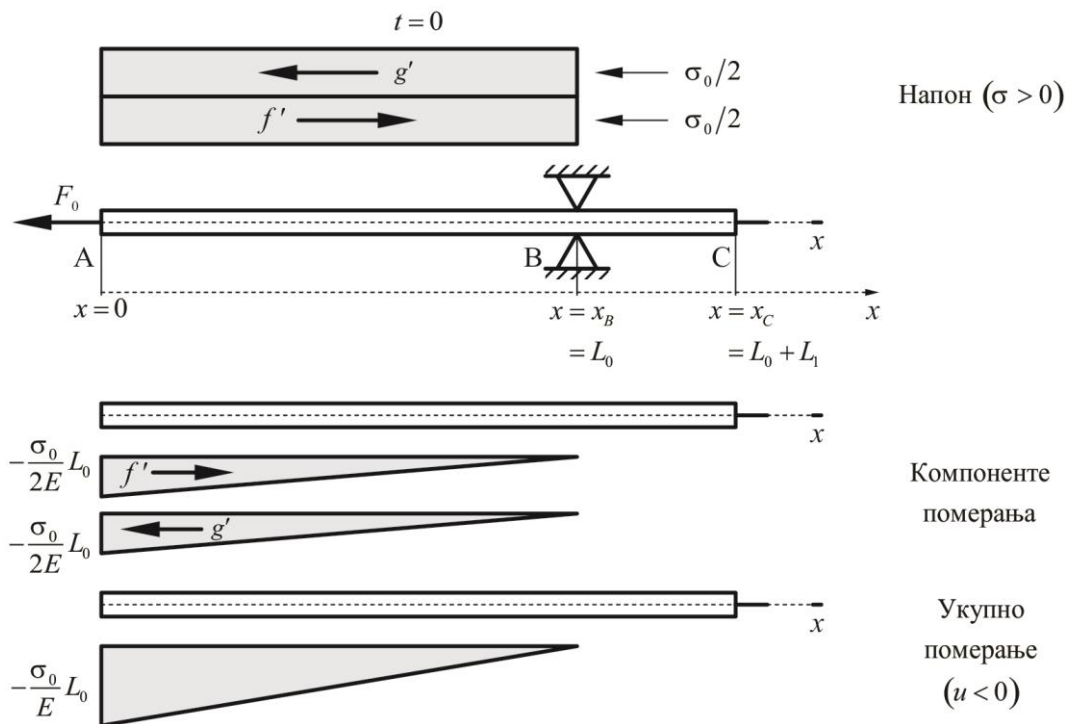
$$g(x,t) = \int g'd\eta = \int \frac{\sigma_0}{2E} d\eta = \frac{\sigma_0}{2E} \underbrace{(ct + x)}_{\eta} + C_g, \quad t = 0. \tag{0.38}$$

Константе  $C_f$  и  $C_g$  је могуће одредити из почетних услова и на основу услова континуитета у тачки А,  $f(0,t) = g(0,t)$ , добија се  $C_f = C_g = -\frac{\sigma_0}{2E} L_0$ , тако да је могуће написати

$$f(x,t) = \frac{\sigma_0}{2E} (ct - x - L_0) \tag{0.39}$$

$$g(x,t) = \frac{\sigma_0}{2E} (ct + x - L_0). \tag{0.40}$$

Напон и померање у штапу када је  $t = 0$  приказани су на слици 2.35. Укупно померање  $u(x)$  се добија сабирањем функција  $f$  и  $g$ , једначине (0.39) и (0.40), које је највеће на слободном крају штапа у тачки А ( $x = 0$ ).



Слика 2.35 Напон и померања пре ослобађања притискача

Када дође до ослобађања притискача, односно када се прекине укљештењу у тачки В, долази до кретања напонских таласа  $f'$  и  $g'$ . Талас  $f'$  почиње да се простира у позитивном смеру ка тачки С и узорку, док се почетак таласа  $g'$  одмах рефлектује у тачки А. Рефлектовани талас следи оригинални талас  $f$  и означен је са  $f_2(ct - x)$  да би се разликовала два таласа која путују од тачке А до тачке С.

Функцију  $f_2(ct - x)$  је могуће одредити у тачки А на почетку када талас почне да путује, за  $t = 0$ , на основу услова континуитета, према коме је потребно да у тачки А важи релација  $f + g = f_2 + g$ . Види се да је  $f = f_2$ , али за различите домене дефинисаности, тако да се за  $t > 0$

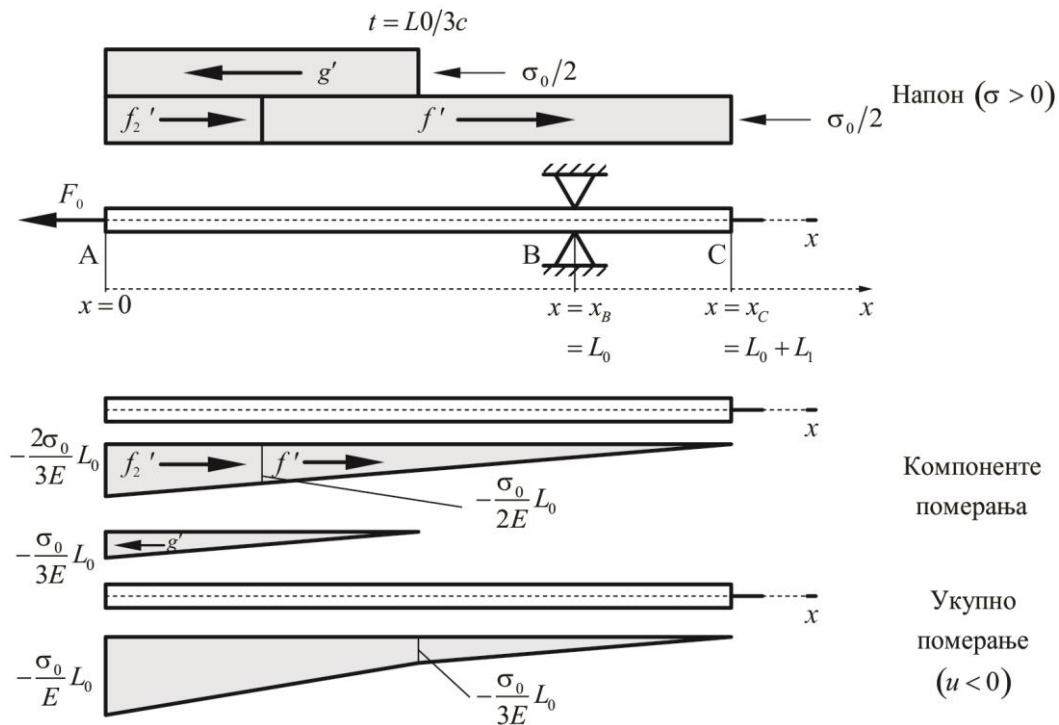
$$f(x, t) = \frac{\sigma_0}{2E}(ct - x - L_0), \quad ct > x \tag{0.41}$$

$$f_2(x, t) = \frac{\sigma_0}{2E}(ct - x - L_0), \quad ct < x \tag{0.42}$$

$$g(x, t) = \frac{\sigma_0}{2E}(ct + x - L_0), \quad L_0 - ct < x. \tag{0.43}$$

Када талас пређе растојање  $x$  за  $ct$ , уочава се спој између таласа  $f$  и  $f_2$  за  $ct = x$ . Ако се посматра идеализовани штап са слике 2.34, решења једначина (0.41), (0.42) и (0.43) су валидна док је испуњен услов  $t = L_1/c$ . У том тренутку, почетак таласа  $f$  је дошао до тачке С и један део се рефлектује, а један део се предаје узорку како је то раније објашњено. Време доласка таласа  $f(ct - x)$  до епрувете је  $t = L_0/3c$ , слика 2.36. Приказано је напонско стање, као и појединачно и укупно померање у негативном смеру.

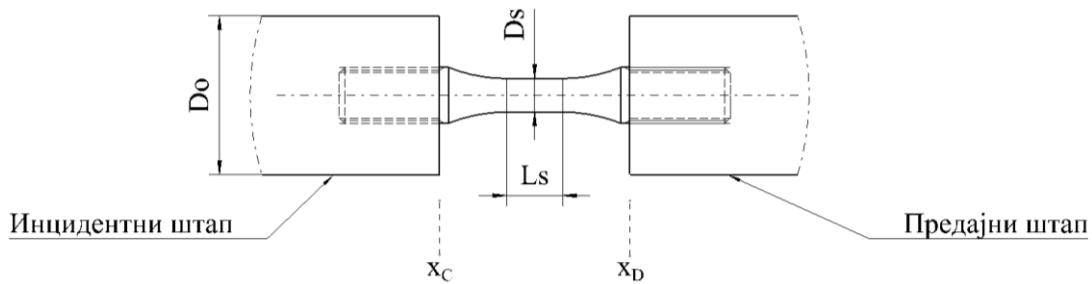
На слици 2.36 су приказани напон и померање када талас стигне до узорка. Види се да ударни талас напона у тачки С има правоугаони облик интензитета  $\sigma_0/2$  и дужине  $2L_0$ . Тако, на пример, за штап дужине  $6\text{ m}$  и таласне брзине  $c = 5100\text{ m/s}$ , трајање ударног импулса је око  $2,4 \cdot 10^{-3}\text{ s}$ .



Слика 2.36 Напон и померања када ударни талас стигне до узорка

### 2.2.3 Одређивање напона, деформације и брзине деформације

За употребу затезног Хопкинсоновог штапа који је приказан на слици 2.32, неопходно је додатно објаснити поступак одређивања напона, деформације и брзине деформације материјала од кога је епрувета направљена. Основа за њихово одређивање се налази у раније објашњеној теорији једно-димензионог простирања таласа уз додатну примену мерних трака, помоћу којих се врши директно мерење таласа деформације. У оквиру слике 2.32 су приказане потребне мерне траке 2 и 3 које се налазе на ударном, односно, предатом штапу, респективно. Између ове две мерне траке се налази епрувета од материјала који се испитује. Мерне траке су залепљене за штапове тако да су подједнако удаљене од епрувете. Употреба мерне траке 1 се односи на *тригероване* система мерења, као и за евентуално проверу дисперзије инцидентног таласа. Дакле, метода за одређивање напона, деформације и брзине деформације у узорку се заснива на употреби минимално две мерне траке, што додатно објашњава да није неопходно постављање нових мерних трака на узорак који се испитује или употребу додатних техника мерења директно на узорку (екстензиометар, ултра брза камера и сл.).



Слика 2.37 Епрувета између инцидентног и предајног штапа

На слици 2.37 је приказана епрувета која је постављена између инцидентног и предајног штапа. У односу на слику 2.32, епрувета се налази између тачака С и D, којима одговарају подужне координате  $x_C$  и  $x_D$ . Дужина цилиндричног дела епрувете и пречник епрувете су означени са  $D_s$  и  $L_s$ , респективно, а пречник штапова са  $D_o$ . Уколико се претпостави да не постоји дисперзија таласа деформације у инцидентном штапу или је она минимална, може се закључити да је талас који се региструје помоћу мерне траке 2 идентичан таласу који долази у тачку С. Једина разлика између ова два таласа се односи на временско кашњење таласа у тачки С у односу на измерени талас помоћу мерне траке 2. Ознака која се уводи за инцидентни талас који се региструје помоћу мерне траке 2 се означава као  $\varepsilon_I$ . Када овај талас стигне до тачке С, један део се преноси на епрувету, док се други део рефлектује. Рефлектовани талас почиње да се креће у супротном смеру од инцидентног таласа и његов интензитет се, такође, мери помоћу мерне траке 2. Уобичајена ознака за рефлектовани талас је  $\varepsilon_R$ . Уз наведену претпоставку о једнакости измереног таласа у тачки 2 и у тачки С, применом једначине (0.13) могуће је написати израз за деформацију у тачки С која је облика

$$\varepsilon(x_C, t) = f'(x_C - c_o t) + g'(x_C + c_o t) = \varepsilon_I + \varepsilon_R. \quad (0.44)$$

Даље, помоћу једначине (0.14) брзина штапа се може написати у облику

$$v(x_C, t) = \frac{\partial u_C}{\partial t} = c_o (-f'(x_C - c_o t) + g'(x_C + c_o t)) = c_o (-\varepsilon_I + \varepsilon_R) \quad (0.45)$$

из које је могуће одредити померање као

$$u(x_C, t) = \int_0^t v(x_C, \tau) d\tau = c_o \int_0^t (-\varepsilon_I + \varepsilon_R) d\tau. \quad (0.46)$$

Сада се сила у тачки С може написати као једначина облика

$$F(x_C, t) = E_o A_o \varepsilon(x_C, t) = E_o A_o (\varepsilon_I + \varepsilon_R). \quad (0.47)$$

Процедура одређивања деформације, померања, брзине и силе у тачки D, на споју епрувете и предајног штапа је идентична, уз употребу измереног таласа деформације помоћу мерне траке 3. Такође, претпоставка је да и у овом случају не постоји дисперзија таласа између тачке D и мерне траке 3, односно, да мерна трака мери идентичан талас који је само временски померен. Процедура је додатно упрошћена јер се у овом случају рефлектовани талас генерише када предати талас дође до краја предајног штапа у тачки E. Овај рефлектовани талас са накнадно региструје помоћу мерне траке 3, али у тренутку када је завршено затезање епрувете, односно, када је епрувета већ поломљена. Закључује се да ова компонента нема утицај, тако да у изразу за деформацију фигурише само функција  $f'$ . Талас који се региструје мерном траком 3 представља предати талас и означава се са  $\varepsilon_T$ . Ако се у тачки D, предати талас поистовети са инцидентним таласом,  $\varepsilon_I = \varepsilon_T$  уз наведену констатацију да је  $\varepsilon_R = 0$ , на основу једначина од (0.44) до (0.47) је могуће написати изразе за деформацију, брзину, померање и силу у облицима

$$\varepsilon(x_D, t) = \varepsilon_T \quad (0.48)$$

$$v(x_D, t) = -c_o \varepsilon_T \quad (0.49)$$

$$u(x_D, t) = -c_o \int_0^t \varepsilon_T d\tau \quad (0.50)$$

$$F(x_D, t) = E_o A_o \varepsilon_T. \quad (0.51)$$

На основу изведених једначина, могуће је извести одређене закључке који се односе на понашање целокупног система штапова и епрувете. Наиме, на слици 2.36 је већ показано да инцидентни штап на свом крају А има негативно померање. То померање се преноси дуж целог штапа, тако да се на основу једначина (0.45) и (0.46) и једначина (0.49) и (0.50), закључује да је померање штапова у тачкама С и D такође негативно, односно, да се штапови крећу с десне на леву страну. Такође, на основу једначина померања у тачкама С и D, се закључује да је померање у тачки С веће од померања тачке D, што има за директну последицу закључак да долази за затезања епрувете.

Применом услова равнотеже, према коме су силе на прелазима С и D једнаке, уз употребу једначина (0.47) и (0.51), може се написати израз који повезује деформације

$$\varepsilon_I + \varepsilon_R = \varepsilon_T \quad (0.52)$$

на основу кога се закључује да треба да постоји слагање између резултата измерених деформација помоћу мерних трака 2 и 3. Наравно, остаје услов да инцидентни и предајни штап буди истих материјалних и геометријских карактеристика.

На основу исте претпоставке о једнакости сила, напон у епрувети  $\sigma_s$  се може одредити као количник једне од сила и површине попречног пресека епрувете  $A_s$ , тако да се може написати израз за инжењерски напон у облику

$$\sigma_s = \frac{F_s}{A_s} = \frac{F(x_C, t)}{A_s} = \frac{E_o A_o}{A_s} \varepsilon_T. \quad (0.53)$$



Да би се одредила деформација у епрувети, полази се од померања тачака С и D, тако да је према усвојеном позитивном смеру подужне осе штапова и епрувете, промена дужине епрувете дефинисана изразом

$$\Delta L = u_D - u_C = u(x_D, t) - u(x_C, t). \quad (0.54)$$

Деформација епрувете се сада може написати у облику

$$\varepsilon_s = \frac{u(x_D, t) - u(x_C, t)}{L_s} = \frac{c_o}{L_s} \int_0^t (-\varepsilon_T - (-\varepsilon_I + \varepsilon_R)) d\tau. \quad (0.55)$$

Уколико се на основу једначине (0.52) уведе смена  $\varepsilon_I - \varepsilon_T = -\varepsilon_R$ , долази се до коначног израза за инжењерску деформацију у епрувети

$$\varepsilon_s = -2 \frac{c_o}{L_s} \int_0^t \varepsilon_R d\tau. \quad (0.56)$$

Када је у питању брзина деформације, диференцирањем израза (0.56) долази се до једначине облика

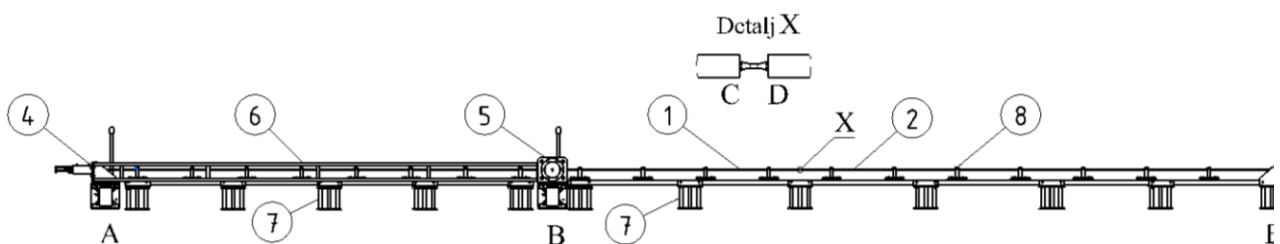
$$\dot{\varepsilon}_s = -2 \frac{c_o}{L_s} \varepsilon_R. \quad (0.57)$$

На основу изведених израза за напон, деформацију и брзину деформације, главни закључак се односи на раније наведену констатацију која се односи на употребу минималног броја мерних трака. Наиме, да би се одредио инжењерски напон у епрувети потребна је измерена вредност таласа деформација у предајном штапу на месту мерне траке 3. За одређивање деформације и брзине деформације у епрувети, потребна је измерена вредност таласа деформације у инцидентном штапу на месту мерне траке 2. Овај закључак, Хопкинсонов штап чини додатно атрактивним за даљу употребу.

## 2.3 Затезни Хопкинсонов штап

### 2.3.1 Опис

Дизајн затезне варијанте Хопкинсоновог штапа је мотивисан чињеницом да се стандардно квазистатичко испитивање материјала углавном заснива на затезању епрувета. На слици 2.32 је приказана схема затезног штапа са преднапрезањем, а на слици 2.38 конструкцијско решење. Приказано решење је реализовано и монтирано у оквиру просторије Центра за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу [12].



Слика 2.38 Схематски приказ затезног Хопкинсоновог штапа

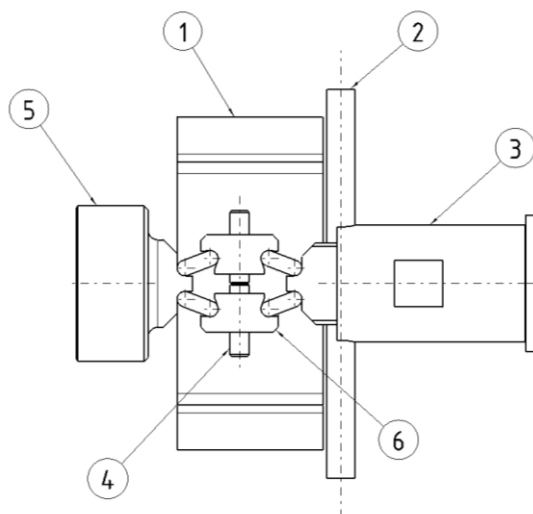
1 – Штап у коме се генерише импулс (инцидентни штап), 2 – Штап којем се предаје импулс (предајни штап), 3 – Епрувета која се испитује, 4 – Затезни подсклоп, 5 – Подсклоп укљештења и окидача, 6 – Решеткаста конструкција, 7 – Носећа конструкција, 8 – Носач штапова

Да би се извршило преднапрезање дела штапа помоћу силе  $F_0$  у тачки А, прво је потребно остварити укљештење помоћу посебног механизма у тачки В, слика 2.39. Након постизања жељене вредности напона у преднапрегнутом делу штапа, ослобађа се укљештење. Овим се омогућава да једна половина таласа путује лево, а друга половина таласа десно у односу на тачку укљештења. Талас од интереса је онај који се креће ка епрувети и његова вредност се мери помоћу мерне траке 2. Овај талас представља ударни талас и његовим доласком до епрувете, један део се преда епрувети, а други део се одбија и враћа назад ка укљештењу. Талас који је предат епрувети, даље путује кроз епрувету и доласком до другог штапа, опет долази до рефлексије и предаје. Део таласа који се преда другом штапу се мери помоћу мерне траке 3.

Оба штапа се оптерећују само у области еластичности. У питању је једноосно напонско стање еластичних штапова са константним попречним пресеком, при чему се попречна деформација (ширење и скупљање) занемарује услед малог односа пречника и дужине штапа.

Механизам којим се остварује укљештење поседује и улогу окидача, односно ослобађања укљештања за кратко време због остваривања кратког узлазног времена генерисаног импулса. То ослобађање се остварује помоћу додатне епрувете чијим ломом престаје контакт између штапа и притисног елемента. Код додатне епрувете је извршено локално смањење попречног пресека са циљем локализације напона и навођења лома на том месту. На основу овога се може закључити да додатна епрувета треба да буде направљена од материјала који поседује мало издужење, односно, материјал који је склон кртом лому. Материјал који је коришћен за израду додатних епрувета је алатни челик К460 произвођача BOHLER EDELSTAHL GMBH из Аустрије.

Због природе процеса којим се долази до тражених карактеристика материјала, поред механизма за остваривање и брзо ослобађање укљештења, извршена је и оптимизација конструкције са аспекта преноса оптерећења на окружење. Сва оптерећења се после ослобађања укљештења, највећим делом задржавају у конструкцији, а само један мањи део се преноси на подлогу. Ово је остварено посебном решеткастом конструкцијом која се налази између хидрауличног цилиндра којим се уноси преднапрезање штапа и хидрауличног цилиндра којим се остварује укљештење.



Слика 2.39 Механизам за укљештење и окидање

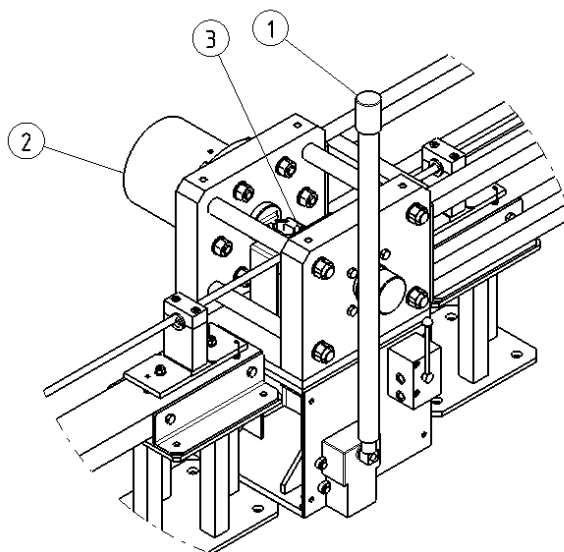
1 – Помоћни носач, 2 – Инцидентни штап, 3 – Непокретни ослонац, 4 – Додатна епрувета,  
5 – Притискивач хидрауличног цилиндра, 6 – ТЕТА веза

Техничке карактеристике:

- Габаритне мере – 15000x1000x700 mm,
- Маса уређаја – ~ 620 kg,
- Пречник штапова – 14,2 mm,
- Брзина деформације – ~  $e^3 s^{-1}$ ,
- Максимални допуштени нормални напон у штапу који генерише импулс – 750 Мра.
- Хидраулични погонски подсистем:
  - Затезни хидраулични цилиндар – максималног притиска 25 МПа, хода 150 mm и максималне силе 50 kN,
  - Хидраулични цилиндар за укљештење и окидање - максималног притиска 25 МПа, хода 50 mm и максималне силе 500 kN,
  - Капацитет резервоара – 5 L,
  - Двостепене ручне пумпе – променљивог притиска до 4.5 МПа,
  - Разводник са неповратним вентилом до 25 МПа,
  - Манометри за читавање притиска у цилиндрима.
- Аквизициони систем
  - Брзина аквизиционог система – 200 kHz,
  - Мерне траке 120 Ω,
  - Систем за аквизицију – QUANTUMX НВМ А410,
  - Софтвер – CATMAN 3.4.1,
  - Рачунар.

Челична конструкција се састоји од три независне целине:

- решеткасте конструкције која повезује затезни подсклоп са подсклопом укљештења и окидања
- носеће конструкције штапа у којем се генерише импулс између два подсклопа са хидрауличним цилиндрима
- носеће конструкције слободног краја штапа у којем се генерише импулс и штапа којем се предаје импулс



Слика 2.40. Подсклоп укљештења и окидања [12]

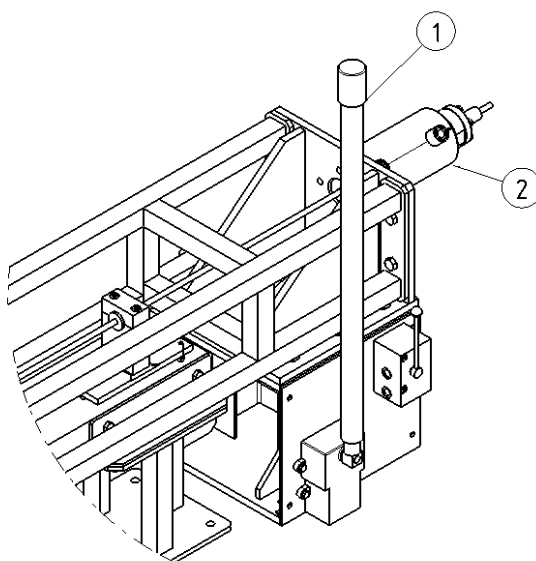
1 – Палица ручне пумпе, 2 – Хидраулични цилиндар од 500 kN, 3 – Укљештење и окидач

На наведеним носећим конструкцијама се налазе носачи штапова на међусобном растојању од 770 mm. Контакт носача са штаповима је преко прстена израђених од полиамида, да би се остварио што мањи коефицијент трења. Такође, изабрани материјал поседује велику електро отпорност.

Носеће конструкције су модуларног типа, што омогућава лакшу монтажу и демонтажу када је у питању склапање уређаја. Такође, предност концепта независних целина смањује резултате међусобних интеракција. Решеткаста конструкција са својим подсклоповима у потпуности преузима оптерећења, што омогућава носећим конструкцијама штапова несметано функционисање без међусобног утицаја. Са аспекта мерења импулса овакав концепт треба да смањи нежељени утицај осталих компоненти и окружења.

Принцип функционисања решења се може описати кроз следеће фазе:

- Мерење попречног пресека епрувете помоћу микрометра.
- Постављање епрувете стандардних димензија између два штапа (тачке С и D).
- Постављање механизма укљештења и окидања (тачка В).
- Палицом ручне пумпе, слика 2.40, остварује се одређени ход клипа, односно укљештење.
- Палицом ручне пумпе, слика 2.41, остварује се пренапрезање штапа до одређеног напона у зависности од жељене брзине деформације за материјал који се испитује. Вредност напона се одређује на основу измереног притиска у цилиндру помоћу манометра (тачка А).
- Стартовања програма са аквизицију.
- Палицом ручне пумпе, слика 2.40, остварује се додатно кретање клипа хидрауличног цилиндра до тренутка када долази до раздвајања контакта између механизма укљештења и штапа.
- После окидања, половина генерисаног импулса путује према епрувети, а половина у супротном смеру ка затезном цилиндру.
- Вредности деформација у штаповима се мере помоћу мерних трака које се налазе на штаповима.
- Завршетак снимања аквизиционог система.



Слика 2.41. Затезни подсклоп [12]

1 – Палица ручне пумпе, 2 – Хидраулични цилиндар од 50 kN

## 2.3.2 Верификација решења

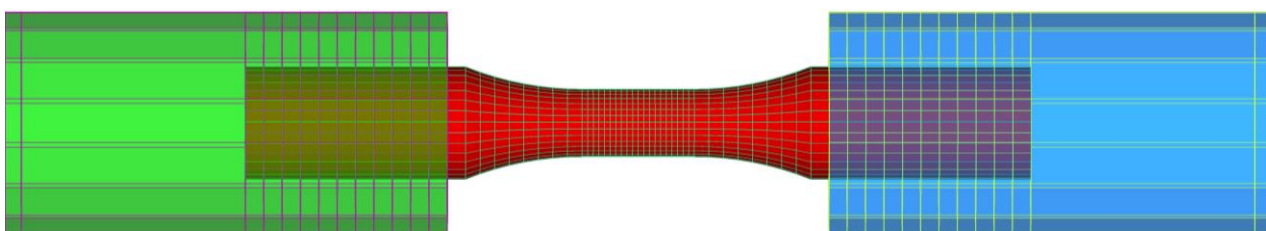
Верификација решења је извршена са циљем да се потврди изведена теорија на конкретном конструкцијском решењу. Верификација је обухватила нумеричке симулације:

- Процеса простирања таласа кроз инцидентни штап, епрувету и предајни штап и
- Понашање решеткасте конструкције.

### 2.3.2.1 Процес простирања таласа

Нумеричком симулацијом простирања таласа кроз инцидентни штап, епрувету и предајни штап извршена је провера изведене теорије на затезној варијанти Хопкинсоновог штапа. Модел коначних елемената је обухватио оба штапа, инцидентни и предајни, као и епрувету између њих. Симулацијом је обухваћен цео процес, од почетка преднапрезања инцидентног штапа, до тренутка лома епрувете између штапова. Симулација је урађена у програмском пакету LS-DYNA [28], уз употребу алгоритама имплицитне схеме интеграције за део процеса који се односи на преднапрезање и експлицитне схеме интеграције за део процеса који се односи на простирање таласа кроз штапове и лом епрувете. За све компоненте су коришћени 3D осмочворни елементи.

На слика 2.42 је приказан део МКЕ модела који обухвата епрувету и крајева штапова који су у контакту са њом. Претпостављен је идеалан контакт, односно, епрувета је идеално повезана (мерцована) са тим крајевима штапова.



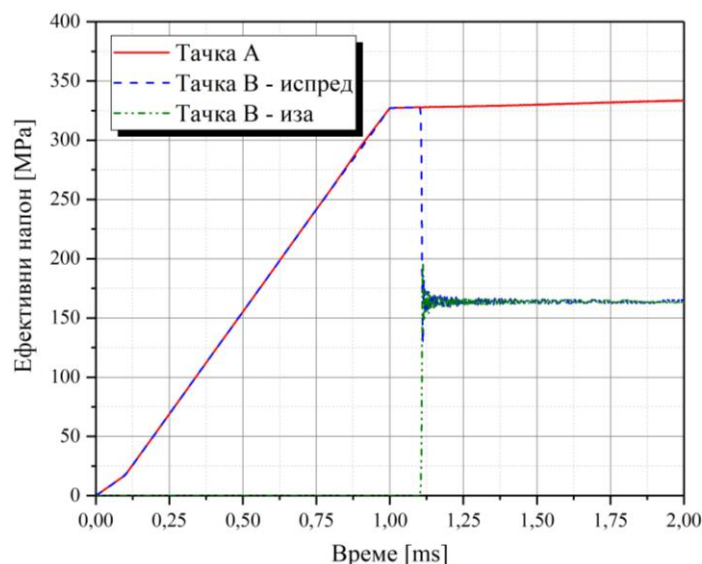
Слика 2.42 МКЕ модел епрувете са крајевима инцидентног и предајног штапа

За штапове је изабран еластичан материјални модел MAT\_001, док је за епрувету изабран материјални модел MAT\_018 [64]. Материјалне карактеристике ових модела су наведене у табели 2.2.

Табела 2.2 Материјалне карактеристике епрувете и штапова

	1	2	3	4	5	6	7
	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$E$ [MPa]	$\nu$	$K$ [MPa]	$n$	$R_e$ [MPa]	$\epsilon_{psf}$
Штап_MAT01	7,85e-9	210000	0,3	-	-	-	-
Епрувета_MAT018	7,85e-9	228399	0,3	936,61	0,05094	767,38	1,4716
$\rho$ - густина				$K$ – коефицијент пропорционалности			
$E$ – модул еластичности				$n$ – експонент ојачања			
$\nu$ - Поасонов коефицијент				$R_e$ – граница течења			
				$\epsilon_{psf}$ - стварна деформација лома			

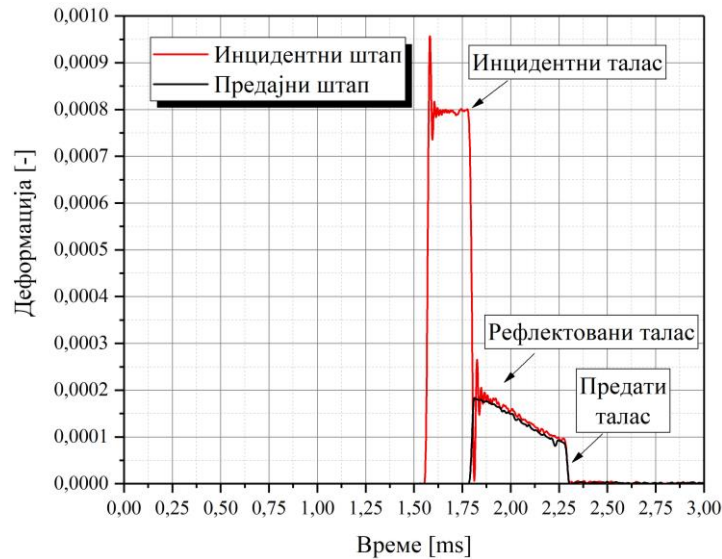
Преднапрезање инцидентног штапа је остварено помоћу задатог померања. Конкретно, за верификацију је задато померање слободног краја штапа, тачка А, износило  $10\text{ mm}$ . Истовремено, на месту деловања укљештања, тачка В, дефинисано је ограничење које спречава померање и ротације чворова у тој зони. На тај начин се остварује преднапрезање, односно, генерисање почетне вредности напона у инцидентном штапу. Када се оствари задати ход слободног краја инцидентног штапа, прелази се из имплицитне у експлицитну интеграцију, уз престанак деловања укљештења у тачки В. На слици 2.43 су приказане вредности напона у тачки А и непосредно испред и иза тачке В, током процеса преднапрезања, а затим отпуштања укљештења. Према дијаграму, време достизања до жељеног нивоа напона је  $1\text{ ms}$ , да би отпуштање укљештења наступило у тренутку  $1,1\text{ ms}$ .



Слика 2.43 Ефикасни напони у тачки А и тачки В

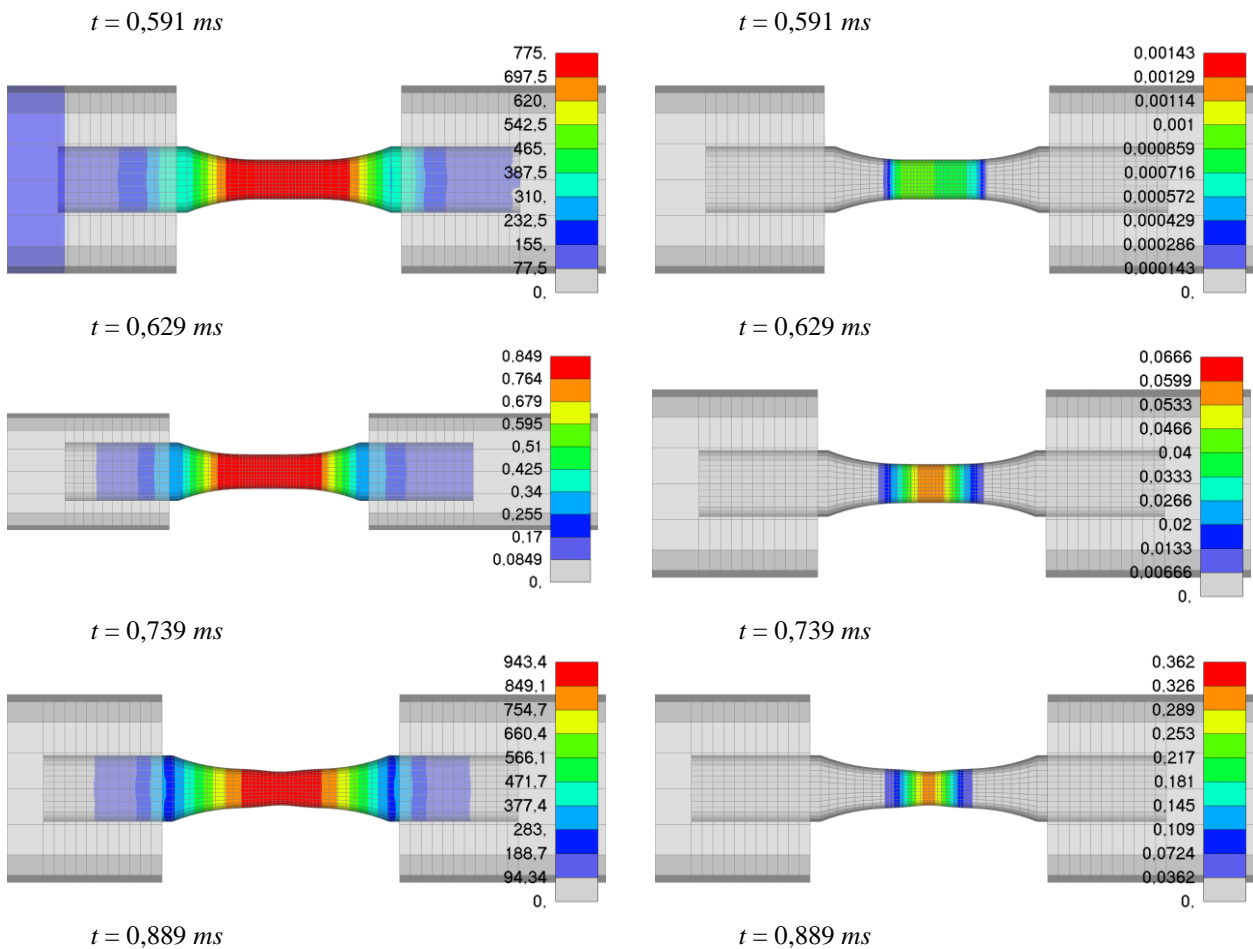
Вредности напона у тачки А, у тренутку непосредно пре отпуштања, као и непосредно испред тачке В је идентична и износи  $328\text{ MPa}$ . Након отпуштања укљештења, напон испред и иза тачке В је једнак половини почетног напона и износи  $164\text{ MPa}$ . Овакви односи напона одговарају изложеној теорији простирања таласа, слика 2.35 и слика 2.36.

На слици 2.44 су приказани таласи деформација у инцидентном и предајном штапу, на местима где се налазе мерне траке 2 и 3, респективно. Због присуства шума на измереним сигнаlima деформације, извршено је филтрирање филтером од  $20\text{ kHz}$ . На основу приказаних вредности, потврђена је једначина (2.52).

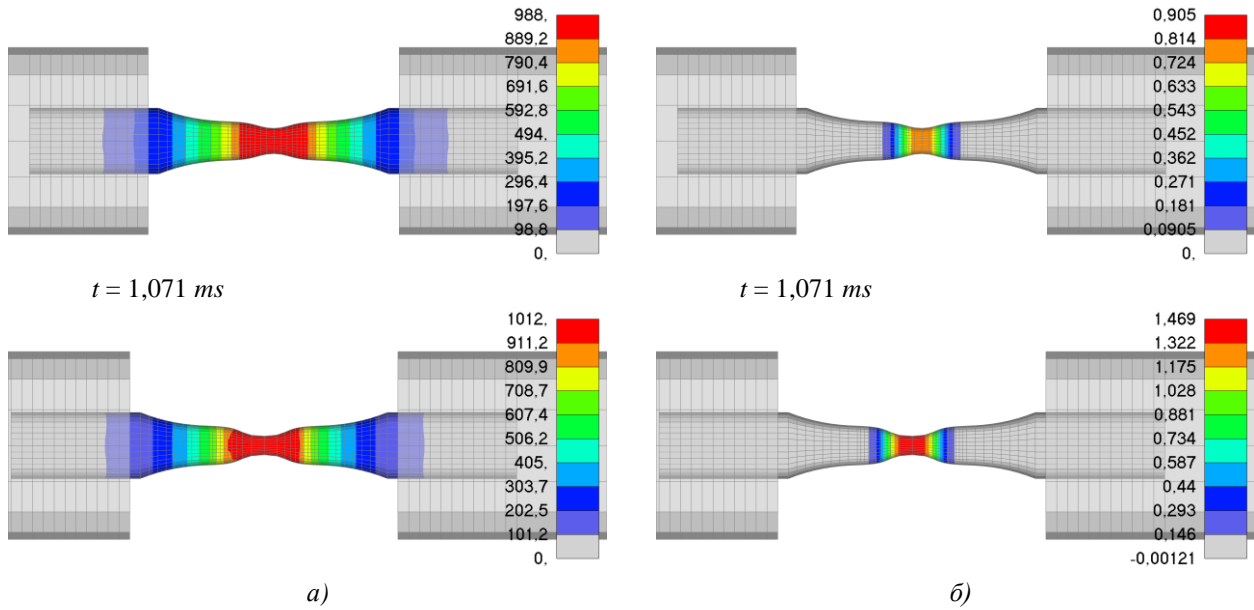


Слика 2.44 Простирање таласа у местима мерних трака 2 и 3

За контролу временског корака интеграљења током прорачуна, аутоматски је изабран најмањи елемент у епрувети, тако да је време корака интеграљења  $0,13e^{-4} ms$ . Време доласка инцидентног таласа до епрувете је  $0,59 ms$ , при чему за сваки корак интеграције талас пређе пут од  $0,0672 mm$ . Наравно, пређени пут је мањи од дужина најмањег елемента,  $0,095 mm$ , на основу кога је одрађен временски корак интеграције. На слици 2.45 су приказана поља ефективног напона и пластичне деформације у одређеним тренуцима, у односу на почетак простирања таласа од места укљештања у тачки В.



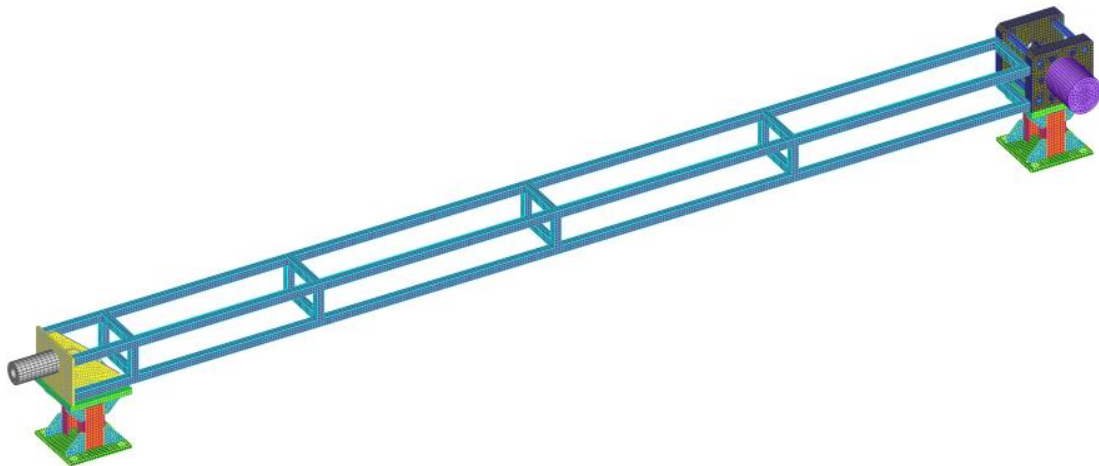




Слика 2.45 Поље: а) ефективног напана [MPa] и б) пластичне деформације [-]

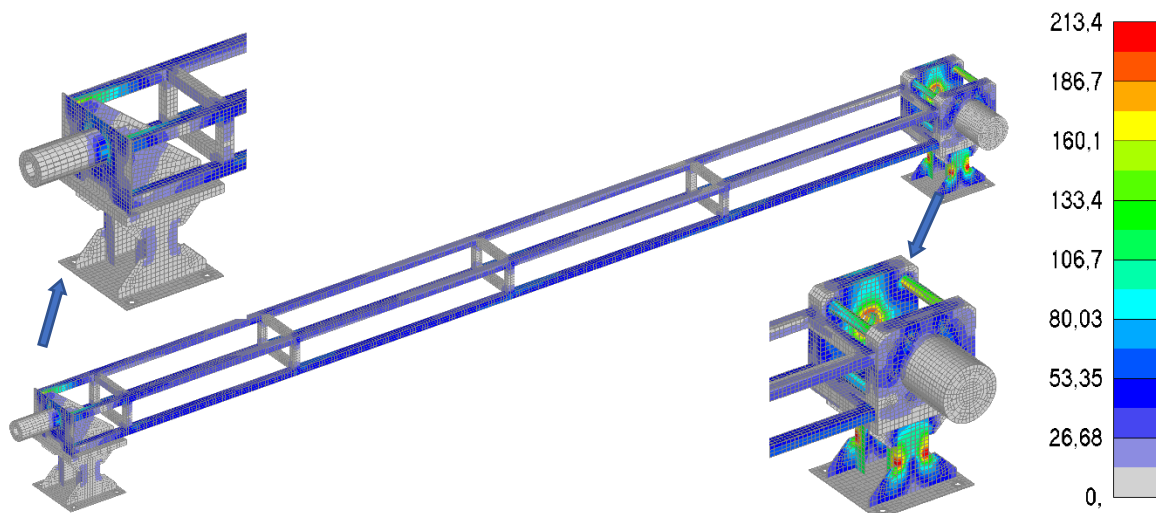
### 2.3.2.2 Решеткаста конструкција

Прорачун решеткасте конструкције је спроведен са циљем да се изврши провера чврстоће решеткасте конструкције, по чему је ово решење Хопкинсоновог штапа специфично, као и да се утврди утицај конструкције на окружење при наглом ослобађању акумулиране енергије у инцидентном штапу. На слици 2.46 је приказан МКЕ модел решеткасте конструкције. Као и у случају анализе простирања таласа, симулација је урађена у програмском пакету LS-DYNA [28], употребом имплицитне и експлицитне схеме интеграције током преднапрезања и након ослобађања укљештења, респективно. Решеткаста конструкција и делови од плоча су моделирани 2D елементима љуске, док су остали делови (цилиндри, носачи...) моделирани 3D елементима.



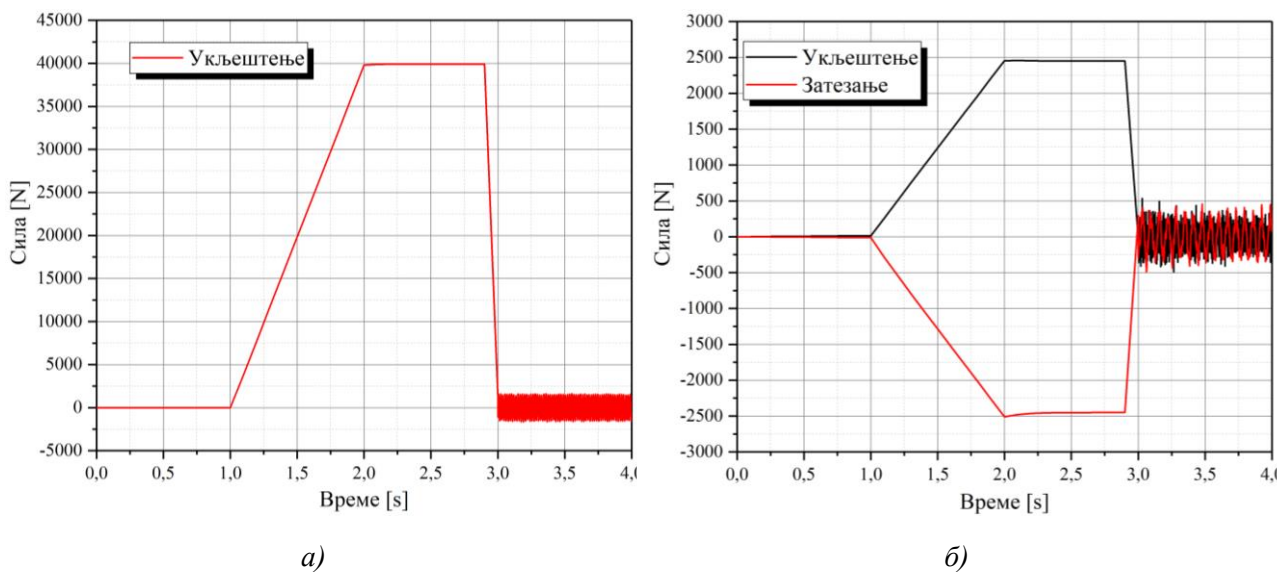
Слика 2.46 МКЕ модел решеткасте конструкције

Када се разматра чврстоћа конструкције, максимални напони се добијају у току процеса преднапрезања, јер се реакције услед дејства цилиндара преносе на конструкцију. На слици 2.47 су приказана напонска поља решеткасте конструкције.



Слика 2.47 Напонско поље решеткасте конструкције

На слици 2.48а је приказана реакција подскопа укљештења и ослобађања у подужном правцу, када цилиндар који затезе инцидентни штап остварује силу затезања од  $55,4 \text{ kN}$ . Под претпоставком да између штапа и механизма укљештења постоји коефицијент трења од  $0,14$ , усвојена је сила укљештења од  $400 \text{ kN}$ . На слици 2.48б је приказана реакција затезног подскопа, тачка А, као и нормална реакције подскопа укљештења и ослобађања, тачка В.



Слика 2.48 Реакције подскопова: а) подужна и б) нормална

### 2.3.3 Почетни параметри испитивања

Даља примена изложене теорије, након спроведене верификације, се заснива на аналитичком одређивању потребне силе преднапрезања инцидентног штапа на основу материјалних карактеристика штапова и епрувете која се испитује. Дефинисањем ове силе се дефинише оквирна жељена брзина деформације епрувете.

Када инцидентни талас интензитета  $\sigma_0/2$  стигне до епрувете, тачка С, један део таласа се рефлектује, а један део се преда епрувети, као последица дисконтинуитета, слика 2.31. Предати талас путује кроз епрувету и када стигне до тачке D, један део се рефлектује, а један део се пренесе на предајни штап. Рефлектовани талас путује назад ка тачки С у којој поново долази до рефлексије и предаје, али у овом случају ка инцидентном штапу. Док се штапови и епрувета налазе у зони еластичности, ове секвенце рефлектовања и предаје се могу израчунати употребом једначина (2.30) и (2.31). Такође, ове једначине је могуће применити и током течења материјала епрувете, али уз корекцију брзине простирања таласа кроз материјал. У изразу за одређивање брзине простирања таласа уместо модула еластичности треба узети тангентни модул  $E_t$ .

Ако се разматра конфигурација Хопкинсоновог штапа са слике 2.32, при чему је растојање од тачке А до тачке В једнако  $6\text{ m}$ , а растојање од тачке В до тачке С је  $2\text{ m}$ , онда се за пречник штапа од  $14.2\text{ mm}$  лако може аналитички израчунати напон затезања када се тачка А помери у негативном  $x$  правцу за  $10\text{ mm}$  и тај напон износи  $\sigma_0 \approx 350\text{ MPa}$ . Из израза (0.36) и према слици 2.35, ова вредност напона се дели на  $f'$  и  $g'$ , тако да је ударни талас који се приближава узорку једнак  $\sigma_I = \sigma_0/2 = 175\text{ MPa}$ .

За пречник штапа од  $14.2\text{ mm}$ , површина попречног пресека је  $A_0 = 158,287\text{ mm}^2$ . Површина попречног пресека узорка, према слици 2.37, је  $A_s = 7,065\text{ mm}^2$ . Претпоставка је да је овај пресек једнак дуж целог растојања од тачке С до тачке D, односно, сматра се да је епрувета цилиндричног облика, тако да се прелази са  $5\text{ mm}$  на  $3\text{ mm}$  занемарује. Када ударни талас напона стигне до тачке С, рефлектовани напон  $\sigma_{R1}^C$  и предати напон  $\sigma_{T1}^C$  се према (2.29) и (2.30) могу израчунати као:

$$\sigma_{R1}^C = \frac{A_s \rho_s c_s - A_0 \rho_0 c_0}{A_s \rho_s c_s + A_0 \rho_0 c_0} \sigma_I \quad (0.58)$$

$$\sigma_{T1}^C = \frac{2A_0 \rho_0 c_0}{A_0 \rho_0 c_0 + A_s \rho_s c_s} \sigma_I. \quad (0.59)$$

У наведеним једначинама, индекс "s" се односи на узорак, а индекс "0" на штапове, док се индекси R1 и T1 односе на први секвенцу рефлектованог и предатог таласа. Индекс С се односи на тачку С на штапу. У разматраном случају, штапови и епрувета су направљени од истог метала, тако да су њихове густине и брзине простирања таласа идентичне. У том случају, изрази за  $\sigma_{R1}^C$  и  $\sigma_{T1}^C$  се могу написати у упрошћеним облицима и израчунати за конкретне вредности површина:

$$\sigma_{R1}^C = \frac{A_s - A_0}{A_s + A_0} \sigma_I = \frac{7,065 - 158,287}{7,065 + 158,287} \frac{\sigma_0}{2} = -0,9145 \cdot 175 = -160,03\text{ MPa} \quad (0.60)$$

$$\sigma_{T1}^C = \frac{2A_0}{A_s + A_0} \sigma_I = \frac{2 \cdot 158,287}{7,065 + 158,287} \frac{\sigma_0}{2} = 1,9495 \cdot 175 = 335,04\text{ MPa}. \quad (0.61)$$

Као што је раније наведено, постоји више секвенци у тачки С када рефлектовани талас из тачке D доспе до тачке С. Такође, негативан знак за  $\sigma_{R1}^C$  који се враћа ка почетку штапа у тачки А, у једначини (2.59) говори да је у питању компресија. Напон  $\sigma_{T1}^C$  се преноси на епрувету која се испитује. Сума ова два напона је  $175\text{ MPa}$  и једнака је инцидентном таласу напона на почетку.

Следећа секвенца ударног и предатог таласа наступа у тачки D. Ударни талас је сада  $\sigma_{T1}^C$ , тако да се сада индекси у једначинама (0.30) и (0.31) мењају. У тачки D сада индекс "0" постаје индекс "s" и обрнуто. Рефлектовани и предати напон у тачки D се рачунају према изразима

$$\sigma_{R2}^D = \frac{A_0 - A_s}{A_s + A_0} \sigma_{T1}^C = \frac{158,287 - 7,065}{7,065 + 158,287} \cdot \sigma_{T1}^C = 0,9145 \cdot 335,04 = 306,4 \text{ MPa} \quad (0.62)$$

$$\sigma_{T2}^D = \frac{2A_s}{A_s + A_0} \sigma_{T1}^C = \frac{2 \cdot 7,065}{7,065 + 158,287} \cdot \sigma_{T1}^C = 0,0845 \cdot 335,04 = 28,6 \text{ MPa}. \quad (0.63)$$

У овој секвенци, рефлектовани и предати талас су позитивног знака. Талас напона  $\sigma_{T2}^D$  путује кроз штап ка тачки E и његова вредност се мери помоћу мерне траке 3. Рефлектовани талас  $\sigma_{R2}^D$  путује назад од тачке D то тачке C, где се јавља трећа секвенца рефлектовања и предаје. С обзиром да ударни талас долази кроз узорак, користећи претходне једначине (0.62) и (0.63), могуће је израчунати напоне

$$\sigma_{R3}^C = \frac{A_0 - A_s}{A_s + A_0} \sigma_{R2}^D = 0,9145 \cdot 306,4 = 280,2 \text{ MPa} \quad (0.64)$$

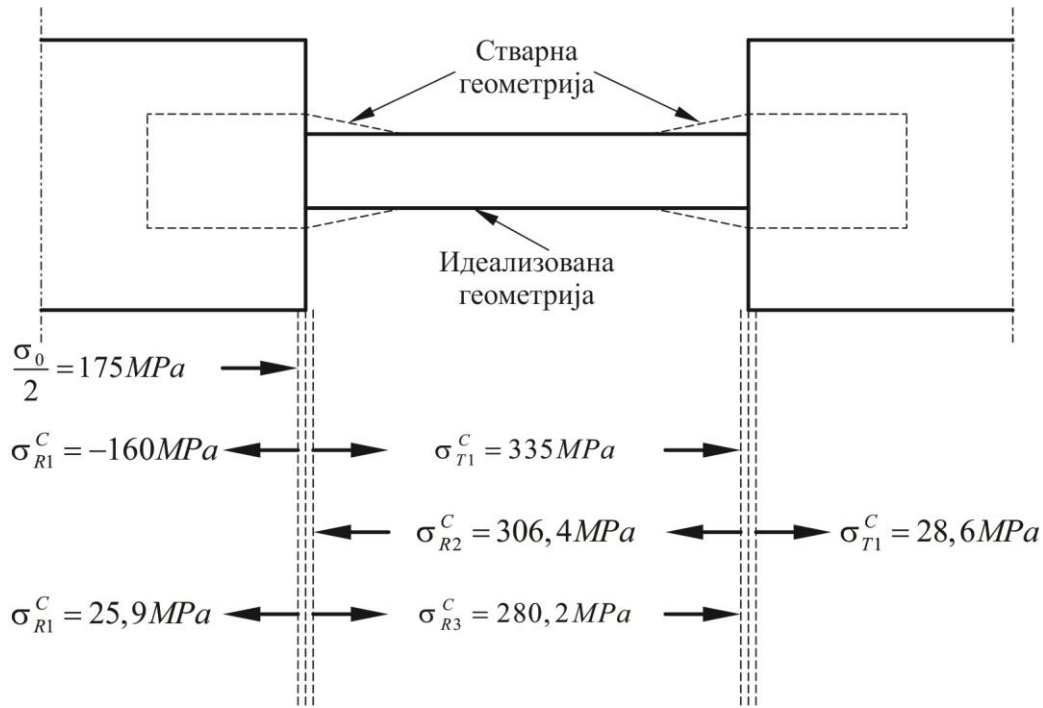
$$\sigma_{T3}^C = \frac{2A_s}{A_s + A_0} \sigma_{R2}^D = 0,0845 \cdot 306,4 = 25,89 \text{ MPa}. \quad (0.65)$$

Четврта секвенца таласа се добија приласком таласа  $\sigma_{R3}^C$  у тачку D, тако да се могу израчунати напони према следећим изразима

$$\sigma_{R4}^D = \frac{A_0 - A_s}{A_s + A_0} \sigma_{R3}^C = 0,9145 \cdot 280,2 = 256,2 \text{ MPa} \quad (0.66)$$

$$\sigma_{T4}^D = \frac{2A_s}{A_s + A_0} \sigma_{R3}^C = 0,0845 \cdot 280,2 = 23,7 \text{ MPa}. \quad (0.67)$$

Сви напони који су израчунати до сада, су приказани на слици 2.49. Почетни ударни талас напона,  $\sigma_l = \sigma_0 / 2 = 175 \text{ MPa}$  се приближава тачки C и један део се рефлектује, а један део се преда узорку. Укупан напон у узорку једнак је збиру напона  $\sigma_{T1}^C$ ,  $\sigma_{R2}^D$  и  $\sigma_{R3}^C$ , због чињеница да је трајање ударног таласа који треба да пређе пут дужине 6+6 m веома дуже у односу на време простирања таласа у узорку дужине 17 mm. Због тога је потребно сабрати напоне у x правцу осе штапа. Сада је напон у узорку 930 MPa, док је напон у ударном штапу у тачки C 40,9 MPa и напон у тачки D 28,6 MPa.



Слика 2.49 Секвенце рефлектованих и предатих таласа у узорку

Процес рефлектовања и предаје се наставља по наведеној процедури све док не дође до пластичког течења материјала. За посматрани узорак од челика чија је граница течења наведена у табели 4.3, очигледно је долази до пластифицирања, а касније и до лома узорка. На основу претходних једначина, напон  $\sigma_s$  у узорку се може изразити

$$\begin{aligned}
 \sigma_s &= \sigma_{T1}^C + \sigma_{R2}^D + \sigma_{R3}^C \\
 &= 1,9495 \cdot \sigma_I + 0,9145 \cdot (1,9495 \cdot \sigma_I) + 0,9145 \cdot (0,9145 \cdot 1,9495 \cdot \sigma_I) \\
 &= 1,9495 \cdot \sigma_I \cdot (1 + 0,9145 + 0,9145^2) \\
 &= 1,9495 \cdot \sigma_I \cdot \frac{1 - 0,9145^3}{1 - 0,9145} \\
 &= 1,9495 \cdot 175 \cdot 1,9145 \\
 &= 938,19 MPa.
 \end{aligned} \tag{0.68}$$

У једначини (0.68) је примењена формула геометријског низа

$$\sum_{k=1}^n q^{k-1} = \frac{1 - q^n}{1 - q} \quad \text{где је: } q = \frac{A_0 - A_s}{A_s + A_0} = 0,9145. \tag{0.69}$$

За еласто-пластичан материјал са границом течења  $\sigma_y = 767 MPa$  може се израчунати после колико секвенци долази до течења

$$\begin{aligned}
 \sigma_y &= 1,9495 \cdot \sigma_I \cdot \frac{1 - 0,9145^n}{1 - 0,9145} \\
 767 &= 1,9495 \cdot 175 \cdot \frac{1 - 0,9145^n}{1 - 0,9145}.
 \end{aligned} \tag{0.70}$$

Решење ове једначине је

$$n = \frac{\ln\left(1 - \frac{767}{1,9495 \cdot 175} (1 - 0,9145)\right)}{\ln 0,9145} = 2,39. \quad (0.71)$$

Закључује се да до почетка течења материјала, постоје две или три потпуне секвенце рефлектовања и предаје таласа. Уколико се усвоји да је  $n = 3$  могу се написати изрази за вредности напона  $\sigma_R$  и  $\sigma_T$

$$\begin{aligned} \sigma_R &= \sigma_{R1}^C + \sigma_{T3}^C \\ &= -0,9145 \cdot \sigma_I + 0,0845 \cdot 0,9145 \cdot 1,9495 \cdot \sigma_I \\ &= -0,9145 \cdot \sigma_I + 0,1506 \sigma_I \\ &= -0,9145 \cdot 175 + 0,1506 \cdot 175 \\ &= -133,7 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (0.72)$$

$$\begin{aligned} \sigma_T &= \sigma_{T2}^D \\ &= 0,0845 \cdot 1,9495 \cdot \sigma_I \\ &= 0,1647 \cdot \sigma_I \\ &= 0,1647 \cdot 175 \\ &= 28,8 \text{ MPa.} \end{aligned} \quad (0.73)$$

На основу одређеног броја секвенци рефлектовања и предаје таласа, могуће је извршити процену брзине деформације. Употребом раније изведених једначина (2.29) – (2.34), за прву секвенцу се може написати једначина

$$\sigma_{R1}^C = \frac{A_2 \rho_2 c_2 - A_1 \rho_1 c_1}{A_1 \rho_1 c_1 + A_2 \rho_2 c_2} \sigma_I = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} \sigma_I \quad (= -0,9145 \cdot \sigma_I) \quad (0.74)$$

$$\sigma_{T1}^C = \frac{2A_1 \rho_2 c_2}{A_1 \rho_1 c_1 + A_2 \rho_2 c_2} \sigma_I = \frac{2\beta}{\alpha + 1} \sigma_I \quad (= 1,9495 \cdot \sigma_I). \quad (0.75)$$

у којима се индекс 1 односи на штап, а индекс 2 на епрувету. За остале секвенце у којима је инцидентни талас у епрувети, индекс 1 се односи на епрувету, а индекс 2 на штап, тако да се могу написати једначине облика

$$\sigma_R = \frac{A_2 \rho_2 c_2 - A_1 \rho_1 c_1}{A_1 \rho_1 c_1 + A_2 \rho_2 c_2} \sigma_I = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} \sigma_I \quad (= 0,9145 \cdot \sigma_I) \quad (0.76)$$

$$\sigma_T = \frac{2A_1 \rho_2 c_2}{A_1 \rho_1 c_1 + A_2 \rho_2 c_2} \sigma_I = \frac{2\alpha}{(\alpha + 1)\beta} \sigma_I \quad (= 0,0845 \cdot \sigma_I). \quad (0.77)$$

Једначина (0.72) се сада може написати у облику, уз употребу везе  $\sigma_I = \sigma_0 / 2 = F_0 / (2A_0)$

$$\begin{aligned} \sigma_R &= \sigma_{R1}^C + \sigma_{T3}^C \\ &= -0,9145 \cdot \sigma_I + 0,0845 \cdot 0,9145 \cdot 1,9495 \cdot \sigma_I \\ &= \sigma_I \left( \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} + \frac{2\alpha}{(\alpha + 1)\beta} \frac{1 - \alpha}{\alpha + 1} \frac{2\beta}{\alpha + 1} \right) \\ &= \frac{F_0}{2A_0} \frac{\alpha - 1}{(\alpha + 1)^2} \left( \alpha + 1 - \frac{4\alpha}{\alpha + 1} \right). \end{aligned} \quad (0.78)$$

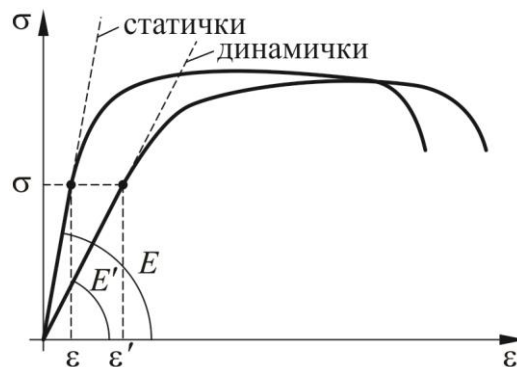
Процена брзине деформације према једначини (0.57) је сада могућа, тако да се добија израз

$$\begin{aligned}
\dot{\varepsilon}_s &= -2 \frac{c_o}{L_s} \varepsilon_R \\
&= -2 \frac{c_o}{L_s} \frac{\sigma_R}{E_0} \\
&= -2 \frac{c_o}{L_s} \frac{1}{E_0} \frac{F_0}{2A_0} \frac{\alpha-1}{(\alpha+1)^2} \left( \alpha+1 - \frac{4\alpha}{\alpha+1} \right).
\end{aligned} \tag{0.79}$$

### 2.3.4 Корекција модула еластичности

Према досадашњим истраживањима [45], [60], потребно је извршити корекцију криве зависности напона од деформације. Корекција се првенствено односи на модул еластичности који је према датој теорији одређен на идеализованој епрувети. Уколико се изврши поређење са класичним испитивањем епрувета на затезање, за правилно одређивање модула еластичности, неопходна је употреба екстензиометра. Његовом употребом, уз примену одговарајуће процедуре, се могу одредити праве вредности модула еластичности на основу резултата мерења деформације епрувете на одговарајућој мерној дужини.

С обзиром да експерименталне методе засноване на Хопкинсонов штапу не укључују директно мерење деформације на епрувети, употреба корекције модула еластичности се чини оправданом. Настала грешка мерења се повезује са чињеницом да при затезању, долази до деформисања целе епрувете, не само равног дела. На слици 2.50 је приказана разлика између криве течења одређене квазистатичком и динамичком методом. Модул еластичности квазистатичке криве је означен са  $E$  и он представља прави модул еластичности. Измерени модул еластичности са динамичке криве је означен са  $E'$ .



Слика 2.50 Корекција криве течења

Према спроведеним истраживањима, а на основу слике 2.50, поступак одређивања израза за корекцију, полази од једначине која повезује напон у области еластичности за обе криве и облика је

$$\sigma = E \frac{\Delta L}{L} = E' \frac{\Delta L'}{L}. \tag{0.80}$$

Корекција деформације се може написати у облику

$$\frac{\Delta L'}{L} - \frac{\Delta L}{L} = \sigma \left( \frac{E - E'}{EE'} \right). \tag{0.81}$$



Коначни облик једначина која се користи за корекцију криве течења је облика

$$\varepsilon_{korigovano} = \varepsilon_{nekorigovano} - \sigma \frac{E_{ispravno} - E_{izmereno}}{E_{ispravno} \cdot E_{izmereno}}. \quad (0.82)$$

У једначини (0.82) модул еластичности одређен квазистатички на кидалици је означен као  $E_{ispravno}$ , док су измерене вредности деформације и модула еластичности на Хопкинсоновом штапу означене као  $\varepsilon_{nekorigovano}$  и  $E_{izmereno}$  (према слици 2.50 означено као  $E'$ ), респективно.

## 3 Основе простирања таласа експлозије

### 3.1 Експлозија

Историја експлозива је доста дуга, а самим тим и примена у разним областима људске делатности, пре свега у војсци, привреди (рударству, каменоломима и сл.), али и као гориво у ракетним моторима и друго.

Експлозивне материје које се користе за израду минско-експлозивних средстава су хемијска једињења, која под утицајем одговарајућег импулса, за врло кратко време прелазе из чврстог у гасовито стање, ослобађајући при том велику количину енергије. Према томе, експлозивне материје су носиоци потенцијалне енергије која се у процесу распадања претвара у кинетичку енергију, којом се, према количини и квалитету, постиже одговарајући жељени циљ [65], [66].

Иако постоји више дефиниција експлозије, може се рећи да експлозија представља процес разлагања експлозива због чега долази до наглог настанка таласа повећаног притиска и температуре у средини извршења експлозије. Утицај експлозије на околину се огледа у рушилачком дејству, великим деформацијама, кидањима и другим деструктивним дејствима на предмете који се налазе у непосредној близини. Због нагле промене притиска, експлозију карактерише и јак звучни ефекат.

Поред велике количина ослобођене енергије која прати експлозију, следећа битна карактеристика је брзина којом се та енергија ослобађа. Оно што утиче на брзину процеса, јесте брзина преноса енергије из зоне хемијских реакција у фронт простирања процеса. Количина ослобођене енергије у јединици времена представља снагу експлозива. Да би наступио процес хемијског разлагања експлозивне материје, молекулима треба саопштити минималну потребну енергију (енергија активирања) да би на тај начин постали активнији, јер су само активни молекули подложни хемијским променама.

### 3.2 Параметри експлозије

#### 3.2.1 Ударни таласи и оптерећења

Утицај експлозије на конструкцију се може представити преко три главна ефекта:

- Максималне вредности надпритиска (пик надпритиска),
- Импулса,
- Фрагмената (брзина, расподела, маса).

Надпритисак настаје услед наглог пораст притиска усред експлозије. Максимална вредност надпритиска у посматраној тачки простора представља пик притиска који пролази кроз ту тачку.

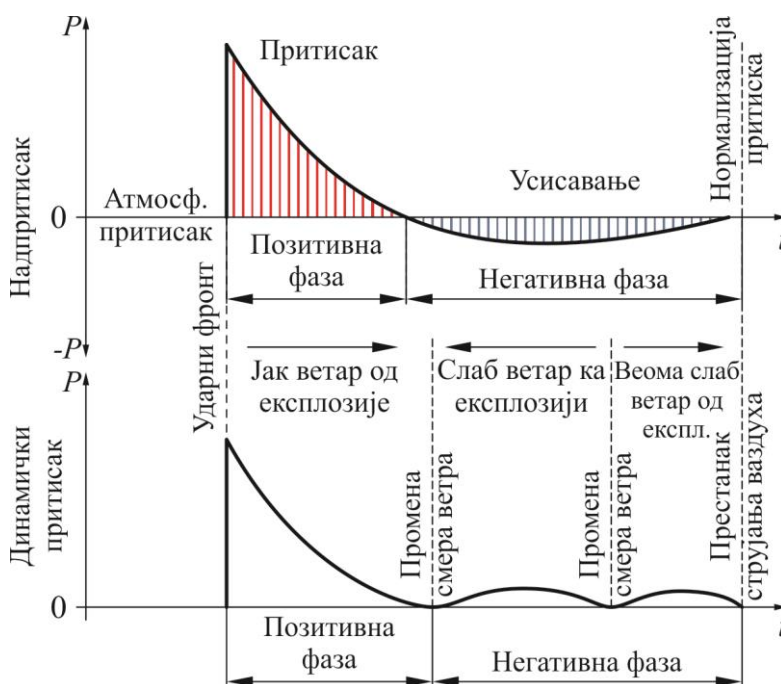
Импулс представља површину испод криве надпритиска који се мења у току времена. У многим случајевима, импулс који делује на конструкцију има већи утицај на саму реакцију конструкције него што је то случај са надпритиском.

Фрагменти су објекти који путују кроз ваздух усред експлозије. Они могу бити делови кућишта експлозивног средства или уништени и дезинтегрисани објекти настали експлозијом.

Прва два ефекта је могуће квантификовати ако су познати тип експлозије, тежина и облик експлозива, као и растојање између експлозивног пуњења и посматране конструкције. Трећи ефекат,

фрагменти, је веома тешко дефинисати због променљиве природе понашања. Иако је утицај фрагмената на људе изузетно висок, утицај на конструкције је занемарљив. У прилог овоме говори и усвојени NATO стандард STANAG 4569 [67] који је у свом делу о противминској заштити возила од укупно четири нивоа заштите, само први ниво посветио заштити возила и путника од деловања противпешадијских експлозивних средстава. Остала три нивоа заштите се односе на заштиту од деловања високо експлозивних средстава (TNT експлозиви масе 6, 8 и 10 килограма).

Како је раније наведено, хемијски процеси који се одвијају великим брзинама производе велику количину локализоване енергије. Када се ради о експлозији у ваздуху, као идеализован пример, ослобођена енергија се даље радијално шири надзвучном брзином у облику ударног таласа, који је још познат и под називом ударни фронт. Ударни талас представља област високо компримованог ваздуха који се простире удаљавањем од извора експлозије. Ова област компримованог ваздуха ствара надпритисак и динамички притисак при проласку кроз одређену тачку у простору [68], [69]. Ова два притиска су приказана на слици 3.1

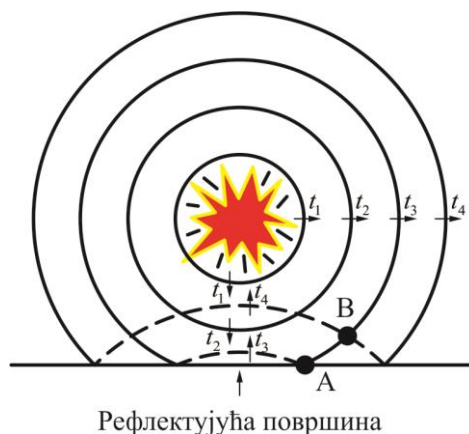


Слика 3.1 Промена надпритиска и динамичког притиска у функцији од времена [68]

Динамички притисак је притисак настао као резултат протицања ваздуха који прати ударни талас. Доласком ударног таласа (фронта) надпритисак расте готово тренутно до своје максималне вредности пре него што почне да опада до нулте вредности, после које се јавља мања негативна вредност надпритиска. Динамички притисак, такође, расте тренутно са доласком ударног таласа и састоји се од јаког ветра који путује од центра експлозије, затим слабијег ветра који је усмерен према центру експлозије и на крају са веома slabим ветром путује даље од центра. За разлику од надпритиска, који представља меру притиска ваздуха релативно у односу на атмосферски притисак, динамички притисак је увек позитиван.

Инцидентни талас је израз који се користи за описивање радијалног ширења ударног таласа од центра експлозије. Приликом свог кретања, инцидентни талас се одбија (рефлектује) од сваке површине која се нађе на његовом путу простирања, тако да се израз рефлектовани талас користи за представљање таласа који се рефлектују о неку површину. Такође, инцидентни талас загрева и компримује ваздух у својој непосредној близини. Као резултат, талас који се рефлектује од најближе површине (рефлектовани талас) и путује кроз овај загрејани и компримовани ваздух чини то већом

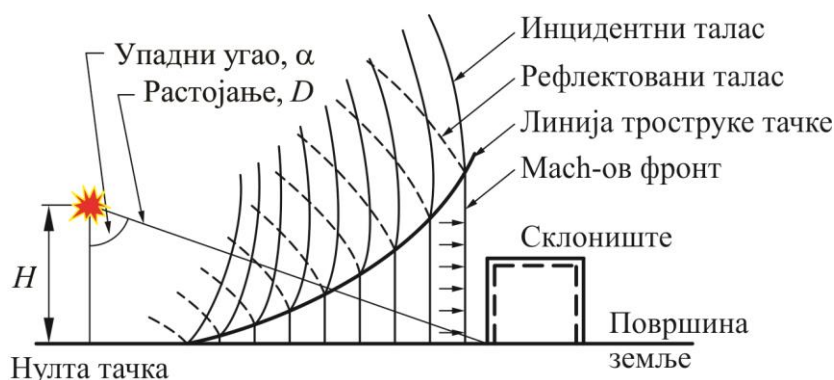
брзином него што је то инцидентни талас првобитно чинио. Формирање рефлектованог таласа када се центар експлозије налази у ваздуху на одређеној висину у односу на тло, приказано је на слици 3.2.



Слика 3.2 Формирање рефлектованог таласа [68]

На слици 3.2 су приказане четири фазе кретања сферног ударног таласа у ваздуху. У прве две фазе,  $t_1$  и  $t_2$ , талас још није дошао до тла, док је у трећој и четвртој фази,  $t_3$  и  $t_4$ , приказан рефлектовани талас (испрекидана линија). Промена притиска током времена у тачки А, такође, се може приказати дијаграмом са слике 3.1. У тачки В која се налази негде у простору између тла и центра експлозије, временом се појављују два таласа. Први талас који се јавља јесте инцидентни, а недуго затим и рефлектовани талас настао као резултат рефлектовања инцидентног таласа од тла. Када инцидентни талас дође до тачке В, рефлектовани талас са таласи у непосредној близини, фаза  $t_3$ , да би након краћег временског интервала стигао у тачку В, фаза  $t_4$ . Између фаза  $t_3$  и  $t_4$  долази до благог слабљења рефлектованог таласа у односу на максималну вредност коју има у тачку А.

Даље, под одређеним условима је могуће спајање рефлектованог и инцидентног таласа. Овај феномен је присутан када је извор експлозије довољно близу рефлектујуће површине, тако да се надпритисак у посматраној тачки не враћа на своју почетну вредност атмосферског притиска пре доласка рефлектујућег таласа. За друге случајеве у којима се надпритисак у посматраној тачки враћа на вредност атмосферског притиска пре доласка рефлектујућег таласа, не долази до спајања са инцидентним таласом и повећања брзине простирања рефлектујућег таласа. Важан фактор који одређује степен рефлектовања таласа о неку површину јесте и терен преко кога путује ударни талас. Брдовит терен у неким случајевима може да повећа, а у неким да смањи разорни ефекат. Такође, храпавост површина може да смањи проток ударног таласа.

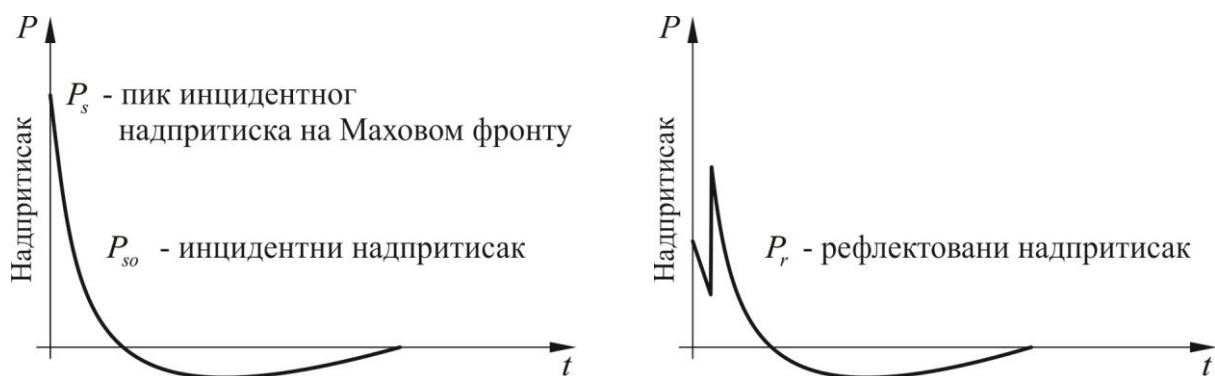


Слика 3.3 Формирање Mach-овог фронта [70]

Таласи који се рефлектују о круте површине (нпр. тла) и при одређеним висинама центра експлозије могу да се споје са инцидентним таласом стварајући јединствени таласни фронт познат под називом Маsch-ов фронт. Слика 3.3 приказује Маsch-ов и неколико других битних параметара ударних таласа.

Тачка у којој се спајају инцидентни и рефлектовани талас позната је под називом трострука тачка. Нападни угао дефинише се као угао између нормале правца простирања ударног таласа и нормале на површину са којом је талас у интеракцији. Нулта тачка представља пројекцију центра експлозије на тло.

Два независна пика притиска јавиће се у било којој тачки простора пре него што дође до спајања инцидентног и рефлектујућег таласа. Ово је приказано на слици 3.4. Слика 3.4а приказује промену притиска јединственог ударног таласа током времена, након спајања инцидентног и рефлектованог таласа. Слика 3.4б приказује промену притиска пре спајања два таласа. Уочава се јасна разлика између инцидентног и рефлектованог таласа. Сваки од ових пикова је мањи од резултујућег Маsch-овог фронта.



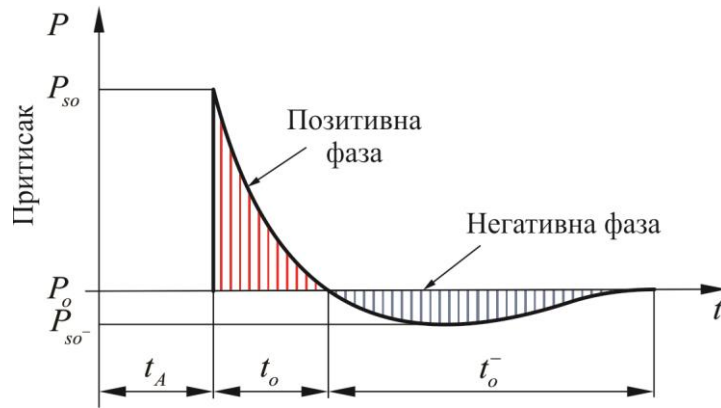
Слика 3.4 Инцидентни и рефлектовани талас, Маsch-ов фронт [68]

Процес простирања таласа када се центар експлозије налази на површини тла, разликује се од процеса у коме се центар налази на одређеној висини, слика 3.5. У овом случају долази до тренутног спајања инцидентног и рефлектованог таласа. Сви објекти који се налазе на површини тла су изложени дејству таласа који одговара Маsch-овом фронту (трострука тачка). Простирање таласа је овде у облику полусфере, а на слици 3.5 је приказано кроз фазе  $t_1$  до  $t_4$ .



Слика 3.5 Формирање таласа када је центар експлозије на тлу [68]

Промена притиска током времена, за скоро све случајеве детонације, приказана је на слици 3.6.



Слика 3.6 Промена инцидентног надпритиска током времена [70]

Инцидентни притисак [71], [72], [73] једнак је збиру атмосферског притиска и ослобођеног притиска експлозије, тако да је он облика

$$P_s = P_{so} + P_o. \quad (3.1)$$

Време доласка инцидентног таласа означено је као  $t_A$ , а са  $t_o$  време престанка позитивне фазе таласа. Основна емпиријска једначина којом је могуће представити промену инцидентног надпритиска јесте Friedlander-ова једначина и она је облика

$$P_{inc} = P_s(1 - \tau)e^{-\alpha\tau} \quad (3.2)$$

у којој је са параметром  $\alpha$  означен коефицијент кашњења, а са  $\tau$  бездимензионо време које је облика

$$\tau = \frac{t - t_A}{t_o - t_A}. \quad (3.3)$$

Такође, и рефлектовани надпритисак је могуће приказати у облику Friedlander-ове једначине, са параметром кашњења  $\beta$ , тако да се може написати

$$P_{ref} = P_r(1 - \tau)e^{-\beta\tau}. \quad (3.4)$$

У зависности од степена компресије ваздуха и јачине ударног таласа, максимална вредност рефлектованог таласа се може наћи у опсегу

$$2P_s \leq P_r \leq 13P_s. \quad (3.5)$$

Када је изложена површина конструкције под одређеним углом, онда је она изложена деловању и инцидентног и рефлектованог надпритиска, тако да се у том случају ефективни притисак изражава једначином облика

$$P_{eff} = P_{inc}(1 + \cos\theta - 2\cos^2\theta) + P_{ref}\cos^2\theta. \quad (3.6)$$

Једначином (3.6) представљен је притисак који делује на посматрану конструкцију, тако да у зависности од угла  $\theta$ , разликујемо

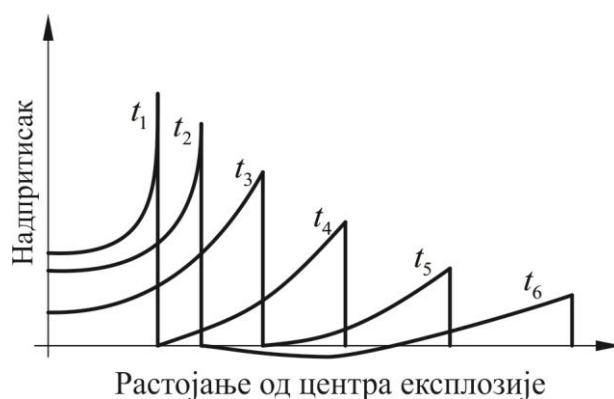
- Када је инцидентни угао  $\theta = 0 \rightarrow P_{eff} = P_{ref}$
- Када је инцидентни угао у границама  $90^\circ \leq \theta \leq 180^\circ \rightarrow P_{eff} = P_{inc}$

Ефективни импулс ударног таласа представља површину испод криве промене ефективног надпритиска у току времена и дат је изразом

$$I_{eff} = \int_{t_a}^{t_n} P_{eff} dt. \quad (3.7)$$

Како је раније наведено, један од главних показатеља ударног таласа јесте импулс који је дефинисан изразом (3.7).

Јачина и облик промене притиска зависи од количине експлозивног пуњења и растојања посматране конструкције на коју делује ударни талас. Тако на пример, пик инцидентног надпритиска,  $P_{so}$ , се значајно смањује са повећањем растојања од центра експлозије, док време позитивне фазе,  $t_0$ , расте, слика 3.7. Позитивна фаза промене притиска током времена јесте позитиван надпритисак који "гура" конструкцију, док негативна фаза представља негативан надпритисак који "повлачи" конструкцију.



*Слика 3.7 Смањење максималне вредности надпритиска са повећањем растојања центра експлозије од изложене конструкције [68]*

Ударни талас карактерише готово тренутно повећање притиска од атмосферског притиска  $P_0$  до максималне (пик) вредност инцидентног надпритиска  $P_{so}$ . Ова максимална вредност опада експоненцијално до вредности атмосферског притиска у тренутку  $t_0$  (позитивна фаза). Затим следи талас негативног притиска који траје до тренутка  $t_0^-$  (негативна фаза).

### 3.2.2 Скалирање и TNT еквивалент

Испитивање конструкција које су изложене деловању ударног таласа експлозије, представља захтеван и компликован процес. Због поједностављења, а на основу теорије сличности, уводе се скалирани модели испитивања конструкција уз коришћење већ познатих експерименталних података. На овај начин могуће је на основу познавања различитих вредности тежина експлозива и растојања, створити сличне ударне таласе облика промене надпритиска као на слици 3.6.

Према теорији сличности, за две физичке појаве се каже да су сличне, ако се све величине које карактеришу једну појаву могу добити на основу одговарајућих величина друге појаве (узетих у одговарајућим тачкама простора и тренуцима времена) простим множењем ових величина одговарајућим коефицијентима сличности.

Најчешће коришћени закон скалирања експлозије јесте Hopkinson-Cranz-ов закон "трећег корена". На основу експерименталних података, параметре као што су надпритисак, динамички притисак, инцидентни и рефлектовани талас, време трајања и брзину честица је могуће одредити за



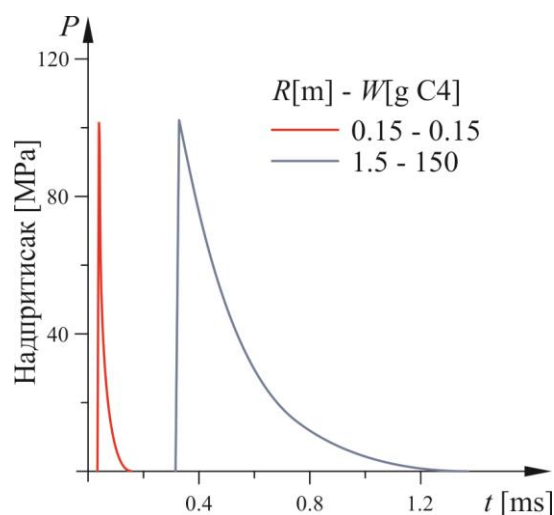
експлозије одговарајућих тежина експлозива и њиховог растојања од посматране конструкције. Познавајући тежину и растојање експлозива, према закону "трећег корена", сваком притиску који се појави на растојању  $R_1$  као последица деловања експлозива тежине  $M_1$ , одговара исти притисак на растојању  $R_2$  услед деловања експлозива тежине  $M_2$  сличног облика. Овај закон се може приказати изразом [74], [75]

$$\frac{R_1}{R_2} = \left( \frac{M_1}{M_2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.8)$$

или у облику

$$Z = \frac{R}{M^{\frac{1}{3}}}, \quad [m / kg^{1/3}]. \quad (3.9)$$

где је  $Z$  - скалирано растојање,  $R$  - растојање од центра експлозије и  $M$  - маса TNT еквивалентног експлозива.



Слика 3.8 Графичка интерпретација закона скалирања "трећег корена"

Пример овог закона је графички приказан на слици 3.8. Ако се тражи тежина експлозива  $M_1$  који се налази на растојању  $R_1 = 1,5 \text{ m}$ , уз услов да је максимални притисак исти и за тежину експлозива  $M_2 = 0,15 \text{ g}$  на растојању  $R_2 = 0,15 \text{ m}$ , онда се на основу закона "трећег корена" добија тежина од  $M_1 = 150 \text{ g}$ .

У изразу (3.9), параметар  $M$  је TNT еквивалент (TNTe) и генерално гледано, он представља тежину TNT експлозива који током детонације ослобађа исту количину енергије као и јединична маса посматраног експлозива [74]. Главни разлог због којег се TNT експлозив узима као референтни јесте чињеница да су извршена бројна експериментална истраживања која су довела до прикупљања података о карактеристикама ударних таласа управо TNT-а. Вредност TNTe се везује за максималну вредност притиска и импулса, а одређује се множењем тежине посматраног експлозива коефицијентом који повезује посматрани експлозив са TNT-ом.

Јадна од метода одређивања TNTe, заснована на експерименталним подацима, приказана је у облику [76]

$$\Theta = \frac{(P + 20.9)}{40} \quad (3.10)$$

где је  $\Theta$  ознака коефицијента TNTе, а  $P$  детонациони притисак изражен у  $[GPa]$ . У табели 3.1 су приказане вредности овог коефицијента експлозива који су највише заступљени у Војсци Републике Србије.

Повезивање масе TNTе и растојања центра експлозије са надпритиском и импулсом ударног таласа, као параметри који се највише користе за процену оштећења конструкције, остварује се следећим законима скалирања који су доступни у литератури [77]:

### 1. M.A. Sadovski

a. Надпритисак

$$\Delta p = 0,084 \frac{\sqrt[3]{M}}{R} + 0,27 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^2 + 0,7 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^3, \quad [MPa] \quad (3.11)$$

b. Позитивна фаза

$$\tau = \sqrt[6]{M} \sqrt{R}, \quad [ms] \quad (3.12)$$

### 1. H.L. Brode

a. Надпритисак  $0.01 < \Delta p < 1 \text{ MPa}$

$$\Delta p = 0.1 + 0.67 \frac{M}{R^3}, \quad [MPa] \quad (3.13)$$

b. Надпритисак  $\Delta p > 1 \text{ MPa}$

$$\Delta p = 0.0975 \frac{\sqrt[3]{M}}{R} + 0.1455 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^2 + 0.585 \frac{M}{R^3} - 0.0019, \quad [MPa] \quad (3.14)$$

### 2. C.A. Mills

a. Надпритисак

$$\Delta p = 0.108 \frac{\sqrt[3]{M}}{R} - 0.114 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^2 + 1.772 \frac{M}{R^3}, \quad [MPa] \quad (3.15)$$

### 3. M.Held

a. Надпритисак

$$\Delta p = 2 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^2, \quad [MPa] \quad (3.16)$$

b. Импулс

$$I = 300 \frac{\sqrt[3]{M^2}}{R}, \quad [Pa \cdot s]. \quad (3.17)$$

У наведеним једначинама, (3.11)-(3.17), маса TNT експлозива је изражена у килограмима, а растојање од центра експлозије у метрима.

Од свих наведених једначина скалирања, најчешће коришћене су једначине Sadovski-ог, тако да ће у наставку више пажње бити посвећено овим једначинама и њиховим модификованим облицима.

Sadovski је своје законе скалирања засновао на бројним експерименталним резултатима и теорији сличности.

Табела 3.1 TNT еквивалент [76]

1	2	3	4
Експлозив	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	$P$ [GPa]	$\Theta$
1. TNT	1,60	19,13	1
2. Cyclotol 50/50	1,68	125,93	1,17
3. Cyclotol 60/40	1,70	26,59	1,19
4. Octol 90/10	1,81	33,85	1,37
5. FH 5	1,65	27,80	1,22
6. FO 3	1,78	32,97	1,35
7. PPE-01	1,50	24,25	1,13

FH 5 – флегматизовани RDX  
FO 3 – флегматизовани HMX  
PPE-01 – пластичан експлозив заснован на PETN и полиуретанско везиво  
 $\rho$  – густина

$P$  – притисак детонације  
 $\Theta$  – TNT еквивалент

Једначина Sadovski-ог (3.11), која се односи на експлозију TNT експлозива у ваздуху, је применљива за опсег  $1 \text{ m/kg}^{1/3} < \frac{R}{\sqrt[3]{M}} < 10 \text{ m/kg}^{1/3}$  или  $0,01 \text{ MPa} < \Delta p < 1 \text{ MPa}$  за тежину експлозива  $m > 100 \text{ kg}$ , мада се у одређеним случајевима може користити и за мање масе. До ове једначине, Sadovski је дошао после истраживања у периоду од 1935. до 1950. године, тако да је касније дошло до модификовања њеног облика и проширења. Модификоване једначине Sadovski-ог за притисак, време позитивне фазе и импулс за случај сферне експлозије у ваздуху, су облика

$$\Delta p = 0,085 \frac{\sqrt[3]{M}}{R} + 0,3 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^2 + 0,8 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^3, \quad [\text{MPa}] \quad (3.18)$$

$$\tau = 1,2 \sqrt[6]{M} \sqrt{R}, \quad [\text{ms}] \quad (3.19)$$

$$I = 200 \frac{\sqrt[3]{M^2}}{R}, \quad [\text{Pa} \cdot \text{s}]. \quad (3.20)$$

За случај експлозије на површини тла, надземна полусферна експлозија, једначина Sadovski-ог за надпритисак [76] је облика

$$\Delta p = 0,102 \frac{\sqrt[3]{M}}{R} + 0,436 \left( \frac{\sqrt[3]{M}}{R} \right)^2 + 1,4 \frac{M}{R^3}, \quad [\text{MPa}]. \quad (3.21)$$

Наведене једначине се могу користити и за било који други експлозив коришћењем коефицијента TNTе, тако да долазимо до једначина за сферну експлозију

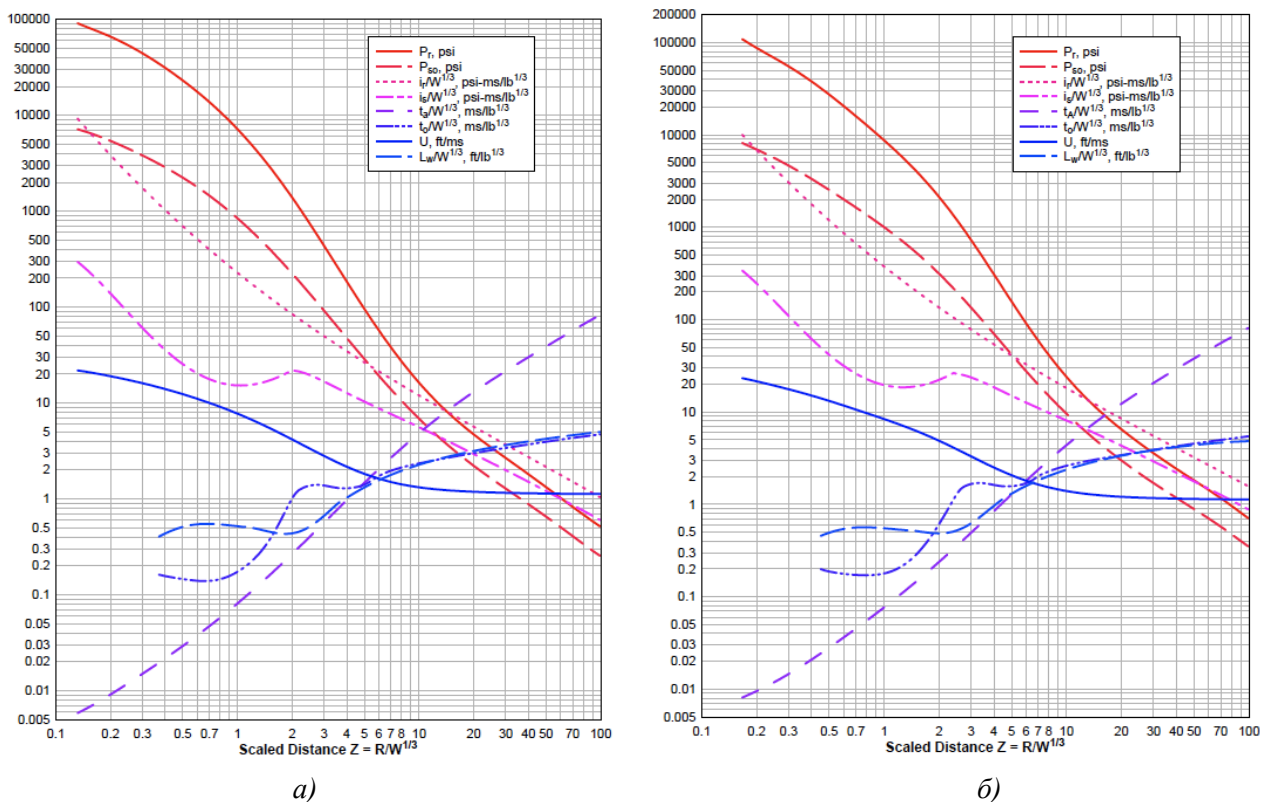
$$\Delta p = 0,085 \frac{\sqrt[3]{\Theta \cdot M}}{R} + 0,3 \left( \frac{\sqrt[3]{\Theta \cdot M}}{R} \right)^2 + 0,8 \left( \frac{\sqrt[3]{\Theta \cdot M}}{R} \right)^3, \quad [\text{MPa}] \quad (3.22)$$

$$\tau = 1,2 \sqrt[6]{\Theta \cdot M} \sqrt{R}, \quad [\text{ms}] \quad (3.23)$$

$$I = 200 \frac{\sqrt[3]{\Theta \cdot M^2}}{R}, \quad [Pa \cdot s]. \quad (3.24)$$

Дијаграми који дефинишу зависност између скалираног растојања  $Z$  и параметра ударног таласа су добијени након изведених бројних експеримената. На слици 3.9 су приказане ове зависности за случај када је талас сферног и полусферног облика [70].

На дијаграмима је јасно уочљиво да рефлектовани притисак у случају полусферног облика простирања таласа, односно када је центар експлозије на површини тла, има двоструко већу вредност од рефлектованог притиска када је центар експлозије у ваздуху. Даље, ово значи да се маса експлозива код полусферног простирања таласа увећава за вредност  $2\eta$ . Коефицијент  $\eta$  узима у обзир степен деформабилности подлоге и његове вредности су дате табелом 3.2. [78], [79] за различите подлоге.

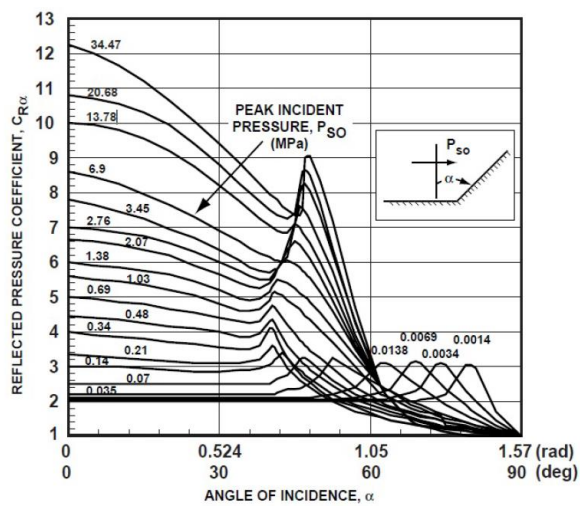


Слика 3.9 Промена ударног таласа у зависности од скалираног растојања: а) за талас сферног и б) талас полусферног облика [70]

Табела 3.2 Коефицијент скалирања масе код полусферног простирања таласа [78], [79]

	1	2	3	4	5	6
	Челична плоча	Армирана бетонска плоча	Бетон, стена	Тврдо земљиште	Средње-тврдо земљиште	Вода
$\eta$	1	0,95 – 1	0,85 – 0,9	0,7 – 0,8	0,6 – 0,65	0,55 – 0,6

Други начин за одређивање максималне вредности рефлектованог притиска може бити множењем инцидентног притиска са коефицијентом рефлексije  $C_{R\alpha}$ , на основу дијаграма приказаног на слици 3.11, у зависности од угла деловања таласа [68], [70].



Слика 3.11 Експериментално одређена зависност рефлектованог притиска од угла деловања таласа [68] [70]

## 4 Челик повишене јачине

Најзаступљенији материјал данашњице у свим аспектима свакодневног живота је, свакако челик. Његова историја је доста богата, а може се рећи и будућност, иако смо сведоци појава и употреба нових материја у данашњици. Многе развијене светске економије, као и оне будуће, свој развој добрим делом управо дугују развоју и потрошњи челика и његових производа. Развој челика је створио произвођачима могућност производње широког спектра челика различитих карактеристика према потребној намени, комбиновањем малих процентуалних количина угљеника са другим легирајућим елементима. Савремене тенденције у производњи челика, праћење проблемима глобалног загревања, односе се на смањење потребне енергије за његову производњу [80]. Упоредо, потрошња челика треба да одговори проблемима повећане емисије угљен-диоксида, на начин смањења сопствене масе производа. Развојем челика повишене јачине је управо то и омогућено без нарушавања чврстоће. Висок степен рециклирања само потврђује потенцијал употребе челика.

### 4.1 STRENGTH700

Учинак смањена масе без нарушавања чврстоће, посматрано из угла смањења емисије угљен-диоксида, је најизраженији у аутоиндустрији. Код путничких аутомобила се огледа у квантитативном броју јединица код којих се смањује маса каросеријских и других делова, а код комерцијалних у укупном уделу повећаног корисног терета који се превози у односу на пређени пут. S690QL је типичан представник микролегираних челика повишене јачине према усвојеним стандардима EN 10025-6:2004+A1:2009 [81] и EN 10137-2:1996 [82]. Уопштено, ови челици се одликују високим технолошким нивоом производње, уз прецизно и строго контролисано производно додавање одговарајућих легирајућих елемената. Иако је сваки произвођач самостално развијао технологију производње, опште карактеристике овог челика у погледу механичких карактеристика су скоро идентичне за све.

У оквиру ове дисертације је разматран микролегиран челик повишене јачине, STRENGTH700, из групе челика комерцијалног назива STRENGTH који производи Шведска компанија SSAB. Ово је челик повишене јачине који се користи за израду склопова који се одликују мањом масом, али истом или већом чврстоћом у односу на склопове израђене од стандардних челика [83]. Своју високу заступљеност у производњи дугује широкој палети доступних димензија и опсега границе течења од 600 до 1300 *MPa*. Правилним пројектовањем уз употребу овог челика, могуће је смањити укупну масу конструкције за 20 до 30 процената. Поред гарантованих тачности доступних димензија, овај челик се одликује и високим нивоом обрадивости, односно, могућностима прецизним и поновљивим савијањима истим силама и са истим ефектом враћања.

STRENGTH700 представља конструкциони челик гарантоване минималне границе течења од 650 до 700 *MPa*, у зависности од дебљине [84]. Према доступним подацима од стране произвођача SSAB, хемијски састав је приказан у табели 4.1.

**Табела 4.1** Хемијски састав STRENGTH700 [84]

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
<i>C</i> (max %)	<i>Si</i> (max %)	<i>Mn</i> (max %)	<i>P</i> (max %)	<i>S</i> (max %)	<i>Cr</i> (max %)	<i>Cu</i> (max %)	<i>Ni</i> (max %)	<i>Mo</i> (max %)	<i>B</i> (max %)
0,2	0,60	1,60	0,020	0,010	0,80	0,30	2,0	0,70	0,005

STRENX700 се производи у дебљинама од 4 до 130 *mm*, односно, до 160 *mm* у зависности од доступне класе ударне жилавости означене суфиксима F и E, респективно. Ови суфикси се односе на температуру при којима се гарантује минимална ударна жилавост и то на -40 °C за суфикс E и -60 °C за суфикс F. Прописане вредности ударне жилавости су добијене испитивањем на сниженим температурама употребом методе по Шарпију на стандардним епруветама са V зарезом, за дебљине до 12 *mm*, табела 4.2.

Табела 4.2 Ударне карактеристике STRENX700 [84]

1	2	3
Класа	Минимална вредност енергије удара према методи по Шарпију за епрувете са V зарезом, димензија 55x10x10 <i>mm</i>	Услови испуњени стандардом
STRENX700E	69 J/ -40 °C	S690QL
STRENX700F	27 J/ -60 °C	S690QL1

За доступне дебљине, произвођач SSAB је прописао одговарајуће механичке карактеристике, табела 4.3

Табела 4.3 Механичке карактеристике STRENX700 [84]

1	2	3	4
Дебљина плоче [mm]	Минимална вредност напона течења, $R_{p0.2}$ [MPa]	Затезна чврстоћа, $R_m$ [MPa]	Издужење, $A_5$ [min %]
4,0 – 53,0	700	780 - 930	14
53,1 – 100,0	650	780 - 930	14
100,0 – 160,0	650	710 - 900	14

## 4.2 Заваривање челика повишене јачине - STRENX700E

Заваривање представља технолошки поступак којим се остварује нераздвојиво спајање металних или неких полимерних материјала, путем успостављања међуатомских веза између делова који се заварују, најчешће уношењем топлотне или механичке енергије, као и са или без додатног материјала. Овај технолошки поступак се употребљава за спајање: метал и метал, неметал и неметал, метал и неметал. Најраспрострањеније је остваривање спојева при формирању или репарацији металних конструкција [85].

Висок технолошки ниво обрадивости, челик повишене јачине STRENX700E свакако једним делом дугује могућностима његовог заваривања. Овим поступком спајања се додатно проширује улога и значај овог челика у погледу примене на комплекснијим и захтевнијим челичним конструкцијама. Та примена подразумева адекватно прописану технологију заваривања са јасно и тачно дефинисаним параметрима заваривања, који треба да минимизују утицај заваривања на микроструктуру челика и његове механичке карактеристике. С обзиром да овај челик спада у групу условно заварљивих челика [86], успешно остваривање заварених спојева подразумева примену одговарајућих препорука о поступку заваривања овог челика [87]. Опште препоруке за заваривање обухватају следеће:

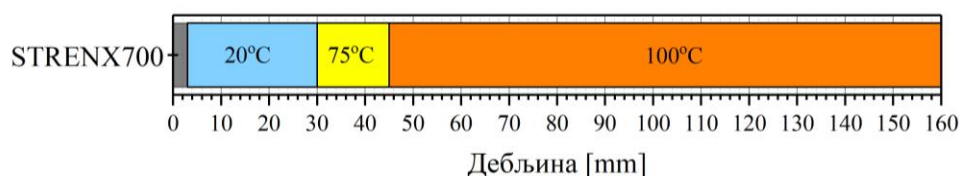
- Предгревање и интерпас температура,
- Унос топлоте,
- Додатни материјал,



- Заштитни гас,
- Деформисање - витоперење делова,
- Накнадна термичка обрада (у зависности од споја),
- Контрола заварених спојева.

#### 4.2.1 Предгревање и интерпас температура

Једна од мера за спречавање водоничних (хладних) прслина, насталих као последица велике брзине хлађења шавва, односи се на спровођење правилног предгревања и интерпас температуре. Под интерпас температуром се подразумева прелазна температура између два узастопна пролаза полагања завава, односно, температура до које се охладио први пролаз, а непосредно пре полагања другог. Предгревање се спроводи тако што се обезбеђује окружење заварених предмета са температурама довољно високим које омогућавају дифузно ослобађање водоника насталог током заваривања. Концентрација ослобођеног водоника је највећа у металу шавва, тако да је његово одвођење грејањем у облику предгревања могуће преко ЗУТ-а (Зона Утицаја Топлоте) на основни материјал, као и на ваздух који га окружује [88], [89]. Брзина одвођења водоника расте са порастом температуре. Препоручена температура предгревања за STREX700 је приказана на слици 4.1. Максимална препоручена интерпас температура је 300 °C [88] [89].



Слика 4.1 Препоручена температура предгревања за различите дебљине плоча [88]

У оквиру ових препорука, основна начела којих се треба придржавати су следећа [87], [89]:

- Одабрати одговарајућу температуру предгревања на основу препорука произвођача
- Максимална интерпас температура не сме бити већа од 300 °C
- Додатни материјал не треба бити веће јачине од основног материјала
- Извршити адекватну припрему нисководоничних електрода (чување и сушење према препорукама произвођача)
- Одстранити све нечистоће из зоне заваривања (уље, вода, прашина)
- Предузети потребне мере за смањење заосталих напона
- Одабрати правилан редослед заваривања
- Усвојити максимални зазор у споју од 3 mm (код сучеоног и угаоног споја)
- Избегавати почетак/завршетак шавова у угловима
- Ако је спољашња влажност или температура испод 5 °C, најнижа препоручена температура предгревања мора бити повећана за 25 °C
- У случају већег броја пролаза полагања шавва и потребног предгревања, исте изводити један за другим
- Код већег броја пролаза, препорука је да додатни материјал првог пролаза треба бирати из групе мање јачине, а за остале пролазе сличне јачина као и основни материјал

#### 4.2.2 Унос топлоте

Заваривање са препорученим уносом топлоте додатно утиче на спречавање настанка водоничних прслина, а самим тим и на остваривање повољних механичких карактеристика завареног

споја. Унос топлоте представља испоручену топлоту по јединици дужине, а зависи од струје, напона и брзине заваривања. Аналитички се може израчунати на основу израза [87], [88]:

$$q_l = \frac{U \cdot I}{1000 \cdot v_z} \cdot \eta' \quad (3.25)$$

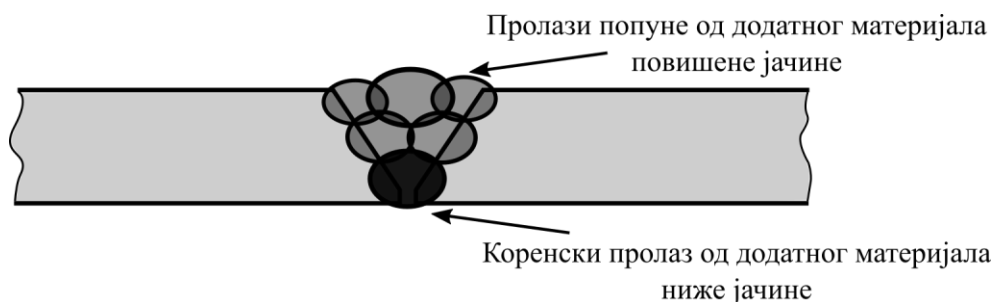
у коме је  $q_l$  [ $kJ/cm$ ] унета топлота,  $I$  [A] јачина струје,  $U$  [V] радни напон,  $v_z$  [ $cm/s$ ] брзина заваривања и  $\eta'$  је степен искоришћења топлоте. За време процеса заваривања, долази до губитка топлоте у заваривачком луку, што се у прорачуну унете топлоте узима преко степена искоришћења. Вредност овог степена није иста за све методе заваривања. Додатне препоруке за избор количине унете топлоте су:

- За све класе челика STRENGTH, минимална ударна жилавост у ЗУТ-у треба бити најмање 27J на температури од  $-60\text{ }^\circ\text{C}$
- Јачина у завареним спојевима треба бити што већа
- Изабрана количина унете топлоте треба да се односи на минималну температуру предгревања

### 4.2.3 Додатни материјал

Све класе челика STRENGTH се могу нормално заваривати са нелегираним и нисколегираним додатним материјалом. Такође, употреба аустенитног додатног материјала од нерђајућег челика је могућа код заваривања одређених конструкција и под одређеним условима.

Значај примене нелегираних и нисколегираних додатних материјала се огледа у могућности комбиновања високе статичке чврстоће и жељене ударне жилавости у металу шава, код више-пролазних спојева. Наиме, употребом нисколегираних додатних материјала остварује се повећана статичка јачина, захваљујући свом већем саставу легирајућих елемената у односу на нелегирани додатни материјал. Када је техничким захтевима дефинисана потреба за истим карактеристикама отпорности у свим деловима споја, као додатни материјал за пролаз првог полагања шава се користи додатни материјал мање јачине, нелегирани, а сви остали пролази полагања шава са додатним материјалом веће јачине, слика 4.2 [89].



Слика 4.2 Заварени спој са више пролаза полагања шава са додатним материјалом различите јачине

Када је у питању статичка јачина додатног материјала, препоруке при избору се базирају према намени. У случају да су спојеви изложени високим напонима напрезања, онда се додатни материјал усклађује са основним материјалом у погледу јачине. За STRENGTH700 се у том случају бира јачина основног материјала од  $700\text{ MPa}$ . У осталим случајевима, користе се додатни материјали са јачином од  $600\text{ MPa}$  и мањом. Тада се повећава жилавост у металу шава, смањују се заостали напони и повећава отпорност споја на водоничне прслине.

При избору додатног материјала, основно начело се односи на избор материјала са довољно ниским нивоом садржаја водоника да би се обезбедио минималан ризик за стварање водоничких прслина у споју. Додатни материјал треба бирати тако да укупна количина водоника у металу шава не прелази  $5 \text{ ml}/100 \text{ g}$ .

Да би се гарантовани садржај водоника у додатном материјалу сачувао у одговарајућим границама, потребно је складиштити и чувати додатни материјал у складу са препорукама произвођача.

Препорука произвођача о избору додатног материјала од аустенитног нерђајућег челола за заваривање STRENX700 и за различите методе, је приказана на слици 4.3 [89].



Слика 4.3 Препорука произвођача о избору нелегираног и нисколегираног додатног материјала [89]

Употреба додатног материјала од аустенитног нерђајућег челика додатно утиче на остваривање жељених карактеристика споја, с обзиром да метал шава укључује знатну количину аустенита у микроструктуру након заваривања. Такође, заварени спојеви са правилно изабраним додатним материјалом имају повећану отпорност на стварање водоничних прслина, с обзиром да аустенит више раствара водоник у микроструктури метала шава за разлику од нелегираног и нисколегираног додатног материјала.

Присуство аустенита у металу шава, повољно утиче на повећање издужења, што додатно утиче на повећање ударне жилавости.

Додатне предности у коришћењу додатног материјала од аустенита за заваривање STRENX700 су:

- Уколико је температура амбијента већа од  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ , предгревање није потребно
- Могућност заваривања са другим врстама челика, као што су нерђајући челици, мангански челици (са концентрацијом Mn око 13%), опружни челици

Недостаци су следећи:

- Напон течења додатног материјала је до  $500 \text{ MPa}$ , што је знатно мање у односу на нисколегиране додатне материјале
- Заваривање плоча које су сечене и припремљене са неком од метода које користе отворен пламен, нису могуће
- Употреба додатног материјала од нерђајућег аустенитног челика је знатно скупља од нелегираног и нисколегираног додатног материјала.

Када је у питању садржај водоника, не постоје посебна ограничења, с обзиром на висок ниво отпорности додатног материјала од аустенитног челика на водоничне прслине. Ипак, чување и употреба додатног материјала треба да се одвија у складу са препорукама произвођача.

Препорука произвођача о избору нелегираног и нисколегираног додатног материјала за заваривање STRENX700 и за различите методе, је приказана на слици 4.4 [89].



Слика 4.4 Препорука произвођача о избору додатног материјала од аустенитног нерђајућег челика [89]

#### 4.2.4 Заштитни гас

Да би се оствариле и очувале механичке карактеристике у металу шави, заштитни гас треба у потпуности да обави своју улогу заштите заваривачког купатила од утицаја азота и кисеоника из околног атмосферског ваздуха током заваривања. Поред наведеног, улога заштитног гаса је и следећа [89]:

- Успостављање стабилног заваривачког лука током заваривања
- Достижање високог нивоа продуктивности
- Остваривање жељене дубине уваривања

Избор и мешавина заштитног гаса зависи од изабране методе заваривања, али најзаступљенија је мешавина аргона (Ar) и угљен-диоксида ( $CO_2$ ). У зависности од типа заваривачког лука према конкретној примени, зависи и однос ових гасова у мешавини [89].

Предности употребе мешавине су следеће:

- Олакшано успостављање и држање заваривачког лука
- Смањено прштање током заваривања
- Смањује се могућност оксидација и порозност шави
- Повећава се уваривање

#### 4.2.5 Деформисање - витоперење делова

Резултат процеса заваривања поред спајања делова јесте и појава витоперења, односно, кривљења делова које је у директној вези са деформацијама. Наиме, током заваривања се врши локално загревање на месту споја до температуре изнад тачке топљења основног и додатног материјала, при чему се топлота шири у околини око споја, формирајући неуједначено температурно поље. Услед повећане топлоте, долази до ширења материјала, а након завршетка заваривања до скупљања. Резултат овакве природе процеса заваривања су деформације и заостали напони. Њихов утицај је неповољан због своје непредвидљиве природе. Последице се одражавају на тачност димензија, облика и положаја делова заварене конструкције, када су у питању деформације. Присуство заосталих напона утиче на чврстоћу конструкције, с обзиром да долази до њиховог слагања (суперпонирања) са радним напонима током експлоатације конструкције.

Од овог феномена није изузет ни челик STRENX700. Проблем накнадне обраде исправљања повезан је са потребним временом, а самим тим и са потребним финансијским средствима. Превентивне мере које је могуће предузети са циљем смањења кривљења током процеса заваривања су:

- Оптимизован дизајн конструкције
- Правилно планирање и спровођење поступка заваривања

Када је у питању дизајн конструкције, превентивне мере се односе на минималну дебљину плоча које се заварују, избегавању нагомилавања метала шава, минималном броју шавова, оптималној конфигурацији делова који се спајају, краћем растојању шавова у односу на тежиште делова и другим сличним мерама.

Технологијом заваривања обухваћено је планирање и спровођење процеса заваривања, које се једним делом односи на спречавање појаве наведених нежељених ефеката имајући у виду следеће:

- Облик и димензије жљеба могу да утичу на укупну количину унете топлоте према укупној запремини метала шава
- Нижи ниво унете топлоте може да смањи ниво деформација у споју докле год је број пролаза полагања шава непромењен, с обзиром да се са пролазима смањује појединачна запремина полагања шава
- Употребом помоћног алата за фиксирање делова и/или крајева, водећи рачуна о негативној последици повећања заосталих напона
- Планирањем и извођењем адекватног редоследа заваривања
- Довођење делова који се спајају у почетни положај такав да се заваривањем компензују деформације које треба да се остваре

#### 4.2.6 Накнадна термичка обрада

Једна од метода за смањење заосталих напона представља накнадна термичка обрада. Иако то није уобичајено, ова метода је применљива и за челик STRENX700 уз незнатну промену карактеристика на челичним конструкцијама [89].

Главне предности ове методе код челика STRENX700 су следеће:

- Смањење нивоа заосталих напона може повећати способност издужења,
- Услед смањења заосталих напона и деформација, накнадна механичка обрада је једноставнија и јефтинија,
- Смањењем заосталих напона у деловима конструкције повећавају се заморне карактеристике,

Недостаци ове методе код челика STRENX700 су следеће:

- Механичке карактеристике ЗУТ-а и осталих делова конструкције се могу смањити,
- Примена накнадне термичке обраде повећава коначну производну цену, с обзиром да представља додатну операцију,
- Нови заостали напони се могу појавити у конструкцији након спровођења накнадне термичке обраде уколико се она не спроведе по препорукама од стране произвођача.

Препоручени параметри од стране произвођача за успешно спровођење поступка накнадне термичке обраде заварене конструкције од STRENX700 су приказани у оквиру табела 4.4.

У колони 4, табеле 4.4, време држања се односи на дебљину највеће плоче из сучеоног или угаоног споја.

*Табела 4.4 Препоручени параметри накнадне термичке обраде [89]*

1	2	3	4	5
---	---	---	---	---

Челик	Температура држања [°C]	Брзина грејања и хлађења [°C/h]	Време држања	Погодно време на температури држања [h]
<b>STRENX700</b>	550 – 580 °C	100	2 min/mm	1 - 6

Метода се састоји у загревању заварене конструкције према наведеној брзини. Када се достигне потребна температура, иста се временски одржава на основу дебљине највеће плоче у споју. Након тога, завршна фаза се односи на смањење температуре, према одговарајућој брзини хлађења, до достизања амбијенталне температуре. Процедура се уобичајено спроводи у температурним коморама, али се и друге методе засноване на употреби грејача могу применити.

У зависности од параметара процеса накнадне термичке обраде, механичке карактеристике завареног споја, као што су граница течења, затезна чврстоћа, ударна жилавост и тврдоћа се могу променити. Код осталих делова конструкције који нису били изложени температурном пољу услед процеса заваривања, механичке промене су безначајне [89].

#### 4.2.7 Контрола заварених спојева

Недеструктивна контрола заварених спојева и њиховог окружења се спроводи са циљем откривања потенцијалних дисконтинуитета (оштећења) насталих током процеса заваривања, без утицаја на карактеристике материјала заварених спојева који се испитују. Од метода су најчешће присутне следеће површинске и запреминске методе [89]:

- Визуелна контрола,
- Контрола пенетрантима,
- Ултра-звучна контрола,
- Магнетно-флуksна контрола.

Да би контрола заварених спојева била што успешнија, препорука је да се примени неколико метода, с обзиром на специфичности сваке методе ка откривању одређених типова оштећења. Као обавезном методом за контролу се сматра визуелна контрола.

Контрола се спроводи после завршетка заваривања, после 48 сати, када се сматра да је престао настанак потенцијалних оштећења.



## 5 Стандардне експерименталне методе испитивања

Избор адекватног материјала пројектованог дела зависи од његове способности да одговори успостављеним захтевима у погледу функционалне издржљивости на оптерећење којем је изложен, као и на могућност израде дела према задатим димензијама. Критеријуми које у том погледу изабрани материјал треба да испуни, дефинисани су физичким и механичким карактеристикама. У физичке особине материјала се убрајају густина, магнетне особине, термичка проводљивост, електрична проводљивост/отпорност, специфична топлота и коефицијент термичког ширења. Под механичким карактеристикама се подразумева однос између сила (или напона) које делују на материјал и отпорности материјала на деформацију и лом. За одређивање механичких карактеристика као што су модул еластичности, граница течења, еластична и пластична деформација (издужење), тврдоћа, трајна динамичка чврстоћа, ударна жилавост и др., користе се различите методе [2]. На вредности ових карактеристика, поред спољашњег оптерећења, утиче структура материјала у погледу величине зрна, расподеле атома, присуству нечистоћа и грешака кристалних решетки и других утицајних чиниоца. Имајући ово у виду, очигледан је значај увођења експерименталног одређивања механичких карактеристика материјала.

За одређивање механичких карактеристика металних материјала, развијене су бројне методе код којих се узорци материјала излажу деловању оптерећења у облику затезања, притиска, савијања или увијања. За потребе ове дисертације, биће изнете опште напомене о следећим методама испитивања за одређивање особина и механичких карактеристика материјала:

- Испитивање затезањем на собној температури,
- Мерење тврдоће,
- Испитивање ударне жилавости,
- Испитивањем затезањем на повишеним температурама.

### 5.1 Испитивање затезањем на собној температури

Испитивање затезањем представља једно од основних експерименталних метода испитивања материјала. Спроводи се са циљем одређивања основних механичких карактеристика изабраног материјала у фази пројектовања, затим провере у функцији контроле и у фази развоја нових материјала, када се измерене карактеристике пореде са карактеристикама сличних материјала. У новије време, резултати испитивања затезањем се користе као улазни подаци за процену понашања делова који су изложени деловању знатно сложенијих оптерећења него што је то случај са једноосним напрезањем.

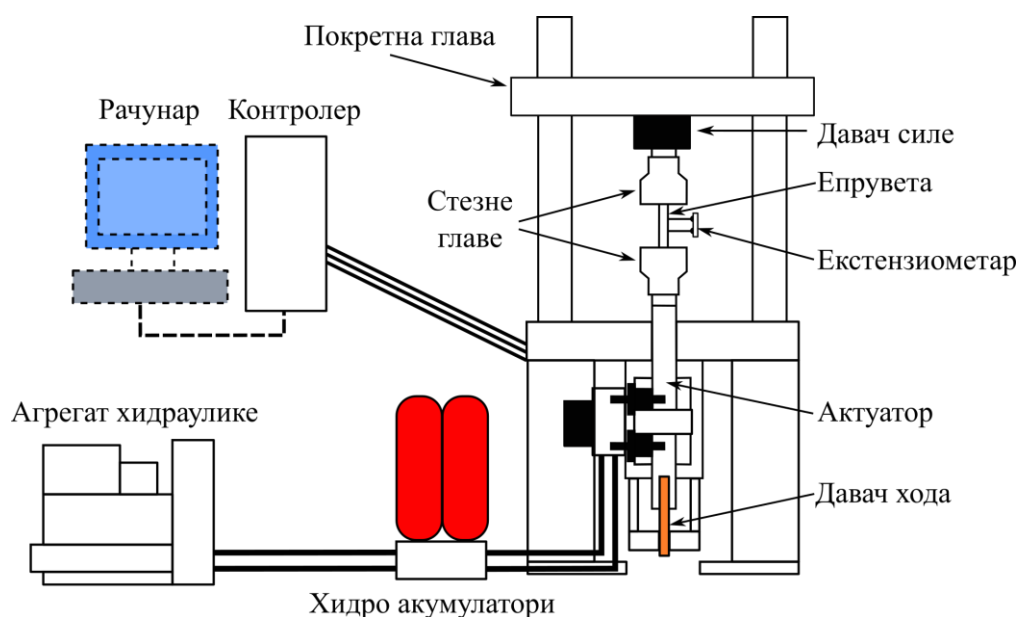
Према стандарду ISO 6892-1 [90], испитивање се спроводи затезањем узорка, најчешће до његовог лома, за одређивање једне или више механичких карактеристика при температури од  $23 \pm 5$  °C. Главне карактеристике које се односе на добијену криву течења, зависност напона од деформације, током затезања су [91]:

- Јачина на кидање –  $R_m$  [MPa] (затезна чврстоћа),
- Напон на граници течења –  $R_{0,2}$ , [MPa] (горња граница течења,  $R_{eH}$ ),
- Издужење –  $A_5$ ,  $A_{10}$  [%] (индекси се односе на мерну дужину),
- Суужење попречног пресека –  $Z$ , [%] (контракција),
- Модул еластичности –  $E$ , [MPa]

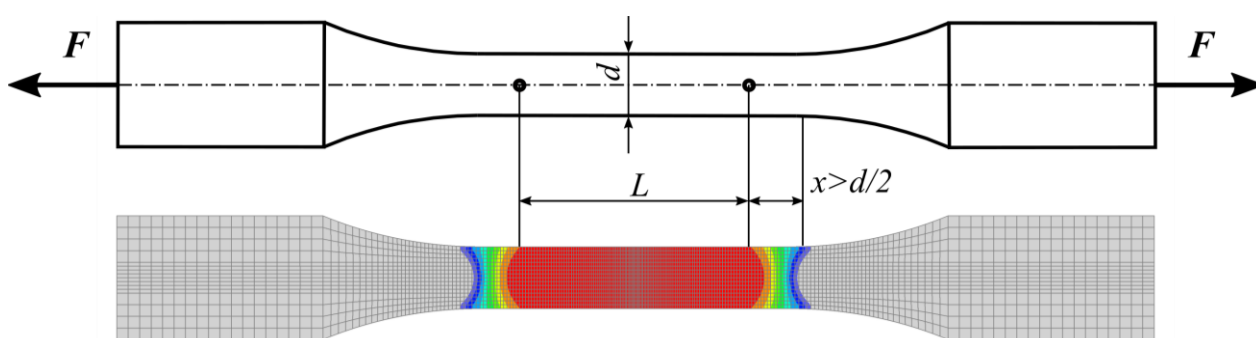


### 5.1.1 Узорак/епрувета и уређај за затезање

За затезање, потребно је припремити узорак, односно епрувету, одговарајућег облика и димензија, која се затим постављају у стезне главе уређаја, односно у кидалицу, слика 5.1 [2], [92], [93], [94], [95]. На слици 5.2 је приказан облик стандардне епрувете. Уочљиви су проширени завршеци који се користе за стезање епрувете. Следећи битан део епрувете јесте мерни део, која представља зону смањеног попречног пресека епрувете са циљем да се оствари локализација деформације и лома. Да би се напрезање епрувете svelo на једноосно напрезање, мерење се спроводи на редукованом мерном делу, односно на *мерној дужини* на коју не утиче постепен прелаз са мањег на већи попречни пресек епрувете као и остатак епрувете ван мерне дужине. Према стандарду, вредност мерне дужине је у директној вези са пречником епрувете.



Слика 5.1 Схематски приказ кидалице са карактеристичним елементима



Слика 5.2 Облик епрувете за испитивање са прелазним делом већим од пречника,  $d$ , и мерном дужином,  $L$ , која је већа четири пута од пречника

Епрувете се израђују од материјала који се тестира, са попречним пресеком кружног, правоугаоног, квадратног или неког другог сложенијег облика. За металне материјала довољне дебљине, углавном се израђују кружне епрувете, док се у случају лимова и плоча, израђују равне епрувете.

Промену мерне дужине епрувете током затезања могуће је измерити помоћу посебних сензора који се постављају на епрувету, било кружну или равну. Ти сензори су познати под називом *екстензиометри* и класификовани су према мерној дужини.

Затезање епрувета до њиховог лома остварује се помоћу кидалица, које се у савременом времену, деле на електромеханичке и хидрауличке.

Електромеханичке кидалице у основи имају електро мотор променљиве брзине, који преко редуктора погони навојно вретено које директно оптерећује епрувету. Променом брзине мотора, могуће је управљати брзином затезања епрувете.

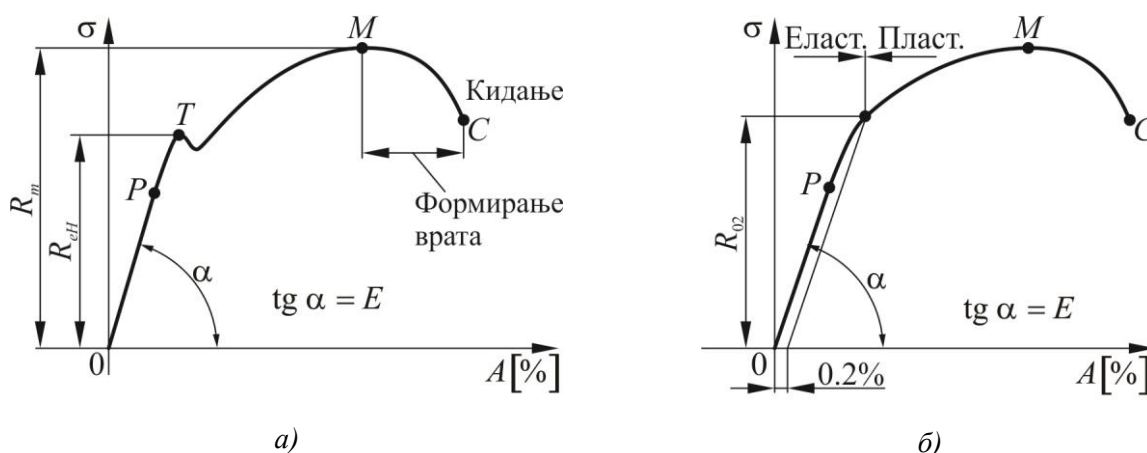
Хидрауличне кидалице у основи имају хидроцилиндар, који у систему серво управљања са повратном спрегом постаје актуатор са веома прецизним управљањем знатно већих оптерећења него што је то могуће код електромеханичких кидалица.

### 5.1.2 Крива течења

Током теста, истовремено се врши мерење силе и хода актуатора кидалице, тако да је могуће генерисати криву течења када се узме у обзир површина попречног пресека епрувете. Таква крива течења је позната под називом *инжењерска крива течења* и помоћу ње је могуће одредити раније наведене механичке параметре (детаљан опис се може наћи код аутора [91]). На слици 5.3 је приказана карактеристична крива течења за челик, чији облик генерално зависи од хемијског састава, претходне термичке обраде, заосталих унутрашњих напона, брзине деформације, температуре и напонског стања током испитивања.

Иако се током затезања, врши директно мерење силе и померања, уобичајено је да се као резултат приказује крива зависности напона од деформације, крива течења, јер се на тај начин избегава утицај различитог попречног пресека. Другим речима, за епрувете израђене од истог материјала, али са различитом површином попречног пресека, добија се исти напон иако измерене силе имају различите вредности, тако да се закључује да крива течења не зависи од геометрије епрувете.


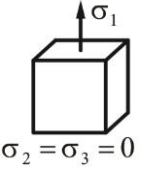
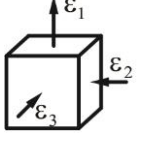

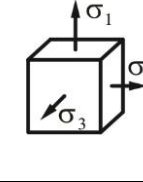
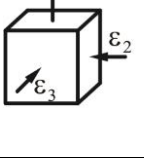
На слика 5.4 је приказано напонско-деформационо стање при затезању епрувете [96].



Слика 5.3 Карактеристична крива течења: а) мек челик и б) тврд челик [91]

У области еластичности, слика 5.4, постоји линеарна зависност између напона и деформације. Када напон пређе преко границе течења, епрувета почиње да се пластично деформише. Уколико се изврши растерећење, односно, сила затезања се доведе на почетну нулту вредност, нестају еластичне

и остају трајне, пластичне деформације у епрувети. Уколико се епрувета поново оптерети, напон који је потребан да епрувета поново почне да се пластично деформише, је већи од претходне вредности напона на граници течења. Ово значи да је дошло до деформационог ојачања материјала епрувете. Повећањем напона изнад границе течења, свако повећање пластичне деформације праћено је деформационим ојачањем материјала. Истовремено, како је запремина епрувете непромењена током затезања епрувете, долази до равномерног смањења попречног пресека епрувете дуж целе мерне дужине. Ово смањење попречног пресека не утиче на деформацију усред деформационог ојачања, тако да напон наставља даље да расте. Даље, наилазком на део епрувете који је незнатно слабији од остатка, на мерној дужини, смањење попречног пресека је веће од пораста деформације усред ојачања материјала. У том делу долази до локализације пластичне деформације, што код растегљивих материјала доводи до почетка формирања врата епрувете (у даљем тексту некинг од *енг. necking*). Деформација усред ојачања наставља да расте, док се површина попречног пресека у том делу нагло смањује, тако да се смањује сила затезања и напон наставља да опада све до тренутка када долази до лома епрувете.

Деформисање			Схеме напонско-деформационих стања	
			Напонско стање	Деформационо стање
ЗАТЕЗАЊЕ	Равномерно			
	Локализовано			

Слика 5.4 Напонско деформационо стање једноосног затезања [96]

Инжењерски напон приказан на слици 5.3 представља средњи напон затезања у епрувети и се одређује као

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (5.1)$$

где је  $F$  измерена сила затезања на кидалици, а  $A_0$  је почетни попречни пресек епрувете на мерној дужини.

Инжењерска деформација се одређује као

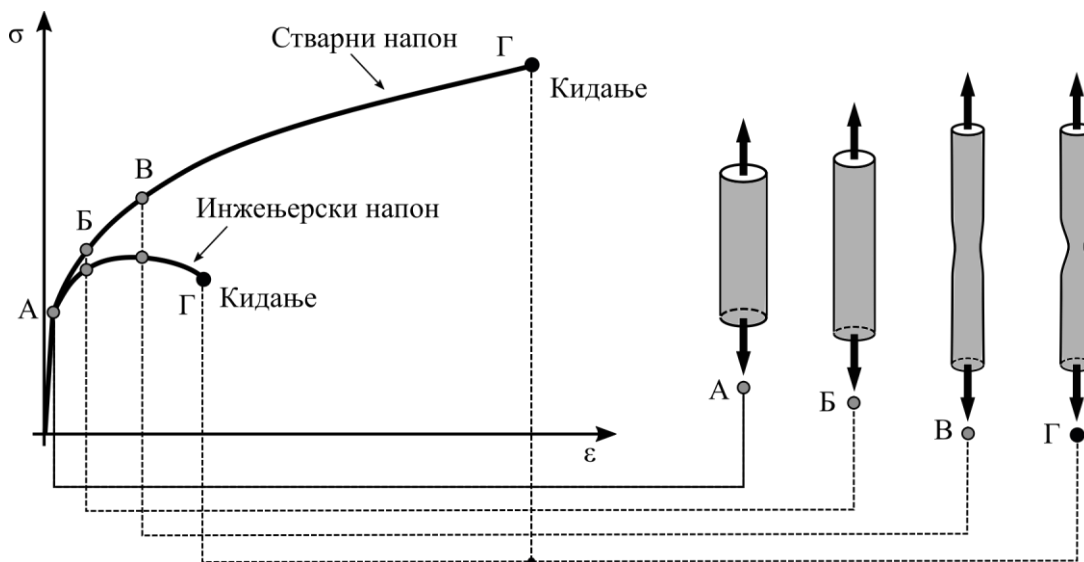
$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (5.2)$$

где је  $L_0$  почетна вредност мерне дужине, а  $\Delta L$  њена промена, односно,  $\Delta L = (L - L_0)$ .

### 5.1.3 Крива стварног напона и стварне деформације

Имајући у виду чињеницу да је крива течења приказана на слици 5.3 добијена уз коришћење израза (5.1), према коме се напон одређује на основу површине попречног пресека епрувете пре почетка затезање, а већ је објашњено да долази до смањења попречног пресека епрувете, закључује се да инжењерска крива течење не приказује потпуно стваран однос напона и деформације. Када се површина попречног пресека нагло смањи, код растегљивих материјала се појављује некинг. Истовремено, достизањем максималне вредности сила затезање почиње да опада, а самим тим и инжењерски напон течења. Како је већ наведено да са порастом пластичне деформације долази до деформационог ојачања материјала, закључује се да је за даљи раст деформације потребан и даљи раст напона. Ако се за прорачун напона користи стварна површина попречног пресека епрувете, добија се стварни напон који се повећава са повећањем деформације до вредности лома. Уколико се деформација непосредно мери током затезања епрувете помоћу екстензомера до некинга, а затим мери најмањи пречник до лома епрувете, могуће је приказати зависност стварног напона и стварне деформације, односно стварну криву течења.

На слика 5.5 је упоредни приказ инжењерске и стварне криве течења за растегљив материјал, код којих је једино заједничка област еластичности (еластична деформација је приказана правом линијом). Поред закључка да су стварни напон и стварна деформација већи од инжењерског напона и деформације, респективно, уочава се да код стварне криве течења максимални напон одговара максималној деформацији, односно лому епрувете. Код стварне криве течења није изражена затезна чврстоћа  $R_m$ , тако да је њена употреба ограничена у области пројектовања код стандарних аналитичких метода прорачуна динамичке чврстоће [97]. Такође, затезна чврстоћа се користи за упоредни приказ и идентификацију истородних растегљивих материјала, затим при дефинисању механичких карактеристика и у функцији контроле.



Слика 5.5 Упоредни приказ инжењерске и стварне криве течења

Под претпоставком да је запремина епрувете константна и да постоји равномерна расподела деформације мерне дужине, веза између стварног и инжењерског напона се може приказати једначином облика

$$\sigma_{st} = \frac{F}{A_0}(\varepsilon + 1) = \sigma(\varepsilon + 1) \quad (5.3)$$

у којој је са  $F$  означена максимална сила затезања. Наведена једначина је применљива само до максималне силе затезања, односно до појаве некинга на епрувети. После достизања максималне силе, стварни напон се може одредити само директним мерењима површина попречног пресека епрувете до лома. Стварни напон лома, одговара односу силе затезања при којој је дошло до лома и површине попречног пресека епрувете након лома. Због присуства некинга и сложеног троосног напонског стања, да би се дошло до стварног напона (део криве течења од максималне силе до лома), потребно је извршити додатне корекције.

Уз наведене претпоставке за напон, које важе и за деформацију, веза између стварне и инжењерске деформације се може приказати једначином облика

$$\varepsilon_{st} = \ln(\varepsilon + 1) = \ln \frac{L}{L_0}. \quad (5.4)$$

После достизања максималне силе затезања, стварна деформација се може одредити мерењем пречника попречног пресека, тако да се може написати следећа једначина

$$\varepsilon_{st} = \ln \frac{A_0}{A} = \frac{\left(\frac{\pi}{4}\right) D_0^2}{\left(\frac{\pi}{4}\right) D^2} = 2 \ln \frac{D_0}{D} \quad (5.5)$$

у којој је са  $D$  означена измерена вредност најмањег пречника на месту настанка некинга. На основу ове једначине се може написати израз за деформацију лома у облику

$$\varepsilon_f = \ln \frac{A_0}{A_f} = 2 \ln \frac{D_0}{D_f} \quad (5.6)$$

у којој су са  $A_f$  и  $D_f$  означени површина и пречник попречног пресека епрувете након лома, респективно.

#### 5.1.4 Брзина деформације

На облик криве ојачања, поред механичких својстава материјала, утичу брзина деформације и температура [98].

У досадашњим испитивањима је уочен значајан утицај брзине, при којој се деформација равномерно простире дуж мерне дужине епрувете која је оптерећена на затезање, на облик криве течења испитиваног материјала. Повећањем брзине деформације, истовремено се повећава и деформационо ојачање материјала епрувете која се затеже на собној температури. Брзина деформације се дефинише као прираштај деформације у јединици времена и облика је

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (5.7)$$

тако да је јединица у којој се изражава  $s^{-1}$ . За различите тестове, брзина деформације је раније приказана на слици 1.1.

Код затезање епрувета, брзина деформације се одређује на основу брзине покретне главе кидалице и мерне дужине епрувете. Ако је једначина брзине покретне главе кидалице облика

$$v = \frac{dL}{dt} \quad (5.8)$$

онда се, под претпоставком да је инжењерска брзина деформације пропорционална брзини покретне главе кидалице, брзина деформације може изразити преко инжењерске деформације, применом једначине (5.2), у облику

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{d(L-L_0)/L_0}{dt} = \frac{1}{L_0} \frac{dL}{dt} = \frac{v}{L_0}. \quad (5.9)$$

Стварна брзина деформације се може написати у облику

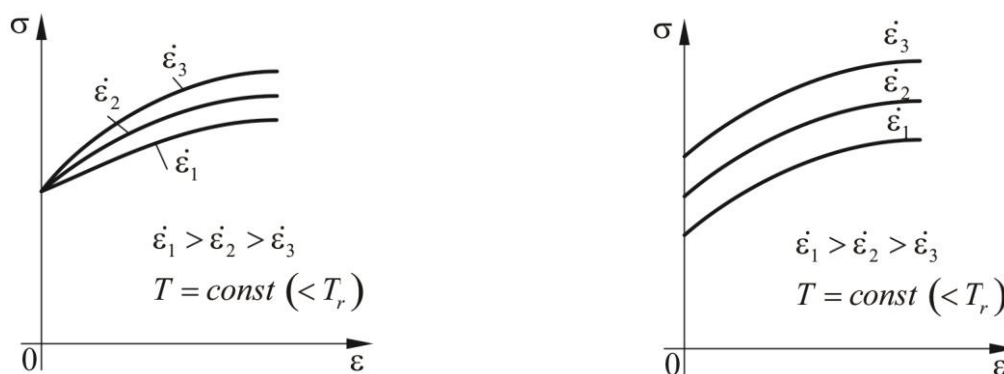
$$\dot{\varepsilon}_{st} = \frac{d\varepsilon_{st}}{dt} = \frac{d[\ln(L/L_0)]}{dt} = \frac{1}{L} \frac{dL}{dt} = \frac{v}{L}. \quad (5.10)$$

Анализом једначине (5.10) се може закључити да при константној брзини покретне главе кидалице, стварна брзина деформације опада како долази до издужења епрувете. Да би се ово избегло, потребно је обезбедити да се процес затезање епрувете одвија у затвореном систему управљања у коме би се остварила променљива брзина покретне главе кидалице. Другим речима, затезање епрувете треба да се одвија у контроли брзине деформације. Ово је могуће само на савременим кидалицама, уз употребу екстензиометара.

Веза између стварне и инжењерске брзине деформације се може написати у облику

$$\dot{\varepsilon}_{st} = \frac{v}{L} = \frac{L_0}{L} \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{1+\varepsilon} \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{\dot{\varepsilon}}{1+\varepsilon}. \quad (5.11)$$

Када је епрувете изложена утицају повећаних температура, долази до додатног утицаја брзине деформације на облик криве ојачања. При већим температурама утицај брзине деформације на криву ојачања је већи него на нижим температурама [96]. Ова појава се објашњава структурним променама везаним за процес рекристализације. На слици 5.6 је приказан утицај брзине деформације при собној и повећаној температури.

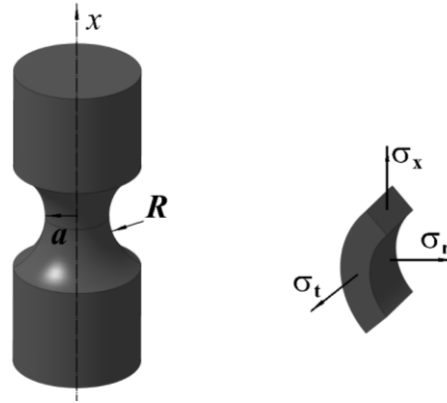


Слика 5.6 Утицај брзине деформације на криве течења при испитивању на: а) собним и б) повишеним температурама [96]

### 5.1.5 Формирање врата на епрувети - некинг

Како је већ раније наведено, формирање врата епрувете (некинг) код растегљивих материјала, настаје од тренутка постизања максималне силе затезања. Тада напонско стање из једноосног прелази у просторно, троосно, напонско стање. На слици 5.7 је приказан некинг са геометријским параметрима

и компонентама напона. Због присуства радијалног,  $\sigma_r$ , и тангенцијалног,  $\sigma_t$ , напона долази до пораста нормалног напона. Вредност стварног напона на месту некинга, одређен као однос силе затезања кидалице и најмањег попречног пресека епрувете (на месту некинга), је у том случају већа од напона који би био потребан за случај чистог једноосног напрезања. Закључује се да је за даљу употребу резултата затезања након настанка некинга, потребно применити неку другу методу која би омогућила добијање стварне криве течења у том делу.



Слика 5.7 Некинг при затезању епрувете: а) геометријски параметри и б) расподела напона

Код кружних епрувета, најчешће коришћена метода за добијање стварног једноосног напона јесте Bridgman-ова метода. Ова метода омогућава корекцију средњег напона и заснована је на следећим претпоставкама:

- Изводница врата се апроксимира пречником круга,
- Попречни пресек врата остаје кружног облика за све време до лома,
- Присутан је von Mises-ов критеријум течења,
- Деформација је константна у попречном пресеку врата.

Узимајући у обзир наведене претпоставке, једноосни напон који се јавља при затезању без утицаја некинга се може написати у облику [99], [100], [101], [102]

$$\sigma = \frac{(\sigma_x)_{sr}}{\left(\frac{1+2R}{a}\right) \left[\ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)\right]} \quad (5.12)$$

у којој су:  $(\sigma_x)_{sr}$  - измерени напон затезања епрувете добијен на основу односа силе затезања и минималног почетног попречног пресека,  $a$  је минимални радијус попречног пресека у некингу и  $R$  је полупречник изводнице.

Једначина (5.12) се може написати и у облику

$$\sigma = k(\sigma_x)_{sr} \quad (5.13)$$

у којој је

$$k = \left[\left(\frac{1+2R}{a}\right) \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)\right]^{-1} \quad (5.14)$$

за који важи



$$k < 1. \quad (5.15)$$

Утврђивање вредности геометријских параметара некинга је могуће спровести на три начина. То су:

- **I начин** - параметри се одређују непосредно по појави некинга, када се после растеређења епрувете врши њихово мерење. Цео поступак се понавља више пута до лома епрувете. Недостатак је велико потребно време за реализацију и процес прекидања и наставка експеримента са истим узорком.
- **II начин** - подразумева коришћење специјалних екстензиометара који се постављају на место појаве некинга. Недостатак је отежано позиционирање екстензиометра са местом некинга, јер пре почетка теста није могуће проценити где ће некинг настати на мерној дужини епрувете.
- **III начин** – спроводи се непрекидно оптичко мерење некинга до лома епрувете. Вредности тражених параметара се затим одређују после обраде резултата снимања. Резултати мерења су условљени углом који камера захвата, тако да је препорука да се користе две или више камера, што додатно компликује обраду резултата.

Може се закључити да за кружне епрувете постоји отежано мерење параметара  $a$  и  $R$  без обзира који се од наведених начина користи. Отежано мерење, цео процес верификације методе корекције утицаја троосног напонског стања присутног у некингу, додатно компликује. Ипак, Bridgman-ова метода корекције напона је прихваћена од стране многих аутора као метода која даје прихватљиве резултате [103]. Овај закључак се базира на прецизном мерењу параметара  $a$  и  $R$ , тако да је метода прихватљива за процену стварне криве течења након настанка некинга епрувете до њеног лома. Заобилажење наведених тешкоћа у налажењу параметара  $a$  и  $R$ , предложено је од стране LeRoy-a [104], који уводи однос између ова два параметра у некингу преко једначине

$$\frac{a}{R} = 1,11(\varepsilon_p - \varepsilon_u) \quad (5.16)$$

у којој је са  $\varepsilon_u$  означена стварна деформација при максималној сили затезања.

### 5.1.6 Методологија теста затезања

Опште препоруке методологије теста затезања обухвата следеће:

- **Узорак** – Израда припремка/узорка из основног материјала према стању испоруке или готовог производа обавља се према стандарду ISO 377 [105]. Овим стандардом су дефинисани захтеви у погледу идентификације, локализације и припреме узорака намењених за механичка испитивања.
- **Епрувета** – Израда епрувета из раније припремљених узорака се обавља према стандарду ISO 6892-1 [90]. Овим стандардом је дефинисана метода испитивања на затезање метала и механичке карактеристике које се могу одредити на собној температури. С тим у вези, дефинисани су облици и димензије епрувета у зависности од изабраних узорака. После израде епрувета, утврђује се попречни пресек и врши обележавање мерне дужине. Уколико се користи екстензиометар, могуће је одступање од мерне дужине епрувете коју прописује стандард и исту треба прилагодити мерном опсегу екстензометра.
- **Кидалица** – Основни захтеви у вези кидалице се односе на следеће:
  - Провера капацитета кидалице у односу на попречни пресек епрувете од материјала који се испитује
  - Дефинисање брзине и контроле са којом се реализује затезање (контрола хода, силе, брзине)

- Тачност давача силе и екстензиометар. Захтеви у погледу тачности и калибрације давача силе дефинисани су у стандарду ISO 7500-1:2004 [106]. За случај када се одређује граница течења, екстензиометра треба да је у складу са стандардом ISO 9513 [107].
- **Процедура** – Тест затезања се спроводи према следећој процедури:
  - Одабир мерног опсега према материјалу, облику и димензијама епрувете.
  - Идентификација сваке епрувете (означавање оба краја епрувете због упаривања после лома).
  - Мерење и снимање најмањег попречног пресека епрувете. Мерење се обавља појединачно за сваку епрувету.
  - Подешавање давача силе и хода на нулту вредност (нуловање) пре постављања епрувете у чељусти горње и доње стезне главе. Нуловање се не спроводи после постављања епрувете.
  - Дефинисање силе стезања епрувете помоћу пакнова у стезним главама. Недовољна сила може довести до проклизавања епрувете током затезања. Превелика сила може довести до нежељеног деформисања крајева епрувете пре испитивања.
  - Постављање епрувете у чељусти горње и доње стезне главе. Оса епрувете треба да се поклапа са осама стезних глава. Уколико давач силе региструје почетно оптерећење епрувете због стезања пакнова у стезним главама, потребно је извршити ручно растерећење покретањем покретне главе.
  - Уколико се користи екстензиометар, исти се поставља после ручног растерећења епрувете. после постављања на епрувету, екстензиометар се нулује.
  - Избор брзина покретне главе кидалице на основу препорука из стандарда ISO 6892-1 [90], а у зависности од жељених механичких карактеристика које се одређују.
  - Дефинисање граничних вредности силе и хода, због повећања степена заштите при спровођењу теста. Након достизања ових вредности, тест се прекида и епрувета растеређује.
- **Резултати и анализа** – Савременије кидалице поседују могућност континуалног снимања резултата затезања у облику датотеке. Са аспекта правилног спровођења теста затезања, први резултати могу оператеру да укажу на успешност спровођења теста. На основу снимака је могуће спровести детаљнију анализу поређењем више спроведених тестова и обрадом доћи до жељених механичких карактеристика материјала.
- **Извештај** – Резултат сваког теста затезања приказује се у облику извештаја. Садржај извештаја дефинисан је стандардом ISO 6892-1 [90].

## 5.2 Испитивање тврдоће

Тврдоћа представља отпор који се јавља на површини неког тела при трајном продирању другог тврђег тела. Методе за испитивање тврдоће се састоје у поступку притискања утискивача познате геометрије и механичких карактеристика у материјал који се испитује. Тврдоћа материјала се одређује помоћу једне или више претходно дефинисаних скала на основу којих се директно или индиректно одређује сила притиска између утискивача и материјала који се испитује. Утискивачи могу бити облика сфере, пирамиде или конуса [2], [92], [93], [94], [95].

Опште прихваћене методе испитивања тврдоће, према начину деловања силе, се могу поделити на статичке и динамичке. Код статичких метода испитивања, сила којом се утискивач утискује постепено се повећава, док се код динамичких метода, сила своди на удар, еластични одскок утискивача са површине испитиваног материјала или изгубљену енергију.

Методе из групе статичких испитивања, се могу поделити у две групе:

- методе код којих се тврдоћа дефинише као однос силе утискивања и површине добијеног отиска и ту спадају метода по Brinell-у и метода по Vickers-у и
- методе код којих се тврдоћа дефинише преко трајне дубине отиска као што је метода по Rockwell-у.

Од метода из групе динамичких испитивања, најпознатије су:

- Полдијева метода, код које се користи утискивач у форми окаљене куглице пречника 10 mm,
- склероскопска метода по Shore-у која се базира на еластичном еталону специјално профилисаног тега и
- дуроскопска метода

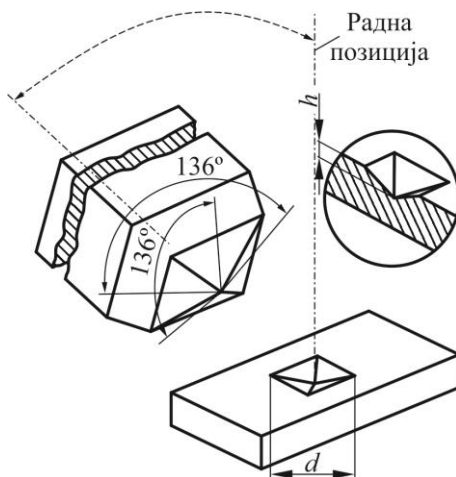
Када су у питању динамичке методе одређивања тврдоће, због великог броја утицајних фактора на процес испитивања, исте се не могу сматрати крајње поузданим, тако да се одређивање тврдоће њиховом применом ретко користи.

Заједничко за све наведене методе јесте да оне спадају у групу једноставних и јефтених метода за испитивање механичких карактеристика, а у неким случајевима могу да представљају једину недеструктивну методу за испитивање материјала.

Све наведене методе из групе статичких испитивања тврдоће су нашле широку примену, тако да је методологија у потпуности објашњена и покривена међународним стандардима. За потребе ове дисертације, биће објашњена метода испитивања тврдоће по Vickers-у (Викерсу).

### 5.2.1 Испитивање тврдоће методом по Vickers-у

Код ове методе се као утискивач користи дијамантски врх у облику пирамиде како би се обезбедили геометријски слични отисци, без обзира на величину примењеног оптерећења. Пирамидални облик врха, код кога странице пирамиде заклапају угао од  $136\pm 1^\circ$ , обезбеђује да су наспрамне странице утискивача тангенте на замишљену калоту која би се добила употребом утискивача облика сфере који се користи код методе по Brinell-у, па су и резултати ових метода приближно исти, слика 5.8.



Слика 5.8 Дијамантски врх утискивача у облику пирамиде

Викерсова метода дефинише тврдоћу као однос између примењене силе утискивања и површине отиска. Геометријска површина отиска представља омотач правилне четворостране пирамиде, тако да се може написати израз

$$HV = \frac{F}{A} = \frac{F}{\frac{d^2}{2 \cos 22^\circ}} = 1,854 \frac{F}{d^2} \quad (5.17)$$

у коме је  $F$  [ $daN$ ] сила утискања,  $A$  [ $mm^2$ ] површина отиска и  $d$  [ $mm$ ] средња вредност дијагонале отиска. За практично одређивање тврдоће користе се таблице у којима се за сваку дијагоналну отиска налази одговарајућа вредност тврдоће на основу методе по Викерсу.

Испитивање тврдоће методом по Викерсу је специфицирано међународним стандардима EN ISO 6507 [108], ASTM E92, EN 23878 [109].

Опште препоруке методе испитивања тврдоће по Викерсу су:

- површина узорка који се испитује треба да је равна и глатка, да би се дијагонале што тачније измериле,
- при припремању површине узорка треба избегавати поступке којима се мења стање материјала (загревање, хладна обрада...)
- испитивање заобљених површина је могућ ако је њихов радијус већи од  $5 mm$
- за испитивање челика се обично примењује сила од  $30 daN$ , (према стандардима не сме бити мања од  $5 daN$  ни већа од  $100 daN$ )
- за израчунавање тврдоће потребно је израчунати средњу аритметичку вредност дијагонале отиска
- водити рачуна о међусобном растојању отисака, као и о растојању отиска од ивице узорка, која не смеју бити већа од 2,5 до 3 пута у односу на дијагоналну
- дебљина узорка треба да буде таква да се на супротној страни не примењују трагови испитивања (минимална дебљина треба да буде већа од двоструке вредности дијагонале).

Викерсова метода се може користити за испитивање врло танких површинских слојева, при чему се примењује сила утискања мања од  $1 N$ , тако да је ова метода поред макроподручја, применљива и у микроподручју. Стандард који покрива микроподручје је ASTM E384.

### 5.3 Испитивање ударне жилавости

Понашање делова конструкција и машина, направљених од металних материјала, при деловању ударног оптерећења се битно разликује од понашања када на исте делују статичка или квази-статичка оптерећења. Уколико је конструкција изложена сложенијем оптерећењу, које поред ударног карактера укључује и деловање ниских температура, познавање могућих мера за спречавање опасности од настанка кртог лома за пројектанте представља битно сазнање. Настанак лома је углавном везан за повећање постојећих микро-отвора и микро-прелина у макро-отворе и макро-прелине чијим даљим повећањем долази до раздвајања тела на два или више делова.

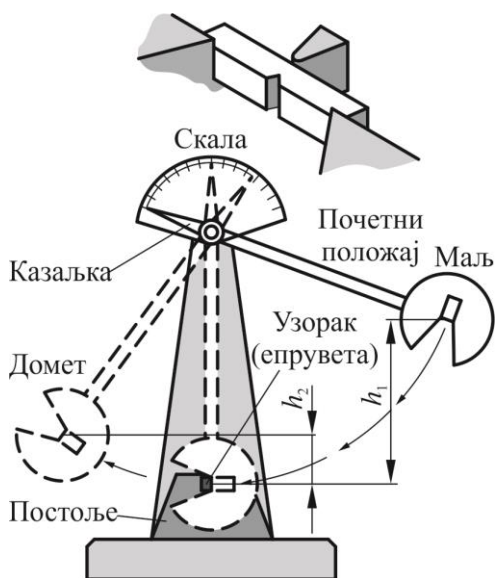
Врсте ломова који су највише заступљени су: жилави (дуктилни) лом, крти лом, зрнасти лом, влакнасти лом, транскристални лом, ударни лом, заморни лом, затезни лом, торзиони лом и други [95]. Од наведених ломова, посебан значај имају крти и жилави лом, који се међусобно разликују по количини деформисања материјала непосредно пре лома. Код кртог лома, трајне деформације до лома су веома мале, и уско је повезан са структуром материјала и геометријским факторима облика дела. Жилав лом карактеришу знатно веће пластичне деформације материјала до лома и уобичајен је за већину матала при собној и повишеним температурама. Посматрано из угла пројектанта, крт лом представља неповољнији случај лома.

Пројектовање челичних конструкција или делова подразумева полазну претпоставку да је материјал хомоген, без отвора, прелина и других грешака, уз употребу основних карактеристика материјала као што су граница течења, затезна чврстоћа или трајна динамичка чврстоћа. Увођењем степена сигурности, врши се смањење опасности од евентуалног утицаја присутних грешака у материјалу конструкције. Уопште, грешке у материјалу могу бити последица технолошког процеса израде полуфабриката, али и последица локализованог преоптерећења у функцији облика дела, или технолошких поступака израде дела (ливење, заваривање, бушење, термичка обрада). Ове наведене грешке, свакако представљају опасност од настанка кртог лома.

Један од поступака за процену понашања конструкција у условима динамичког ударног оптерећења на деловима са локализованим преоптерећењем на месту зареза, јесте *испитивање ударне жилавости*.

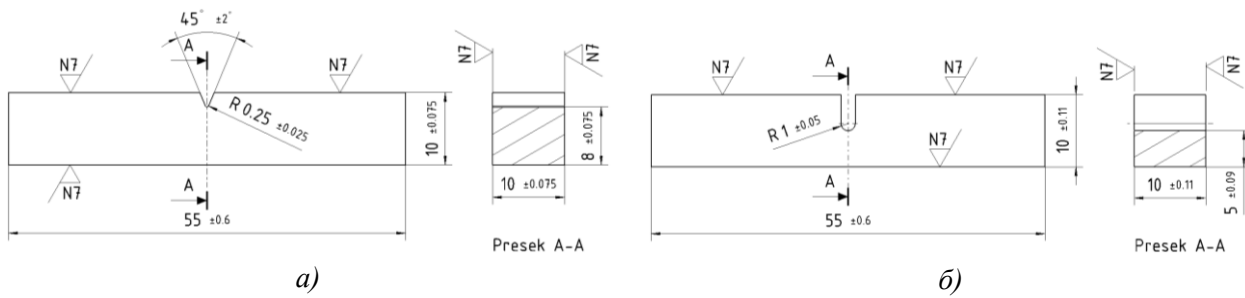
Испитивање ради одређивања ударне жилавости се спроводи са циљем да се одреди колики је рад потребно довести на епрувету од материјала који се испитује, да би дошло до њеног потпуног или делимичног лома. На основу вредности измереног рада, врши се процена жилавог или кртог понашања материјала у условима ударног оптерећења. Фактори који највише утичу на резултате испитивања су температура, хемијски састав и микроструктура (фазни састав) [110].

Најзаступљенији поступак испитивања се повезује са истраживачем Charpy, који је први почео да се бави одређивањем ударне жилавости, тако да уређај који се користи носи назив Шарпијево клатно, слика 5.9. Уређај се заснива на клатну чија се потенцијална енергија мења након удара у епрувету. Поређењем са калибрисаним вредностима на уређају, могуће је одредити апсорбовану енергију потпуног или делимичног лома епрувете. Епрувета се поставља на уређај тако да је чврсто ослоњена са своја два краја. Ударом клатна, маља, долази до потпуног или делимичног одвајања крајева епрувете, које пролази даље.



Слика 5.9 Шарпијево клатно за испитивање жилавости

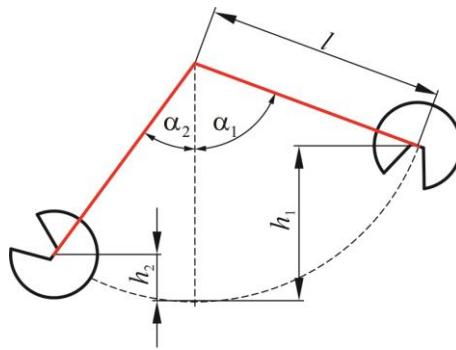
Методологија испитивања ради одређивања ударне жилавости металних материјала се спроводи према стандарду EN ISO 148-1 [111]. Истим стандардом дефинисане су потребне епрувете четвртастог попречног пресека са зарезом V или U облика на средини, слика 5.10.



Слика 5.10 Епрувете за испитивање жилавости Шарпијевим клатном: а) V зарез и б) U зарез

За испитивање жилавих материјала, користе се епрувете са V зарезом, а за испитивање кртих материјала епрувете са U зарезом. Због своје једноставности, данашња тенденција је да се спроводе тестови који користе епрувете са V зарезом.

Клатно уређаја се поставља у почетни положај, висина  $h_1$ , а затим ослобађа тако да слободним падом удара у епрувету, слика 5.11, брзином  $5 \div 7 \text{ m/s}$ . У овом положају, потенцијална енергија клатна је  $W_1 = Fh_1$ .



Слика 5.11 Одређивање ударне жилавости помоћу Шарпијевог клатна

Епрувете је претходно постављена тако да клатно удара по средини епрувете, са супротне стране зареза. Усред ударца, долази до потпуног или делимичног лома епрувете и даљег кретања клатна до висине  $h_2$ . Потенцијална енергија клатна је тада  $W_2 = Fh_2$ .

Енергија која је потребна да клатно потпуно или делимично поломи епрувету одређује се према следећем изразу

$$W_0 = W_1 - W_2 = F(h_1 - h_2) \quad (5.18)$$

или према изразу

$$W_0 = Fl(\cos \alpha_2 - \cos \alpha_1) \quad (5.19)$$

у којем је:

- $W_0$ , [J] – извршен рад на потпуном или делимичном лому епрувете
- $h_1 = l - l \cos \alpha_1$  и  $h_2 = l - l \cos \alpha_2$ , [m] – почетна и крајња висина клатна
- $F$ , [N] – тежина клатна,
- $l$ , [m] – растојање ударне главе клатна од осе ротације,
- $\alpha_1$ , [°] – почетни угао и
- $\alpha_2$ , [°] – крајњи угао клатна.

Ударна жилавост се даље рачуна као утрошени рад по јединици површине епрувете у зони зареза и обележава се као  $KV(KU)$ , за епрувете за V и U зарезом, респективно, тако да је



$$KV(KU) = \frac{W_0}{S_0} \quad (5.20)$$

У једначини (5.20),  $S_0$  је површина попречног пресека на месту зареза. Јединица ударне жилавости је  $\left[ \frac{J}{cm^2} \right]$ .

Захтеви у погледу уређаја, Шарпијевог клатно, дефинисани су стандардом ISO 148-2 [112].

Опште препоруке методе испитивања ударне жилавости су:

- Облик и димензије епрувета утичу на вредност ударне жилавости, тако да је потребно извршити њихову контролу након израде (стање површина, димензије жљеба и сл.).
- Вредности ударних жилавости се не упоређују за различите типове епрувета.
- Брзина кретања клатна у тренутку удара у епрувету мора бити у границама од 5 до 7 m/s.
- Пре почетка испитивања, потребно је извршити проверу уређаја на основу слободног пада клатна на "празно". Клатно се пушта са почетне висине  $h_1$  да пада, при чему је дозвољено да угао отклона буде мањи за највише 1% од почетног угла.
- Када су у питању испитивања на собној температури, она треба да је у границама  $20 \pm 2$  °C. Уколико се она разликује, потребно је у извештају навести тачну температуру испитивања.
- Растојање ослонаца за прихват епрувете треба да је  $40 \pm 0,5$  mm.
- Епрувете постављати на ослонаце помоћу шаблона, са положајем жљеба на супротној страни у односу на удар клатна. Жљеб се поставља по средини, између ослонаца.
- Контакт између епрувете и клатна треба да је у вертиланом линији.
- Да би резултати били меродавни, потребно је извршити испитивање најмање две епрувете, од којих свака мора да прође између ослонаца.
- Посебну пажњу је потребно посветити безбедности особа које се налазе у непосредној близини уређаја, због повреда које могу настати деловањем велике кинетичке енергије клатна и делова епрувете.

## 5.4 Испитивање затезањем на повишени температурама

Како се за време одређених технолошких процеса израде делова, експлоатације у екстремним условима могу јавити високе температуре, потребно је познавати понашање материјала и његових механичких карактеристика у овим условима. Када су у питању растегљиви материјала, смањује се чврстоћа и повећава растегљивост са порастом температуре. Овакво понашање материјала је резултат утицаја температуре при његовом деформисању. Да би се одредиле карактеристике материјала у том случају, потребно је извршити испитивање материјала на повишеним температурама. Испитивање се састоји у оцени понашања и одређивању механичких карактеристика материјала под оптерећењем на повишеним температурама. Разликују се три основне методе испитивања [113]:

- Краткотрајно загревање (испитивање на затезање, на притисак, на савијање, тврдоће, ударне жилавости, итд),
- Дуготрајно загревање (пузање, релаксација, итд) и
- Краткотрајно и дуготрајно загревање након дуготрајног загревања на повишеним температурама.

Испитивање затезањем на повишеним температурама, преко 35 °C, се спроводи према процедури која се у основи поклапа са процедуром испитивања затезањем на собној температури. Главна разлика односи се на потребну апаратуру за остваривање жељене температуре, додатног алата



за везивање епрувета отпорног на повишене температуре и инструмената за прецизно мерење деформације.

Најраспрострањенија метода са остваривање жељне температуре се заснива на коришћењу дводелне коморе, слика 5.12. Комора се поставља око узорка који се испитује, а склања када се заврши. На овај начин омогућено је да се исти уређај користи за испитивање затезањем на собној и повишеним температурама. Савремене коморе поседују три зоне загревања, што омогућава бољу контролу у остваривању хомогеног температурног поља унутар коморе. Мерење температуре унутар коморе се углавном спроводи помоћу термопарова [114].



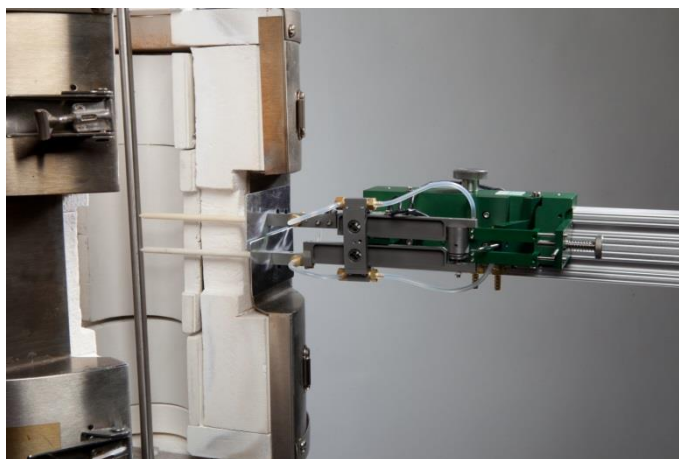
*Слика 5.12 Дводелна комора за испитивање на повишеним температурама*

За прецизно мерење деформације, границе течења, затезне чврстоће и модула еластичности, неопходна је употреба екстензиометра за рад на повишеним температурама, а који су посебно дизајнирани према коморама. На слици 5.13 је приказана могућа варијанта екстензиометра, контактнoг типа. У зависности од жељене температуре, контактни штапови се израђују од одговарајућег материјала отпорног на утицај температуре.

Методологија испитивања металних материјала на повишеним температурама је дефинисана стандардима ISO 6892-2 [115], ASTM E21. Додатни захтеви када се користи дводелна комора, поред оних који се односе на стандардно испитивање, су:

- **Узорак** – У складу са стандардним испитивањем затезањем.
- **Епрувета** – Због израженог температурног градијента код епрувета већих димензија, препорука је да се користе епрувете мањих димензија.
- **Кидалица/комора** – Додатни захтеви се односе на следеће:
  - Загревање епрувета може бити у атмосфери околине или у заштитној атмосфери. Могуће је околину епрувете испунити гасом при испитивању његовог утицаја на особине метала.
  - Температура у комори не сме прећи преко задате температуре.
  - Препоручена је употреба три термопара за мерење температуре код дугих епрувета. За кратке епрувете, минимална је употреба једног термопара за директно читавање температуре на средини узорка.

- Током загревања, потребно је обезбедити уједначену температуру на целој дужини епрувете.
- **Процедура** – Додатни захтеви се односе на следеће:
  - Да би се смањио утицај зазора у стезном алату, почетног одступања саосности алата и епрувете, као и других утицаја на читавање екстензиометра, потребно је извршити почетно предоптерећење епрувете на ниво који би ове утицаје отклонио.
  - После растерећења уграђене епрувете, врши се постављање дводелне коморе и термопара/термопарова.
  - Због термичког ширења материјала епрувете, потребно је дефинисати стратегију употребе екстензиометра (дефинисање почетног стања епрувете пре или после загревања).
  - За испитивање при већим температурама, потребно је активирати додатно хлађење помоћног алата.
  - Жељена температура се остварује помоћу одговарајућег регулатора.
  - Температурно поље на мерној дужини епрувете се до температура од 900 °C креће у границама  $\pm 1,5$  °C, а за температуре преко 900 °C у границама од  $\pm 3,0$  °C.
  - Минимално време прогревања узорка, после успостављања жељене температуре, је 10 минута (по потреби и више).
  - Испитивање почиње после загревања епрувете до жељене температура. Када се утврђује утицај температуре на механичке карактеристике, испитивање се спроводи на више различитих температура.
  - Због израженог утицаја брзине деформације на количину ослобођене топлоте приликом затезања, препорука је да се бира мања брзина померања покретне главе кидалице, водећи рачуна о могућем утицају ефекта пузања материјала.
- **Резултати и анализа** – У складу са стандардним испитивањем затезањем, уз напомену о оствареној температури.
- **Извештај** – У складу са стандардним испитивањем затезањем.

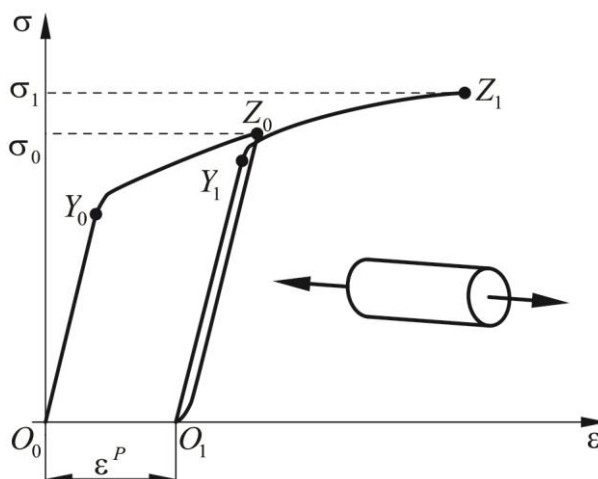


Слика 5.13 Екстензиометар са воденим хлађењем

## 6 Пластичност растегљивих метала

### 6.1 Уводна разматрања

Вишефазним једноосним затезањем растегљивог метала могуће је добити криву зависности напона од деформације, како је приказано на слици 6.1 [99] [116], [117].



Слика 6.1 Једноосно затезање растегљивог материјала у две фазе

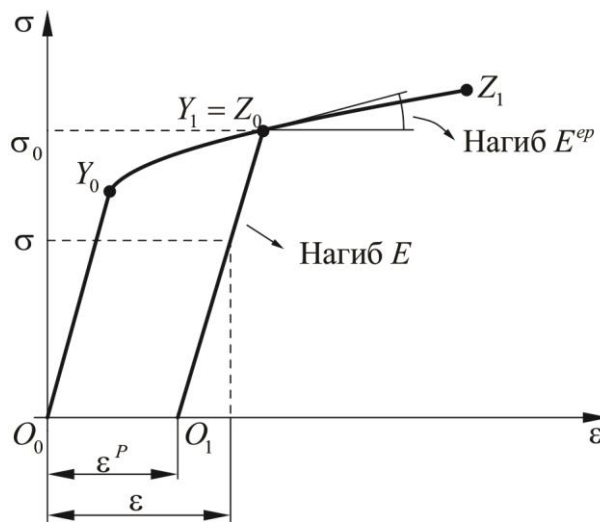
Уочљиво је да постоје две фазе аксијалног оптерећења епрувете. У првој фази, оптерећење се повећава од нуле до неке задате вредности напона  $\sigma_0$ , после чега се враћа на почетну нулту вредност. Друга фаза почиње поновним увођењем оптерећења до вредности напона  $\sigma_1$ , који је већи од претходног напона из прве фазе. Трајекторија кретања оптерећења се једноставно може поделити по зонама које су ограничене тачкама на дијаграму  $O_0Y_0Z_0O_1Y_1Z_1$ . Прва зона оптерећења  $O_0Y_0$ , представља линеарну зависност напона од деформације, за коју је карактеристично да се после престанка деловања оптерећења епрувета враћа у првобитно положај  $O_0$ . Понашање материјала епрувете у овој зони је еластично. Уколико се оптерећење у другој зони повећава преко тачке  $Y_0$ , долази до промене нагиба зависности напона од деформације. Ако се оптерећење постепено повећава до тачке  $Z_0$ , а затим постепено враћа на првобитну нулту вредност, тачка  $O_1$ , уочава се разлика стања у односу на првобитни положај прве зоне оптерећења дефинисан тачком  $O_0$ . Ова разлика представља трајну, пластичну деформацију  $\varepsilon_p$ . Поновно задавање оптерећења у другој фази, остварује се по трајекторији  $O_1Y_1Z_1$ . Слично као и у првој фази, зона оптерећења  $O_1Y_1$  представља линеарну зависност напона од деформације, за коју је карактеристично да се после растерећења епрувета враћа у првобитни положај  $O_1$ , без присуства трајних деформација. Понашање материјала епрувете је такође еластично. Повећавањем оптерећења преко тачке  $Y_1$ , долази до повећања укупне пластичне деформације.

На основу ове анализе, могуће је извести следеће закључке:

1. Граница између области еластичних и пластичних деформација, одређена је напоном течења. На дијаграму су те границе дефинисане тачкама  $Y_0$  и  $Y_1$ .

2. Порастом оптерећења преко границе течења, долази до настанка и даљег пораста трајних, пластичних деформација, односно до течења материјала.
3. Пластичне деформације није могуће поништити поступком растерећења, односно након престанка деловања оптерећења.
4. Поновним оптерећењем долази до померања границе течења, односно до повећања њене вредности (тачке  $Y_0$  и  $Y_1$ ). Ова појава је позната као ојачање материјала. Уколико се граница течења смањује, онда долази до омекшања материјала.

Занемаривањем разлике између растерећења у првој фази и оптерећења у другој фази, упрошћени облик криве зависности напона од деформације се може приказати као на слици 6.2 [116], [118].



Слика 6.2 Једноосно затезање растегљивог материјала

Уколико се посматра еластична зона друге фазе оптерећења,  $O_1Y_1$ , узимајући у обзир пластичну деформацију из прве фазе,  $\varepsilon_p$ , за напон се може написати следећа једнакост изведена на основу Хуковог закона еластичности

$$\sigma = E(\varepsilon - \varepsilon_p) = E\varepsilon_e \quad (6.1)$$

у којој је са  $E$  означен Young-ов модул еластичности, са  $\varepsilon$  укупна деформација и са  $\varepsilon_p$  трајна, пластична деформација. Када су у питању мале деформације, могуће је написати следећу везу, између укупних, пластичних и еластичних деформација, познату као адитивна декомпозиција облика

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p. \quad (6.2)$$

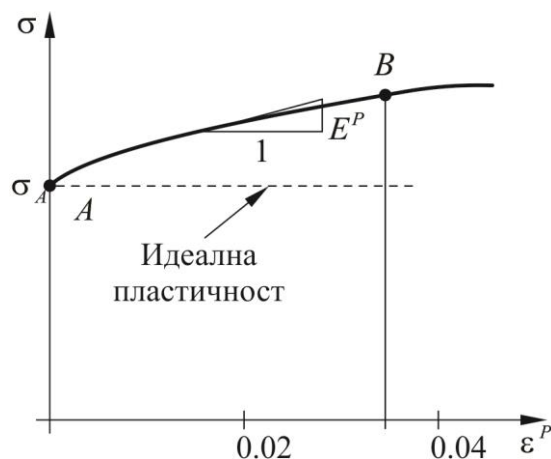
На слици 6.2 је приказана тангента између тачака  $Y_1$  и  $Z_1$ , која представља тангентни модул,  $E_T$ , који је једнак

$$E_T = \frac{d\sigma}{d\varepsilon}. \quad (6.3)$$

Веза између напона и пластичне деформације приказана општим обликом

$$\sigma = \sigma(\varepsilon_p). \quad (6.4)$$

представља закон ојачања, чија је графичка интерпретација у облику криве течења приказана на слика 6.3.



Слика 6.3 Крива течења [116], [118]

Однос прираштаја напона и прираштаја пластичне деформације представља модул пластичности

$$E_p = \frac{d\sigma}{d\varepsilon_p} \quad (6.5)$$

који се даље може написати у облику

$$E_p = \frac{EE_T}{E - E_T}. \quad (6.6)$$

У зависности од његове вредности, која може да се креће од негативне до позитивне вредности, закључује се следеће

$$E_p \begin{cases} >0, \text{ Ојачање} \\ =0, \text{ Идеална пластичност} \\ <0, \text{ Омекшање} \end{cases} \quad (6.7)$$

У аналитичком облику крива ојачања која се односи на део равномерног пластичног деформисања епрувете, када се занемари утицај температуре и брзине деформације, код нелегираних и нисколегираних челика се може написати као [96]

$$\sigma = K(\varepsilon_p)^n \quad (6.8)$$

где је са  $n$  означен експонент деформационог ојачања, а са  $K$  коефицијент пропорционалности. Њихово одређивање је дефинисано стандардом [119]. Главни недостатак ове једначине јесте случај када деформација тежи нули, или када има врло малу вредност, због чега долази до наглог пада напона. Ако се узме у обзир да се овом једначином обухватају искључиво пластичне деформације, закључује се да би вредност напона у том случају одговарала напону на граници течења када је деформација једнака или блиска нули.

Једначина криве ојачања који овој недостатак отклања, а која се најчешће користи у литератури представљена је Ramberg-Osgood-овом једначином облика [118], [120], [121]

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_R}{E} \left( \frac{\sigma}{\sigma_R} \right)^m. \quad (6.9)$$

У једначини (6.9)  $\alpha$  и  $m$  су бездимензионе материјалне константе које се одређују на основу експерименталних резултата, а  $\sigma_R$  је референтни напон, најчешће напон течења. Први члан у једначини се односи на еластичну деформацију, а други на пластичну. Првобитно је настала за потребе дефинисање криве течења алуминијумских легура, али је касније нашла и ширу примену на метала као једначина у облику [122], [123]

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left( \frac{\sigma}{\sigma_R} \right)^n. \quad (6.10)$$

Ramberg-Osgood-ов параметар  $n$  се разликује од параметра у једначини (6.8) који се односи на експонент деформационог ојачања, између којих постоји реципрочна зависност [124]. Овај параметар се углавном одређује на основу напона при деформацији од 0,1% и 0,2%, тако да је израз за његово одређивање облика [125]

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln(\sigma_{0.2} / \sigma_{0.1})}. \quad (6.11)$$

Недостатак Ramberg-Osgood-ове једначине јесте тај да се она не може користити за описивање комплетне криве течења, односно за велике деформације које су присутне код челика и других метала [125], [126], [127], [128], [129].

Једначина 8 се још може написати у облику [118]

$$\sigma = \sigma_{iy} + C_y (\varepsilon_p)^{n_y} \quad (6.12)$$

у којој су  $C_y$  и  $n_y$  материјалне константе које не могу да буду негативне, а са  $\sigma_{iy}$  је означен напон течења. Ове материјалне константе је могуће одредити на основу израза [130]

$$C_y = \frac{R_m e^n - R_p}{\frac{R_m e^n}{n R_m e^n - R_p}}, \quad (6.13)$$

$$n_y = \frac{R_m e^n}{R_m e^n - R_p} n.$$

У једначинама (6.13)  $R_p$  је граница течења,  $R_m$  је затезна чврстоћа и  $n$  је експонент деформационог ојачања који се одређује према једначини (6.8).

## 6.2 Теорија пластичности

Основе класичне теорије пластичности постављене су средином деветнаестог и почетком двадесетог века. Проистекле су из особине чврстих материјала да након престанка деловања неког спољашњег оптерећења, задрже одговарајуће трајне, пластичне деформације. С тим у вези, материјале које теорија пластичности описује, се могу класификовати као пластични материјали [116]. У ту групу спадају метални материјали, бетони, стене и други геолошки материјали. Према [118], теорија пластичности се може поделити на две категорије:

- Микромеханичку теорију, која пластичне деформације третира на микроскопском нивоу анализирајући стање кристала и зрна метала и

- Макромеханичку теорију, која пластичне деформације описује помоћу математичких релација механичких величина као што су напони, деформације и др. Понашање материјала се дефинише конститутивним једначинама које описују зависност напона од деформације.

Развојем макромеханичке теорије пластичности у другој половини двадесетог века, омогућена је анализа геометријски знатно компликованијих конструкција. Када су у питању конкретни инжењерски проблеми који укључују пластичност метала, може се рећи да постоје две групе проблеме. У прву групу спадају проблеми са малим пластичним деформацијама, сличног реда као и еластичне деформације. У другу групу спадају проблеми који укључују велике деформације, толико велике да се еластични део може и занемарити. У ову групу спадају проблеми који су директно везани за производне процесе као што су дубоко извлачење, ковање, истискивање, екструдирање, профилисање и други поступци обраде, као и проблеми везани за повећање безбедности током експлоатације производа аутомобилске, авио и војне индустрије.

## 6.2.1 Општи случај изотропне еласто-пластичности

Дефинисање општег еласто-пластичног конститутивног модела полази од закона који су раније успостављени у случају једноосног затезања епрувете. Генерално, за дефинисање еласто-пластичног конститутивног модела за случај малих деформација, потребно је дефинисати следеће [116]:

- Еласто-пластичну декомпозицију деформације
- Закон еластичности
- Услов течења
- Услов ојачања
- Закон течења

Декомпозиција тензора деформације

Тензор укупне деформације у неком тренутку времена, се може изразити као збир тензора еластичне и тензора пластичне деформације, тако да важи следећа једначина

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^E + \boldsymbol{\varepsilon}^P \quad (6.14)$$

у којој су  $\boldsymbol{\varepsilon}^E$  и  $\boldsymbol{\varepsilon}^P$  тензори еластичне и пластичне деформације, респективно. Одговарајући прираштај укупне деформације се може написати у облику

$$d\boldsymbol{\varepsilon} = d\boldsymbol{\varepsilon}^E + d\boldsymbol{\varepsilon}^P. \quad (6.15)$$

### 6.2.1.1 Закон еластичности

Веза између еластичне деформације и напона, се може приказати применом Хуок-овог закона, тако да важи следећа једначина

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}^E \boldsymbol{\varepsilon}^E = \mathbf{C}^E (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^P) \quad (6.16)$$

у којој је  $\mathbf{C}^E$  еластична конститутивна матрица.

### 6.2.1.2 Услов течења

Да би дошло до течења материјала, потребан услов је дефинисан функцијом облика

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) = 0 \quad (6.17)$$



у којој  $\boldsymbol{\sigma}$  тензор напона, а  $A$  је унутрашњи параметар који може бити константан или променљив у функцији од пластичне деформације,  $\boldsymbol{\varepsilon}^P$ , или може да представља скуп унутрашњих променљивих, параметара ојачања, када се користи ознака  $\alpha$ . Ова једначина позната је као *површи течења* у напонском простору. Да би дошло до течења материјала, напонско стање мора да се налази на овој површи иако она може да мења свој облик или величину са порастом деформације. Еластично понашање материјала представљено је положајем напонског стања унутар површи течења. Напонско стање ван ове површине није дозвољено. Унутрашње променљиве,  $\alpha$ , у зависности од своје природе, могу бити скаларне величине, као што је еквивалентна пластична деформација или параметар оштећења, или компоненте тензора, као што је вектор положаја површи течења (*back stress*) [118].

### 6.2.1.3 Услов конзистентности

Условом конзистентности дефинише математички услов према коме напонско стање мора да се налази на површи течења током даљег пораста укупне деформације. Овај услов је дефинисан следећом једначином

$$f + df = 0 \quad (6.18)$$

која се за услов појаве пластичних деформација може написати у облику

$$df = 0. \quad (6.19)$$

Имајући у виду једначину (6.17) којом је одређен услов течења у зависности од напона и унутрашњег параметра, једначина (6.19) се може написати у облику [131]

$$df = \frac{\partial f^T}{\partial \boldsymbol{\sigma}} d\boldsymbol{\sigma} + \frac{\partial f^T}{\partial A} dA = 0. \quad (6.20)$$

### 6.2.1.4 Закон течење/услов ојачања

За коначни опис модела пластичности, потребно је дефинисати зависности унутрашњих променљивих, односно тензора пластичне деформације  $\boldsymbol{\varepsilon}^P$  и скупа унутрашњих параметара  $\alpha$  [116]. Када је у питању тензор пластичних деформација, може се написати једначина закона течења у следећем облику

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^P = d\lambda \mathbf{N}(\boldsymbol{\sigma}, A) \quad (6.21)$$

у којој је са  $d\lambda$  означен мултипликатор пластичности, а са  $\mathbf{N}(\boldsymbol{\sigma}, A)$  вектор течења. За скуп унутрашњих параметара,  $\alpha$ , може се написати једначина услова ојачања у облику

$$d\alpha = d\lambda \mathbf{H}(\boldsymbol{\sigma}, A) \quad (6.22)$$

у којој је  $\mathbf{H}(\boldsymbol{\sigma}, A)$  генерализовани модул ојачања, који се односи на прираштај променљивих ојачања.

У теорији пластичности, често се дефинише закон течења у функцији од *пластичног потенцијала*. У том случају, полази се од функције пластичног потенцијала која се представља једначином облика

$$\Psi = \Psi(\boldsymbol{\sigma}, A) \quad (6.23)$$

тако да се за вектор течења  $\mathbf{N}(\boldsymbol{\sigma}, A)$ , може добити следећа једначина облика

$$N \equiv \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma}. \quad (6.24)$$

Једначина (6.21) се сада може написати у облику

$$d\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma}. \quad (6.25)$$

У једначини (6.25), мултипликатор пластичности  $d\lambda$ , представља фактор пропорционалности између градијента пластичног потенцијала и прираштаја пластичне деформације [131]. Вредност овог параметра је непозната и она се одређује помоћу услова конзистентности.

Дефинисањем закона течења и услова ојачања, једначине (6.21) и (6.22), услови оптерећења и растерећења којим се дефинише пластичност, се могу написати преко следећих израза:

$$f \leq 0, \quad d\lambda \geq 0, \quad fd\lambda = 0. \quad (6.26)$$

У случају пластичног оптерећења, односно када долази до развоја пластичне деформације и када се напонско стање налази на површи течења, важи следећи израз:

$$d\lambda > 0. \quad (6.27)$$

У случају еластичног растерећења, односно када не постоје пластичне деформације и када се напонско стање налази унутар површи течења, важе следећи изрази:

$$f < 0, \quad d\lambda = 0. \quad (6.28)$$

За растегљиве материјале, пластични потенцијал (6.23) и услов течења (6.17) су иста функција, тако да важи релација

$$\Psi \equiv f. \quad (6.29)$$

Овакви модели су познати под називом *асоцијативни* пластични модели. За ове моделе, вектор прираштаја пластичне деформације има правац нормале са спољашњим усмерењем на површи течења у напонском простору. У случају *неасоцијативних* модела, вектор прираштаја пластичне деформације није управан на површ течења.

## 6.2.2 Услови течења

Раније је наведено да површ течења представља графичку презентацију услова течења, једначина (6.17). За изотропне материјале, површ течења представљена овом једначином, се може описати помоћу напонских инваријанти ( $I_1, I_2$  и  $I_3$ ). На тај начин, омогућена је графичка интерпретација помоћу тродимензионалних површи у простору главних напона [116]. Када су у питању метални изотропни материјали, постоји неколико предложених услова течења. Ипак, већина од њих није нашла употребу у пракси, првенствено због одступања у погледу сагласности са експерименталним истраживањима са којима је утврђено да хидростатички напон не утиче на течење [121]. Два најчешће коришћена услова течења су:

- Tresca и
- von Mises.

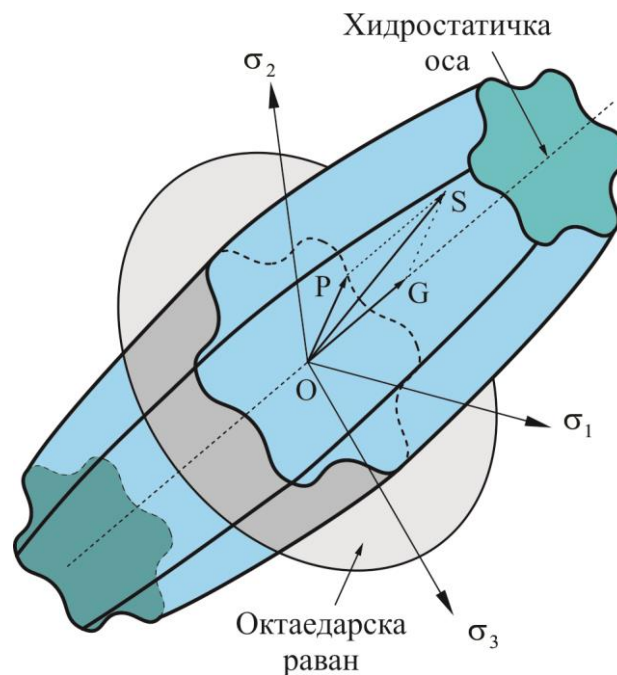
Експериментално је потврђено да се за многе метале, површ течења налази између површи које одговарају овим условима.

За даље представљање ових услова течења, потребно је детаљније објаснити простор главних напона и представљање напонских инваријанти.

### 6.2.2.1 Простор главних напона

Простор главних напона дефинисан је Декартовим координатним системом са осама које одговарају главним напонима  $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ , како је приказано на слици 6.4. На истој слици је приказана и равна која је подједнако нагнута у односу на главне осе координатног система. У простору је могуће дефинисати осам оваквих равни, по једну у сваком октанту, због чега једна равна носи назив октаедарска или  $\pi$  равна [99]. За ову равна важи једначина

$$\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0. \quad (6.30)$$

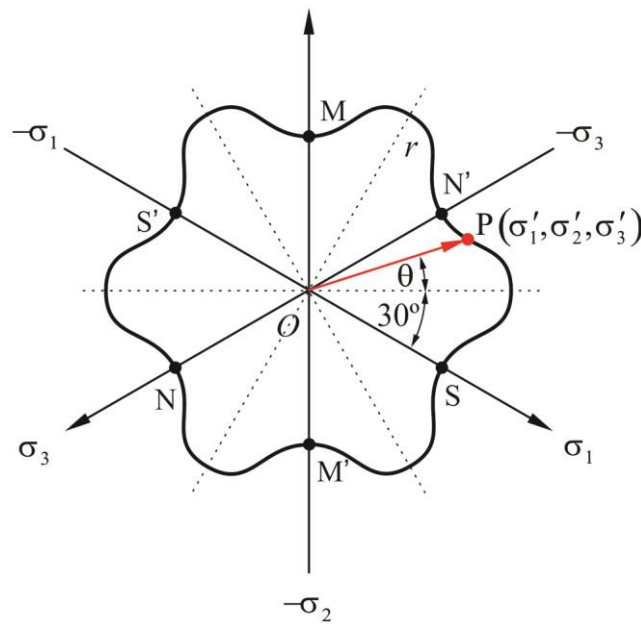


Слика 6.4 Површ течења приказана у простору главних напона [99], [132]

Напонско стање представљено тензором напона  $\boldsymbol{\sigma}$  се може дефинисати помоћу вектора  $\vec{OS}$  чији се почетак налази у координатном почетку простора главних напона. Течење настаје када врх овог вектора додирне површ течења. Пројектовањем овог вектора на осу која је управна на октаедарску равна, а пролази кроз координатни почетак и пројектовањем на октаедарску равна, тензор напона се може приказати кроз девијаторски и хидростатички део напона. Вектор  $\vec{OP}$  представља девијаторски напон и он лежи на октаедарској равни, тако да се у литератури ова равна назива и девијаторска равна [116]. Управан вектор  $\vec{OG}$  на девијаторску равна представља хидростатички део напона, а оса на којој се он налази назива се хидростатичка оса. Хидростатичка оса према слици има правац  $(\frac{\sqrt{3}}{3}, \frac{\sqrt{3}}{3}, \frac{\sqrt{3}}{3})$ , односно углове које заклапа у односу на осе главних правца

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 54^\circ 44' 12''. \quad (6.31)$$

На слици 6.5 је приказан управан поглед на пресек девијаторске равни и површи течења, са ортогоналним пројекцијама главних оса на девијаторску раван, уз претпоставку да се посматра изотропан материјал без присуства Bauschinger-овог ефекта. Уколико течење наступа за напонско стање  $\{\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\}$ , течење наступа и за напонско стање  $\{\sigma_1, \sigma_3, \sigma_2\}$  [99]. Даље, пресек површи течења је симетричан око пројекције главне осе  $SS'$ , као и око пројекција  $MM'$  и  $NN'$ . Ово значи да уколико се повуче права линија од нека тачке која се налази на пресеку површи течења, да пролази кроз координатни почетак, па све до следећег пресека за кривом течења, добијена пресечна тачка ће се наћи на истом растојању од координатног почетка као и почетна тачка. Поред симетрије око пројекција три главне осе, постоје још три симетрије око правца који су управни на ове осе. На слици 6.5 су оне означене испрекиданим линијама [99]. Закључује се да пресек површи течења има дванаест симетричних сегмената, који су дефинисани осама које међусобно заклапају угао од  $30^\circ$ . За анализу напонског стања, довољно је да се посматра вектор који лежи у само једном сегменту.



Слика 6.5 Симетричност пресека површи течења са девијаторском равни за изотропан материјал без утицаја Bauschinger-овог ефекта [99]

### 6.2.2.2 Напонске инваријанте

Други начин, који је уједно и заступљенији, за приказивање пресека површи течења јесте помоћу других инваријанти напона, односно преко  $(\sigma_H, J_2, \theta)$ . Функција течења се тада може написати у облику

$$f = f(\sigma_H, J_2, \theta). \quad (6.32)$$

У једначини (6.32)  $\sigma_H$  је хидростатични напон,  $J_2$  је друга инваријанта девијатора напона и  $\theta$  је Lode-ов угао.

Једначина хидростатичког напона се може написати у облику

$$\sigma_H = \frac{1}{3} I_1(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}). \quad (6.33)$$

Утицај хидростатичког напона је изражен код порозних материјала, као што су геолошки материјали, док се код металних материјала може занемарити [99]. Другим речима, течење металних

материјала не зависи од хидростатичког напона, већ је условљено девијатором напона. На основу овога, функција течења за металне материјале зависи од инваријанти девијатора напона, тако да се може написати следећи облик

$$f = f(J_2, \theta). \quad (6.34)$$

Друга инваријанта девијатора напона је облика

$$J_2 = \frac{1}{2}[(tr s)^2 - tr s^2] = I_2 + \frac{1}{3}I_1^2. \quad (6.35)$$

Lode-ов угао се може написати као функција друге и треће инваријанте девијатора напона, у облику израза

$$\theta = \frac{1}{3} \arcsin\left(-\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}}\right) \quad \text{за} \quad -\frac{\pi}{6} \leq \theta \leq \frac{\pi}{6} \quad (-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ). \quad (6.36)$$

Lode-овим углом се дефинише положај напонске тачке пресека површи течења, слика 6.6 у односу на осу највећег или најмањег главног напона ( $\sigma_1$  и  $\sigma_3$ ) [131]. Према једначини (6.36), крајњи положај тачке дефинисан углом  $\theta = -30^\circ$  представља напонско стање које одговара осносиметричном затезању, док крајњи положај  $\theta = 30^\circ$  представља осносиметрични притисак. Положај симетричан у односу на ова два крајња, када је угао  $\theta = 0^\circ$  одговара напонско стању чистог смицања.

Други начин представљања положаја напонске тачке јесте заменом Lode -овог угла са његовом нормализованом вредношћу, односно, параметром  $\mu$  [99]. Овај параметар се може приказати у зависности од главних напона, као

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_3 - \sigma_1}{\sigma_3 - \sigma_1} = -\sqrt{3} \tan \theta, \quad 1 \geq \mu \geq -1 \quad (-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ). \quad (6.37)$$

Када је  $\mu = 1$  ( $\theta = -30^\circ$ ), односно  $\sigma_3 = \sigma_2$ , напонско стање одговара осносиметричном затезању  $(\sigma_1 - \sigma_2, 0, 0)$ . За  $\mu = -1$  ( $\theta = 30^\circ$ ), односно  $\sigma_1 = \sigma_2$ , напонско стање одговара осносиметричном притиску  $(\sigma_3 - \sigma_1, 0, 0)$ . За  $\mu = 0$  ( $\theta = 0^\circ$ ) и  $\sigma_2 = \frac{1}{2}(\sigma_3 + \sigma_1)$ , напонско стање одговара чистом смицању  $\frac{1}{2}(\sigma_3 - \sigma_1, \sigma_1 - \sigma_3, 0)$ .

### 6.2.2.3 Услов течења Tresca-e

Овај услов течење предложен је од стране Н. Tresca [133], у другој половини деветнаестог века. Према овом услову, пластично течење настаје када максимални смичући напон достигне критичну вредност материјала.

Максимални смичући напон се може написати у облику

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}). \quad (6.38)$$

У једначини (6.38), напони  $\sigma_{\max}$  и  $\sigma_{\min}$  одговарају напонима  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$ . Даље, према овом услову, почетак пластичног течења је дефинисан условом

$$\frac{1}{2}(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) = \tau_y(\alpha) \quad (6.39)$$

у коме је  $\tau_y$  смичући напон течења у функцији од параметра унутрашњег ојачања  $\alpha$ . Како се максимални смичући напон односи на вредност напона у материјалу при једноосном затезању до границе течење, и његова вредност одговара половини напона течења, може се написати веза у облику

$$\sigma_y(\alpha) = 2\tau_y(\alpha) \quad (6.40)$$

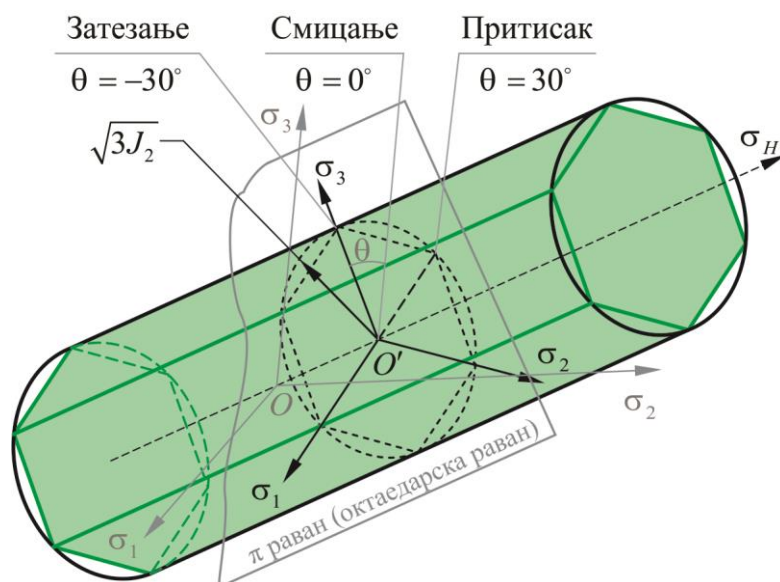
у којој је  $\sigma_y$  једноосни напон течења при затезању. Сада се функција течења која описује услов течења Tresca-е може написати у облику

$$f(\sigma) = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) - \sigma_y(\alpha). \quad (6.41)$$

Услов течења Tresca-е се може приказати и у функцији од напонских инваријанти, у облику

$$f(J_2, \theta) = 2\sqrt{J_2} \cos \theta - \sigma_y(\alpha). \quad (6.42)$$

Графичка интерпретација услова течења Tresca-е у простору главних напона, са инваријантама  $(\sigma_H, J_2, \theta)$ , приказана је на слици 6.6. Површ течења која одговара овом услову течења представљана је хексагоналном призмом, чија се подужна оса поклапа са хидростатичком осом.



Слика 6.6 Графичка интерпретација услова течења Tresca-е и von Mises-a [132]

#### 6.2.2.4 Услов течења von Mises-a

Овај услов течења предложен је од стране von Mises [134], почетком двадесетог века. Према овом услову, пластично течење настаје када друга инваријанте девијатора напона  $J_2$  достигне критичну вредност материјала  $R$ . У математичком смислу се може написати [116]

$$J_2 = R(\alpha) \quad (6.43)$$

у којој је  $\alpha$  параметар унутрашњег ојачања.

За случај чистог смицања, за тензор напона облика

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} 0 & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.44)$$

добија се веза  $\boldsymbol{s} = \boldsymbol{\sigma}$  и

$$J_2 = \tau^2. \quad (6.45)$$

За овај случај оптерећења, функција течења за von Mises-ов критеријум се може написати у облику

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \alpha) = \sqrt{J_2(\boldsymbol{s}(\boldsymbol{\sigma}))} - \tau_y(\alpha) \quad (6.46)$$

у којој је  $\tau_y(\alpha) \equiv \sqrt{R(\alpha)}$  смичући напон течења.

За случај једноосног напонског стања, за тензор напона облика

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.47)$$

имамо да је тензор девијатора напона облика

$$\boldsymbol{s} = \begin{bmatrix} \frac{2}{3}\sigma & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{3}\sigma & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{3}\sigma \end{bmatrix} \quad (6.48)$$

односно

$$J_2 = \frac{1}{3}\sigma^2. \quad (6.49)$$

За овај случај оптерећења, функција течења за von Mises-ов критеријум се може написати у облику

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \alpha) = q(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_y(\alpha) \quad (6.50)$$

у којој је  $\sigma_y(\alpha) \equiv \sqrt{3R(\alpha)}$  једноосни напон течења и  $q(\boldsymbol{\sigma})$  је еквивалентни или ефективни von Mises-ов напон облика

$$q(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{3J_2(\boldsymbol{s}(\boldsymbol{\sigma}))}. \quad (6.51)$$

Веза између једноосног и смичућег напонског стања за von Mises-ов критеријум се може написати у облику

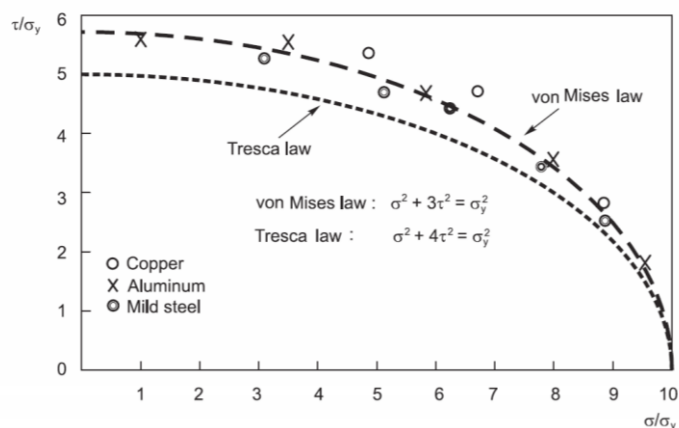
$$\sigma_y(\alpha) = \sqrt{3}\tau_y(\alpha). \quad (6.52)$$

Графичка интерпретација услова течења von Mises-а у простору главних напона, који зависи само од инваријанте девијатора напона  $J_2$ , приказана је на слика 6.6. Површ течења која одговара овом



услову представљана је цилиндричном површином кружног попречног пресека са пречником  $\sqrt{3J_2}$ , чија се подужна оса поклапа са хидростатичком осом.

Када су у питању метали, von Mises-ов услов течења је најзаступљенији, што потврђују и експериментални подаци приказани на слици 6.7 [118], [121]. Узорак који је коришћен за експеримент представља танкозидну бешавну цев, која је направљена од три материјала: бакар, челик и алуминијум. Сви узорци су испитивани на аксијално и торзионо оптерећење. Јасно се уочава да постоји боље поклапање von Mises-овог услова течења са експерименталним резултатима, него што је то случај за услов течења Tresca-е.



Слика 6.7 Упоредни приказ експерименталних резултата комбинованог оптерећења затезања и торзије са условима течења von Mises-а и Tresca-е [118], [121]

### 6.3 Оштећење метала

Под оштећењем метала се подразумева настанак и даљи раст микро-отвора или микро-прлина услед трајних пластичних деформација, због чега може доћи до трајног губитка моћи ношења материја. Посматрајући материјал на микро нивоу, настала оштећења представљају дисконтинуитете у материјалу континуума. Микро-отвори се односе на запреминска, а микро-прлине на површинска оштећења [135].

Процена утицаја оштећења на понашање дела или целе конструкције током деловања оптерећења, као и њеног утицаја на отказ рада, представља сложен проблем који се не може решити класичним методама из механике лома. Посматрање овог проблема на микро нивоу, представља успешан корак, али уз примену новог приступа. Прве успешне резултате постигао је руски научник Л.М. Качанов објављивањем свог рада у другој половини двадесетог века [136]. Допринос његовог рада огледа се у увођењу унутрашње променљиве којом се квантитативно и квалитативно дефинише утицај произвољно распоређеног микро оштећења на макро параметре конструкције и њен одзив [137].

Због увођења микро нивоа посматрања прлина и њеног утицаја на макро параметре конструкције, потребно је јасније дефинисати нивое посматрања који су потребни у теорији оштећења. С тим у вези, треба разликовати следеће нивое [138]:

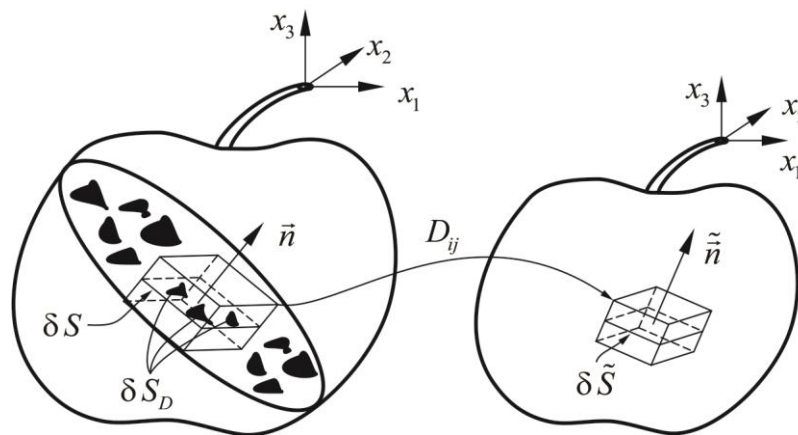
- **Микро-ниво** представља ниво на коме је могуће описати механизме деформације и оштећења. Као примери наводе се:
  - Атоми за описивање еластичности,
  - Дислокација у кристалној решетци за описивање пластичности метала,

- Укључци или микро-прслине за описивање оштећења.
- **Макро-ниво** представља ниво на коме се разматра елемент материјала [53] под којим се подразумева материјал врло мале запремине у односу на микродужине (димензије кристалне решетке, димензије зрна метала и сл.) али довољне величине да се дискретни механизми деформације и оштећења могу описати и пренети на континуум коначне запремине. За различите материјале, ред величине елемента материјала је различит, тако да он износи  $0.1 \text{ mm}$  за метале,  $1 \text{ mm}$  за полимере,  $10 \text{ mm}$  за дрво и  $100 \text{ mm}$  за бетон.
- **Ниво конструкције** представља ниво механичких компоненти (са димензијама реда величине  $mm$ ,  $cm$ ,  $m$ ) за које је прслина величине од једног до неколико милиметара или центиметара.

Уопштено посматрано, када су присутни микро-отвори и микро-прслине, променљива оштећења се у физичком смислу може дефинисати као површинска густина микро-прслина и пресека микро-отвора који се налазе на равни која сече елемент материјала по површини  $\delta S$ , слика 6.8. Ако се са  $\vec{n}$  означи вектор нормале на површину са максималном густином, може се написати следећи израз за параметар оштећења

$$D_{(\vec{n})} = \frac{\delta S_D}{\delta S} \quad (6.53)$$

у коме  $\delta S_D$  представља површину микро-отвора и микро-прслина.



Слика 6.8 Математичко представљање физичког оштећења [135]

Уколико је оштећење изотропно, скаларна величина параметра оштећења  $D_{(\vec{n})}$  не зависи од вектора нормале и може се написати у облику [136]

$$D = \frac{\delta S_D}{\delta S}. \quad (6.54)$$

Чешћи случај је када је оштећење неизотропно, односно, када су микро-прслине мање или више управне на највећи главни напон. У том случају, за површинску густину оштећења на равни са вектором нормале  $\vec{n}$  се користи оператор који трансформише површину  $\delta S$  и вектор  $\vec{n}$ , слика 6.8, на мању континуалну површину  $\delta \tilde{S} = \delta S - \delta S_D$  са вектором нормале  $\tilde{\vec{n}}$  [135]. Да би се задржало исто физичко значење као и у изразу (6.55) 201, уводи се оператор  $(1 - D)$  тако да се може написати израз

$$(\delta_{ij} - D_{ij})n_j \delta S = \tilde{n}_i \delta \tilde{S} \quad (6.56)$$

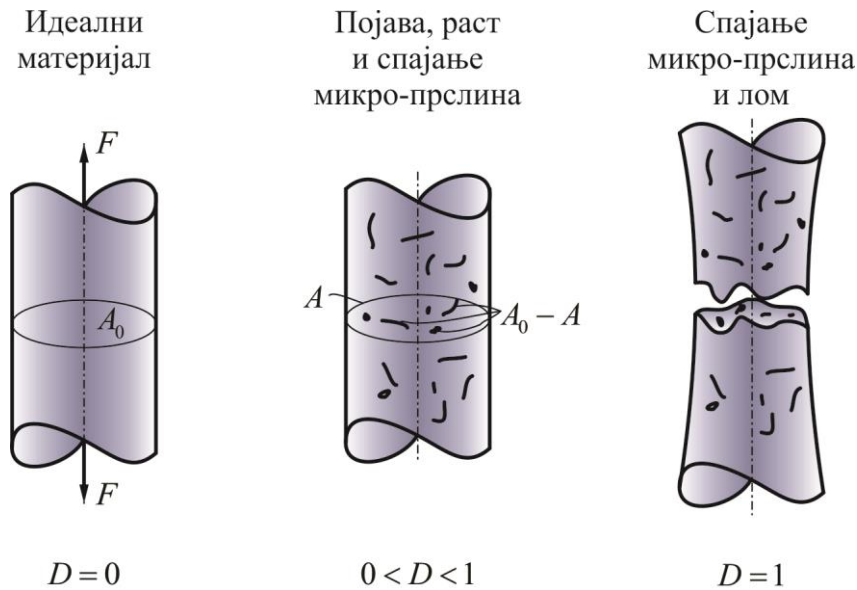
у којем је  $\delta_{ij}$  Кронекеров оператор ( $\delta_{ij} = 1$  за  $i = j$ , док је  $\delta_{ij} = 0$  за  $i \neq j$ ) и  $D$  је тензор другог реда.

У теорији оштећења, уводи се појам ефективног напона,  $\tilde{\sigma}$ , који представља напон који делује на нову континуалну површину,  $\delta\tilde{S} = \delta S - \delta S_D$  [136].

За случај једноосног напрезања са изотропним оштећењем, могуће је напоне на микро-нивоу представити преко равнотежне једначине сила, тако да се може написати

$$\tilde{\sigma}\delta\tilde{S} = \sigma\delta S \quad \text{када је} \quad D = \frac{\delta S_D}{\delta S} = \frac{\delta S - \delta\tilde{S}}{\delta S}. \quad (6.57)$$

Параметар оштећења се креће у опсегу  $0 \leq D \leq 1$ , тако да када је  $D=0$  не постоје оштећења у материјалу, а када је  $D=1$  сматра се да је дошло до престанка преноса оптерећења, односно до престанка ношења. На слици 6.9 је приказана графичка интерпретација вредности параметра оштећења.



Слика 6.9 Графички приказ оштећења на примеру једноосног затезања [139]

Ефективни напон се може написати у облику

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D}. \quad (6.58)$$

За случај вишеосног напрезања са изотропним оштећењем, све компоненте напона делују на исту ефективну површину, тако да се у том случају може написати израз облика

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{1-D}. \quad (6.59)$$

Параметар оштећења је разматран и од стране других аутора, тако да је Lemaitre за феноменолошки модел растегљивог изотропног оштећења предложио другачију дефиницију. На основу хипотезе еквивалентности деформације [116], према којој деформационо понашање оштећеног материјала је представљено конститутивним законима основног материјала са стварним напонем замењеним ефективним напонем, Lemaitre предлаже конститутивни закон оштећеног материјала у следећем облику

$$\tilde{\sigma} = E\varepsilon \quad (6.60)$$

односно, у еквивалентном облику

$$\sigma = \tilde{E}\varepsilon. \quad (6.61)$$

У једначинама (6.60) и (6.61),  $E$  представља Young-ов модул еластичности оригиналног (неоштећеног), а  $\tilde{E} = (1-D)E$  модул еластичности оштећеног материјала. Увођењем модула еластичности оштећеног материјала за дефинисање параметра оштећења, уместо површина попречног пресека са и без оштећења, могуће је написати његов следећи облик

$$D = \frac{E - \tilde{E}}{E}. \quad (6.62)$$

Представљена разматрања и изрази за параметар оштећења, односе се искључиво на случај изотропног понашања материјала. За случај анизотропног понашања материјала, параметар оштећења није скалар, тако да се за већину случаја, он може представити несиметричним тензором четвртог реда [135].

## 6.4 Johnson-Cook материјални модел

Код анализа челичних конструкција које су изложене динамичком оптерећењу као што је удар пројектила у непокретну metu или ударно оптерећење таласа експлозије, неопходно је дефинисање течења материјала при великим брзинама деформације, са описивањем локалног термичког омекшања, као и дефинисање оштећења материјала. Када су у питању нумерички прорачуни, један од приступа је коришћење два различита модела. Један којим се описује течење материјала и други којим се дефинише оштећење. Ова два модела могу међусобно бити спрегнути или неспрегнути.

Неспрегнути материјални моделу, који су по својој природи феноменолошки, тј. емпиријски, су нашли широку примену у пракси. Једна од њихових главних особина јесте да акумулирано оштећење не утиче на еласто-пластично понашање материјала, због чега се оштећење не посматра као унутрашња променљива у оквиру конститутивних релација, односно, пластично понашање материјала и критеријум лома су међусобно независни. Ово је додатно поједноставило њихову примену, имајући у виду релативно једноставну процедуру калибрације модела. Ипак, моделирање оштећења код неспрегнутих модела је доста изазовно, с обзиром да напонско стање не узима у обзир слабљење које је последица настанка и даљег развоја микро-отвора или микро-прскотина током деловања оптерећења. Када су у питању растегљиви, дуктилни, материјали, употребом ових материјалних модела, оштећењима се приписује особина изненадне појаве, што за последицу има нагли пад напона на криви течење. За неке материјале, као што су геолошки материјали, употреба неспрегнутих модела није оправдана.

Gordon R. Johnson и William H. Cook су осамдесетих година двадесетог века развили и у својим радовима приказали феноменолошки материјални модел који је био намењен за проучавање удара, пенетрацијама пројектила и експлозивним средствима [14], [15]. Модел са показао као веома употребљив, тако да је наишао на примену у научним институцијама, војним лабораторијама и осталим субјектима који су се сусретали са великим деформацијама при различитим брзинама деформације. Њихов материјални модел је у литератури познат под називом Johnson-Cook-ов материјални модел. Разликују се материјални модел ојачања и материјални модел оштећења.

### 6.4.1 Ојачање

У раду који је објављен 1983. године [14], еластично понашање материјала у Johnson-Cook-овом материјалном моделу засновано је на von Mises-овом услову течења. Конститутивна једначина обухвата три члана, који представљају деформационо ојачање, ојачање при променљивој брзини деформације и термичко омекшање. Битна особина овог материјалног модела јесте да се ти чланови посматрају као међусобно независни, што додатно поједностављује одређивање параметара овог модела спровођењем тестова затезања за сваку групу понаособ. Еквивалентни напон је представљен једначином облика

$$\sigma(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = \left[ A + B(\bar{\varepsilon}_p)^n \right] \left[ 1 + C \ln \dot{\bar{\varepsilon}}_p^* \right] \left[ 1 - (T^*)^m \right] \quad (6.63)$$

у којој су  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$  и  $m$  материјалне константе које се одређују експериментално,  $\bar{\varepsilon}_p$  је акумулирана или еквивалентна пластична деформација,  $\dot{\bar{\varepsilon}}_p^* = \dot{\bar{\varepsilon}}_p / \dot{\varepsilon}_0$  је бездимензиона брзина пластичне деформације, а  $\dot{\varepsilon}_0$  референтна брзина деформације. Одговарајућа бездимензиона температура је дата једначином облика

$$T^* = \frac{T - T_r}{T_r - T_m} \quad (6.64)$$

у којој је  $T$  тренутна температура,  $T_r$  је собна или референтна температура и  $T_m$  је температура топљења.

Како се може запазити у једначини (6.63), један од недостатака ове конститутивне једначине јесте да утицај брзина деформације није у потпуности спрегнут са утицајем температуре, тако да се не узима у целости осетљивост брзине деформације на промену температура. Ипак, овај недостатак је прихватљив за већину метала. Такође, из једначине (6.63) се може закључити да од наведених унутрашњих параметара пластичне деформације, брзине пластичне деформације и температуре, једино параметар пластичне деформације има утицаја на конститутивну једначину, тако да се може написати следеће

$$\alpha = \{\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T\} \rightarrow \alpha = \{\bar{\varepsilon}_p\}. \quad (6.65)$$

Први члан под угластим заградама у једначини (6.63) представља једначину криве ојачања, са параметрима  $A$ ,  $B$  и  $n$ , за случај када је  $\dot{\bar{\varepsilon}}_p = 0$  и  $T^* = 0$ .

Промена еквиваленте пластичне деформације се може написати у облику [116]

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p}. \quad (6.66)$$

Промена температуре може написати једначином облика

$$\dot{T} = \frac{\chi}{\rho C_p} \bar{\sigma} \dot{\bar{\varepsilon}}_p \quad (6.67)$$

у којој је  $\chi$  Taylor-Quinney параметар (за челичне материјала износи 0,9),  $\rho$  је густина и  $C_p$  је специфична топлота. Из ове једначине се јасно види да је пораст температуре условљен са порастом пластичне деформације, што може да представља проблем код модела где је присутна мања брзина деформације, а код којих проводљивост има већи значај на процес деформисања уводећи додатно

омекшање. Потенцијално решење овог проблема јесте да Taylor-Quinney параметар буде променљив у односу на брзину деформације [140]. На тај начин је могуће извршити редукцију ослобођене топлоте при нижим брзинама деформације, чиме се компензује утицај проводљивости, која није укључена у модел.

### 6.4.2 Модификован модел

Да би се нежељени ефекат утицаја температуре на мањим брзинама деформација који утиче на додатно омекшање материјала избегао, други члан Johnson-Cook-овог материјалног модела који узима у обзир брзину деформације се представља у експоненцијалном облику. Основни облик једначине модификованог Johnson-Cook-овог модела [141], поред каснијих варијација [142], [143], [144], је

$$\sigma(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = \left[ A + B(\bar{\varepsilon}_p)^n \right] \left[ 1 + \dot{\bar{\varepsilon}}_p^* \right]^C \left[ 1 - (T^*)^m \right] \quad (6.68)$$

у којој су  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$  и  $m$  материјалне константе које се одређују експериментално, а  $T^*$  одговарајућа бездимензиона температура.

Имајући у виду чињеницу да су брзина деформације и температура неспрегнути са течењем материјала, калибрација Johnson-Cook-овог модела је једноставна и захтева минималан број експерименталних података. Иако је експериментално доказано да се осетљивост материјала на брзину деформације повећава са порастом температуре, док се напон течења смањује [18], материјални модел је наишао на широку примену и имплементацију у нумеричким програмима коначних елемената.

### 6.4.3 Оштећење

У раду [14] који је објављен 1985. године, аутори су предложили модел којим се оштећење материјала посматра као последица акумулиране пластичне деформације. Идеја стварања овог модела следила је концепцију претходног модела ојачања о релативном утицају одређеног броја различитих параметара са првенственом употребом модела у нумеричким симулацијама методом коначних елемената. Предложеним моделом обухваћена је зависност деформације, брзине деформације, температуре и притиска.

Johnson и Cook су предложили следећи облик једначине којом се дефинише оштећење коначног елемента

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_p^f} \quad (6.69)$$

у којој је  $\Delta \bar{\varepsilon}_p$  инкремент еквиваленте пластичне деформације настао током циклуса нумеричке интеграције, а  $\bar{\varepsilon}_p^f$  је еквивалентна пластична деформација лома, за тренутну брзину деформације, температуре, притиска и еквивалентног напона. Када вредност параметра достигне критичну вредност  $D=1$ , долази до трајног оштећења материјала и до ерозије коначног елемента.

Општи облик једначине еквивалентне пластичне деформације лома је

$$\bar{\varepsilon}_p^f(\sigma^*, \bar{\varepsilon}_p^*, T^*) = \left[ D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \right] \left[ 1 + D_4 \ln \bar{\varepsilon}_p^* \right] \left[ 1 + D_5 T^* \right] \quad (6.70)$$

у којој су  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $D_4$  и  $D_5$  материјалне константе.  $\sigma^*$  представља бездимензиони однос хидростатичног притиска и еквивалентног напона, у литератури познат под називом *stress triaxiality ratio* и може са написати у облику

$$\sigma^* = \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}}. \quad (6.71)$$

У једначини (6.70), променљиве  $\bar{\varepsilon}_p^*$  и  $T^*$  су идентичне онима из једначине конститутивног модела ојачања, једначина (6.63).

Првим чланом под угластом заградом у једначини (6.70), успостављена је зависности према којој деформација оштећења опада са порастом хидростатичног притиска. Овај израз је дат у раду Hancock-а и Mackenzie-а [19], који су своје истраживање базирали на експерименталним резултатима раније објављеним од стране Rice-а и Tresca-а [25], доказали да деформација лома зависи од *stress triaxiality ratio* и пластичне деформације. Другим чланом под угластом заградом представљен је утицај повећања брзине деформације, а трећим чланом утицај температурног омекшања на издужење материјала.

Модификовани облик једначине еквивалентне пластичне деформације лома одговара модификованој једначини ојачања и може се написати у облику

$$\bar{\varepsilon}_p^f(\sigma^*, \bar{\varepsilon}_p^*, T^*) = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] [1 + \bar{\varepsilon}_p^*]^{D_4} [1 + D_5 T^*] \quad (6.72)$$

где су  $D_1, D_2, D_3, D_4$  и  $D_5$  материјалне константе.

#### 6.4.4 Спрегнут Johnson-Cook-ов материјални модел

Недостатак Johnson-Cook-овог модела оштећења представља чињеница да оштећење не утиче на расподелу напона све док не дође до ерозије коначног елемента, што је условљеном достизањем критичне вредности параметра оштећења.

Усвајајући хипотезу о еквивалентности деформације као основу за увођење оштећења у вископластичне конститутивне једначине, адитивна декомпозиција [17], [145] тензора брзине деформације на еластичан, пластичан и термички део се може написати изразом облика

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^E + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^P + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^T \quad (6.73)$$

у коме је са  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^T$  означен тензор термичког дела брзине деформације. Под претпоставком да је у питању изотропно термичко ширење, овај тензор се може написати у облику

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^T = \alpha \dot{T} \mathbf{I} \quad (6.74)$$

у коме је  $\alpha$  коефицијент линеарног ширења,  $\dot{T}$  брзина пораста температуре и  $\mathbf{I}$  јединични тензор другог реда.

Еластичан део тензора брзине деформације се дефинише линеарном хипо-еластичном једначином облика

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\nabla J} = \left( K - \frac{2}{3} G \right) \text{tr}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^E) \mathbf{I} + 2G \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^E \quad (6.75)$$

у којој је  $K$  запремински модул и  $G$  модул смицања. Тензор ефективног напона је дефинисан као

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{\boldsymbol{\sigma}}{1 - \beta D} \quad (6.76)$$

где је  $\boldsymbol{\sigma}$  Cauchy-јев напон и  $D$  параметар оштећења. Параметар  $\beta$  може имати вредност једнаку нули, неспрегнут модел, или вредност једнаку јединици, која одговара спрегнутом моделу.



Jaumann-ов тензор ефективног напона је облика

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\nabla J} = \dot{\tilde{\boldsymbol{\sigma}}} - \mathbf{R}\tilde{\boldsymbol{\sigma}} - \tilde{\boldsymbol{\sigma}}\mathbf{R}^T \quad (6.77)$$

где је  $\mathbf{R}$  тензор ротације.

Пластичан део тензора брзине деформације се дефинише преко асоцијативног закона течења облика

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{r} \frac{d\mathbf{f}}{d\boldsymbol{\sigma}} = \frac{3}{2} \frac{\dot{r}}{1 - \beta D} \frac{\tilde{\boldsymbol{\sigma}}'}{\tilde{\sigma}_{eq}'} \quad (6.78)$$

где се  $(\cdot)'$  односи на девијаторски део тензора, акумулирана пластична деформација оштећења. Еквивалентни напон оштећења је облика

$$\tilde{\sigma}_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \tilde{\boldsymbol{\sigma}}' : \tilde{\boldsymbol{\sigma}}'}. \quad (6.79)$$

Адијабатска промена температуре се може описати сличном функцијом као и за Johnson-Cook-ов модел и облика је

$$\dot{T} = \frac{\chi}{\rho C_p} \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = \chi \frac{\tilde{\sigma}_{eq} \dot{r}}{\rho C_p} \quad (6.80)$$

где је  $\chi$  Taylor-Quinney параметар,  $\rho$  је густина и  $C_p$  је специфична топлота.

Како је раније наведено [116], према хипотези о еквивалентности деформације, напонско стање зависи од оштећења, што доводи до закључка да током течења материјала, оштећење утиче на чврстоћу материјала. Према овој хипотези, свака конститутивна једначина оштећења може бити изведена на исти начин као и једначина основног материјала уз измену да се напон течења основног материјала мења ефективним напоном, једначина (6.58).

Спречањем конститутивне једначине ојачања са оштећењем, може се написати спрегнута једначина облика [18]

$$\sigma(r, \dot{r}, T^*) = (1 - D) [A + B(r)^n] [1 + C \ln(\dot{r}^*)] [1 + (T^*)^m] \quad (6.81)$$

у којој је  $D$  параметар оштећења,  $r$  је акумулирана пластична деформација оштећења дата у облику  $\dot{r} = (1 - D)\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ . Вредност параметра оштећења се креће од нула до један, тако да за  $D = 0$  одговара стању материјала без оштећења, а за  $D = 1$  стању потпуног лома. Критична вредност параметра оштећења, када настају микро-отвори или микро-прскотине, је мања од један [17], [18]. Даље се може написати, уводећи појам критеријума отказа, следећа веза

$$D = D_c \leq 1 \quad (6.82)$$

у којој је  $D_c$  материјална карактеристика која дефинише критично оштећење при коме долази до ерозије елемента.

Спречањем модификоване конститутивне једначине ојачања са оштећењем, може се написати спрегнута једначина облика

$$\sigma(r, \dot{r}, T^*) = (1 - D) [A + B(r)^n] [1 + \dot{r}^*]^C [1 + (T^*)^m]. \quad (6.83)$$

Ако се оштећење посматра као функција акумулиране пластичне деформације, може се успоставити граница акумулиране пластичне деформације при којој оштећење почиње да се развија,  $\bar{\varepsilon}_p^d$ . На основу овога, даљи развој оштећења се може написати у облику [18], [145]

$$\dot{D} = \begin{cases} 0 & \text{када је } \bar{\varepsilon}_p \leq \bar{\varepsilon}_p^d \\ D_c \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\bar{\varepsilon}_p^f - \bar{\varepsilon}_p^d} & \text{када је } \bar{\varepsilon}_p > \bar{\varepsilon}_p^d. \end{cases} \quad (6.84)$$

У једначини (6.84),  $\bar{\varepsilon}_p^f$  је деформација лома која зависи од *stress triaxiality ratio*, брзине деформације и температуре. Уколико је граница акумулиране пластичне деформације једнака нули, онда се параметар оштећења одређује на основу једначине (6.69).

### 6.4.5 Одређивање параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела

Поступак одређивања параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела заснива се на одређивању појединачних утицаја деформације, брзине деформације и температуре на течење материјала преко група статичких, динамичких и температурних параметара, који су присутни у конститутивној једначини. Одређивање ових параметара подразумева више различитих тестова једноосног затезања који изолују одређене групе параметара. За одређивање параметара, потребно је спровести четири врсте тестова затезања:

- Квазистатичко затезање стандардне кружне епрувете;
- Квазистатичко затезање епрувете са различитим димензијама зареза (*notch*);
- Динамичко затезање при различитим брзинама деформације;
- Квазистатичко затезање стандардне епрувете при повишеним температурама.

Овакав једноставан приступ одређивања параметара представља један од основних разлога прихватљивости Johnson-Cook – овог материјалног модела у ширим круговима научне и инжењерске заједнице. Основна идеја одређивања параметара [16] јесте у изоловању сваког параметра прикупљањем података под одређеним условима и њиховом одговарајућом обрадом.

Ипак, поред једноставности одређивања параметара, проблеми који су присутни при реализацији једноосног затезања, а односе се на директно мерење и читавање одговарајућих параметара, условили су да се уобичајена методологија одређивања параметара базира на комбинацији експерименталних тестова и нумеричких симулација. Ипак, у својим радовима, аутори Borvik, Langseth и Hoppestad [17], [18] су изнели другачији приступ, тако да су увели процедуру одређивања материјалних параметара без употребе нумеричких симулација. На основу овога, може се закључити да постоје две, у основи сличне, процедуре и то:

- експериментална и
- комбинована

#### 6.4.5.1 Експериментална процедура

Основна идеја ове процедуре у одређивању материјалних параметара без употребе нумеричких симулација, се заснива на употреби методе најмањих квадрата према којој сума свих остатака између експерименталних података и модела треба да буде минимална. Из овога произилази да су за предложени модел течења и оштећења полазне једначине које минимизују остатак облика

$$\mathfrak{R}(\sigma_{eq}) = \sum_{\alpha=1}^{N_{\alpha}} \sum_{\beta=1}^{N_{\beta}} \sum_{\delta=1}^{N_{\delta}} \sum_{\gamma=1}^{N_{\gamma}} \left\{ \sigma_{eq}^{\exp}(p_{\alpha}, \sigma_{\beta}^*, \dot{p}_{\delta}, T_{\gamma}) - \left( 1 - D_c \frac{P_{\alpha}}{p_f(\sigma_{\beta}^*)} \right) (A + Br_{\alpha}^n)(1 + \dot{r}_{\delta}^*)^c (1 - T_{\gamma}^{*m}) \right\}^2 \quad (6.85)$$

$$\mathfrak{R}(p_f) = \sum_{\beta=1}^{N_{\beta}} \sum_{\delta=1}^{N_{\delta}} \sum_{\gamma=1}^{N_{\gamma}} \left\{ p_f^{\exp}(\sigma_{\beta}^*, \dot{p}_{\delta}, T_{\gamma}) - (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma_{\beta}^*)) (1 + \dot{p}_{\delta}^*)^{D_4} (1 + D_5 T_{\gamma}^*) \right\}^2. \quad (6.86)$$

У једначинама (6.85) и (6.86), са  $\mathfrak{R}(\sigma_{eq})$  и  $\mathfrak{R}(p_f)$  су означени остаци конститутивног модела и модела оштећења, респективно. У истим једначинама, са  $p_{\alpha}$  и  $r_{\alpha}$  су означене дискретне вредности деформација  $p$  и  $r$ ,  $\sigma_{\beta}^*$  су дискретне вредности *stress triaxiality ratio* напона  $\sigma_{\beta}$ ,  $\dot{p}_{\delta}$ ,  $\dot{p}_{\delta}^*$  и  $\dot{r}_{\delta}^*$  су дискретне вредности брзина деформација  $\dot{p}$ ,  $\dot{p}^*$  и  $\dot{r}^*$ , а  $T_{\gamma}$  је дискретна вредност температуре  $T$ .

### 6.4.5.2 Комбинована процедура

Због отежаног мерења појединих величина, за одређивање параметара материјалног модела је могуће применити и нумеричке процедуре, уз њихову накнадну верификацију. Нумеричке процедуре су посебно погодне при одређивању *stress triaxiality ratio* првенствено због његовог отежаног експерименталног мерења и одређивања.

Заједнички кораци у одређивању параметара за обе наведене процедуре су:

КОРАК 1. – Одређивање основних параметар еластичности: модула еластичности и Поасонов коефицијента. Такође, ови тестови се спроводе због потврде да ли се материјал може сматрати изотропним и хомогеним.

КОРАК 2. – Одређивање стварне криве течења до тренутка лома епрувете при квазистатичком испитивању на собној температури. На основу стварних криви течења и деформације лома, одређују се параметри ојачања и оштећења

КОРАК 3. – Одређивање криве течења и стварне деформације лома при квазистатичким брзинама и променљивим повишеним температурама.

КОРАК 4. – Одређивање криве течења и стварне деформације лома при великим брзинама деформације и собној температури.

## 7 Експериментална испитивања

Разумевање понашања челичних конструкција које су изложене ударним динамичким напрезањима, било да се ради о производним процесима, о пробоју пројектила или деловању ударног таласа експлозије, подразумева познавање основних карактеристика материјала при истим или сличним условима. Представљена теорија о простирању таласа, течењу растегљивог материјала, затим основне карактеристике челика повишене јачине STREX700, као и увођење основних начела експерименталних метода, представљају базу за спровођење експерименталног одређивања материјалних карактеристика разматраног челика за Johnson-Cook-ов материјални модел. Експериментално одређивање материјалних карактеристика са истовременом верификацијом треба да дефинише потребну методологију за њихово одређивање, што представља циљ ове дисертације.

С обзиром да је Johnson-Cook-ов материјални модел применљив за широк спектар брзина деформације,  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} \div e^3 s^{-1}$ , методологија обухвата лабораторијска испитивања која покривају тај спектар употребом расположиве опреме у лабораторијама. Остваривање најмањих брзина је предвиђено на сервохидрауличној кидалици, уз посебна подешавања ради остваривања могућих максималних брзина на њој, док је испитивање при већим брзинама планирано на посебно развијеном уређају, затезном Хопкинсоновом штапу. Испитивање на повишеним температурама треба да пружи додатне информације о понашању материјала.

Челик повишене јачине STREX700 је изабран за спровођење свих потребних испитивања, на основу раније дефинисаних карактеристика, које се односе на висок технолошки ниво обрадивости и изузетно добру заварљивост, због чега је нашао широку примену у разним индустријама, његов избор за спровођење методологије делује крајње оправдан. Додатно уводећи испитивање материјала са завареним спојевима, поред усвајања методологије, проширује сазнања о понашању заварених конструкција и на местима заваара. Нумеричко моделирање заварених конструкције ће на тај начин бити додатно отежано, али ће свакако одговорати реалнијем стању напрезања.

Овим испитивањима је установљена методологија одређивања материјалних карактеристика за Johnson-Cook-ов материјални модел, спроводећи лабораторијска испитивања истовремено на узорцима од основног материјала и на узорцима са завареним спојем.

Испитивања су реализована у оквиру Центра за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу и на Војно-техничком институту у Београду. Потребан материјал за израду епрувета одговарајућег облика и количине је обезбедила компанија ЈугоИмпорт СДПР из Београда. Израда потребних епрувета од основног материјала и са завареним спојем је реализована у фабрици наменских производа у оквиру војне индустрије Републике Србије, у Борбеним Сложеним Системима из Велике Планае, према технологијама које су присутне у фабрици.

### 7.1 План и програм испитивања

Садржај испитивања обухвата иницијална (основна) и наменска испитивања за одређивање парематара материјалног модела.

Иницијалним испитивањима је обухваћено следеће:

- Квазистатичко затезање осноцилиндричне кружне епрувете од основног материјала и са завареним спојем при брзини од  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} s^{-1}$  и собној температури:
  - Одређивање основних материјалних карактеристика:
    - Модул еластичности -  $E$ .

- Поасонов коефицијент -  $\nu$  .
  - Густина -  $\rho$  .
  - Испитивање ударне жилавости на температури од  $-40$  °C.
  - Испитивање тврдоће основног материјала и са завареним спојем.
- Садржај наменских испитивања је обухватио следећа испитивања на затезање:
- Квазистатичко затезање осноцилиндричне кружне епрувете од основног материјала и са завареним спојем при брзини од  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} s^{-1}$  и собној температури:
    - Одређивање инжењерске криве течења:
      - Мерење силе и хода затезања, уз употребу екстензиометра.
    - Одређивање стварне криве течења:
      - Мерење силе и хода затезања, уз употребу екстензиометра.
      - Мерење попречног пресека на месту локализоване пластичне деформације – некинга, током процеса затезања.
      - Мерење стварне деформације лома након спајања раздвојених делова епрувете преко преломних површина.
    - Одређивање параметара ојачања:
      - Граница течења -  $A$  .
      - Коефицијент пропорционалности -  $B$  .
      - Експонент ојачања -  $n$  .
    - Верификација резултата.
  - Квазистатичко затезање епрувете са различитим димензијама зареза код епрувета од основног материјала и са завареним спојем при брзини од  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} s^{-1}$  и собној температури:
    - Одређивање инжењерске криве течења:
      - Мерење силе и хода затезања, уз употребу екстензиометра.
    - Одређивање стварне криве течења:
      - Мерење силе и хода затезања, уз употребу екстензиометра.
      - Мерење попречног пресека на месту локализоване пластичне деформације – некинга, током процеса затезања.
      - Мерење стварне деформације лома након спајања раздвојених делова епрувете преко преломних површина.
    - Одређивање параметара оштећења:
      - Параметри оштећења -  $D_1, D_2, D_3$  .
    - Верификација резултата.
  - Квазистатичко затезање при температурама од  $20$  °C до  $500$  °C, са кораком температуре од  $100$  °C стандардне епрувете од основног материјала и са завареним спојем, при брзини деформације од  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} s^{-1}$  :
    - Одређивање инжењерске криве течења.
    - Мерење стварне деформације лома након спајања раздвојених делова епрувете преко преломних површина.
    - Одређивања параметара ојачања и оштећења који узимају у обзир промену температуре
      - Параметар ојачања -  $m$  .
      - Параметар оштећења -  $D_5$  .
  - Динамичко затезање при различитим брзинама деформације епрувете од основног материјала и са завареним спојем,  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} \div e^3 s^{-1}$ , при собној температури:
    - Одређивање инжењерске криве течења.
    - Мерење стварне деформације лома након спајања раздвојених делова епрувете преко преломних површина.
    - Одређивања параметара ојачања и оштећења који узимају у обзир променљиву брзину деформације
      - Параметар ојачања -  $C$  .

- Параметар оштећења -  $D_4$ .

Табела 7.1 Програм наменских испитивања

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Р. Бр.	Тип епрувете	№	$R$ [mm]	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]	Температура [°C]	Е	АТОС	Лабораторија	Уређај
<b>1. Квазистатичко затезање осноцилиндричне кружне епрувете</b>									
1.	ОМ	Сх	-	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
2.	MS	СВх	-	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
<b>2. Квазистатичко затезање епрувете са различитим димензијама зареза</b>									
3.	ОМ	СРх	12	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
4.	ОМ	СРх	6	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
5.	ОМ	СРх	3	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
6.	ОМ	СРх	1,6	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
7.	ОМ	СРх	0,8	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
8.	MS	СВх	12	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
9.	MS	СРВх	6	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
10.	MS	СРВх	3	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
11.	MS	СРВх	1,6	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
12.	MS	СРВх	0,8	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
<b>3. Квазистатичко затезање при температурама од 20 °C до 500 °C</b>									
13.	ОМ	хх	-	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
14.	ОМ	хх	-	5e <sup>-4</sup>	100	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
15.	ОМ	хх	-	5e <sup>-4</sup>	200	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
16.	ОМ	хх	-	5e <sup>-4</sup>	300	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
17.	ОМ	хх	-	5e <sup>-4</sup>	400	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
18.	ОМ	хх	-	5e <sup>-4</sup>	500	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
19.	MS	хх	-	5e <sup>-4</sup>	20-25	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
20.	MS	хх	-	5e <sup>-4</sup>	100	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
21.	MS	хх	-	5e <sup>-4</sup>	200	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
22.	MS	хх	-	5e <sup>-4</sup>	300	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
23.	MS	хх	-	5e <sup>-4</sup>	400	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
24.	MS	хх	-	5e <sup>-4</sup>	500	+	+	ФИН/ВТИ	SHIMADZU/Leica
<b>4. Динамичко затезање при различитим брзинама деформације</b>									
25.	ОМ	СЕх	-	e <sup>-2</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
26.	ОМ	СЕх	-	e <sup>-1</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
27.	ОМ	СЕх	-	1	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
28.	ОМ	СХЕх	-	~500	20-25	+	+	ФИН	Хопкинсон
29.	MS	СЕВх	-	e <sup>-2</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
30.	MS	СЕВх	-	e <sup>-1</sup>	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
31.	MS	СЕВх	-	1	20-25	+	+	ФИН	SHIMADZU
32.	MS	СХВх	-	~500	20-25	-	-	ФИН	Хопкинсон
ОМ – епрувета од основног материјала MS – епрувета са завареним спојем № – ознака епрувете/узорка $R$ – полупречник зареза $\dot{\epsilon}$ – брзина деформације						Е – употреба екстензиометра АТОС – употреба 3D оптичког система ФИН – Факултет Инжењерских наука ВТИ – Војно-технички институт			

План наменских испитивања произилази из наведеног садржаја, док је програм приказан у оквиру табеле 7.1.

Реализација плана и програма подразумевала је израду епрувета од основног материјала и са завареним спојем. Епрувете одговарајућег облика и димензија за свако испитивање су направљене из плочастог материјала STRENGTH700, дебљине 15 mm.

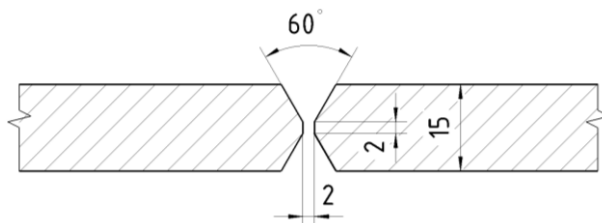
Израда епрувете са заварним спојем, укључила је одговарајуће технолошке припреме пре почетка заваривања плоча, а то су:

- Машинска обрада ивица за заваривање сучеоног двоструког V-жлеба.
- Чишћење ивица и околине жлеба од масноћа, прљавштине, оксида и других нечистоћа.
- Позиционирања и причвршћивање плоча на чврсту подлогу.

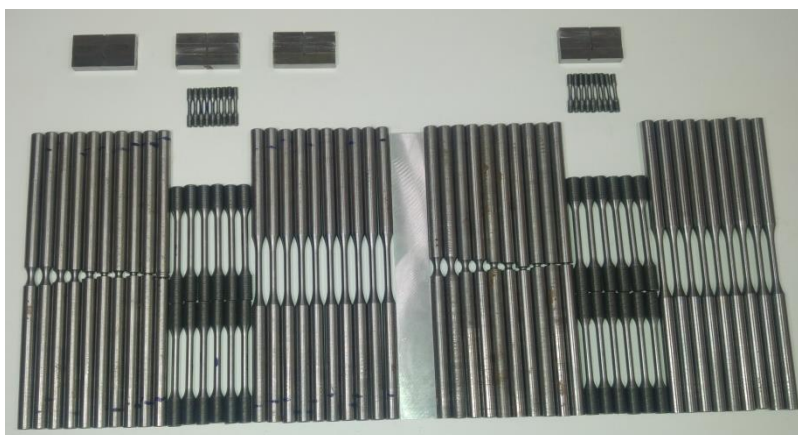
Заваривања сучеоног двоструког V-жлеба је изведено према препорученој технологији заваривања са аустенитним нерђајућим додатним материјалом за комбиновани РЕЛ/МАГ поступак заваривања [87] [88]. Овим комбинованим поступком, коренски (међуслојни) пролаз је нанет поступком ручног електролучног заваривања (РЕЛ поступак), док су пролази попуне нанети поступком заваривања у заштитној атмосфери мешавине гасова (МАГ поступак). Коришћени додатни материјал је:

- Коренски (међуслојни) пролаз нанет РЕЛ поступком – обложена електрода INOX В 18/18/6, пречника  $\varnothing 3,25$  mm,
- Пролази попуне (покривни) нанети МИГ поступком – електродна жица MIG 75, пречника  $\varnothing 1,2$  mm, у смеси гасова 82% Ar+18% CO<sub>2</sub>

Облик и димензије сучеоног жлеба су приказане на слици 7.1, док су припремљене епрувете за реализацију иницијалних и наменских испитивања приказане на слици 7.2.



Слика 7.1 Облик и димензије сучеоног жлеба



Слика 7.2 Епрувете за испитивање



## 7.2 Иницијална испитивања

### 7.2.1 Квзистатичка испитивања затезањем

Иницијалним испитивањима је обухваћено квазистатичко испитивање осноцилиндричних епрувета при брзини деформације од  $\dot{\varepsilon} = 5e^{-4}s^{-1}$  и собној температури, са циљем да се одреде основне материјалне карактеристике разматраног челика повишене јачине. Упоредо су испитиване епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем. Испитивање је реализовано у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, употребом сервохидрауличне кидалице SHIMADZU. На слици 7.3 је приказана кидалица са наведеним битним карактеристикама [110].

EHF - E V 1 0 1 K 3 - 0 7 0 - 0 A

① ② ③ ④ ⑤ ⑥



① Е-тип рама - Стандардни рам са погоном доњег клипа

② V модел контролера



Контролер 4830

③ Вредност максималне силе 100kN (ознака 101)

④ Максимални ход клипа  $\pm 100\text{mm}$  (ознака 3)

⑤ Тип хидрауличног напајања QF-70B (ознака 070)

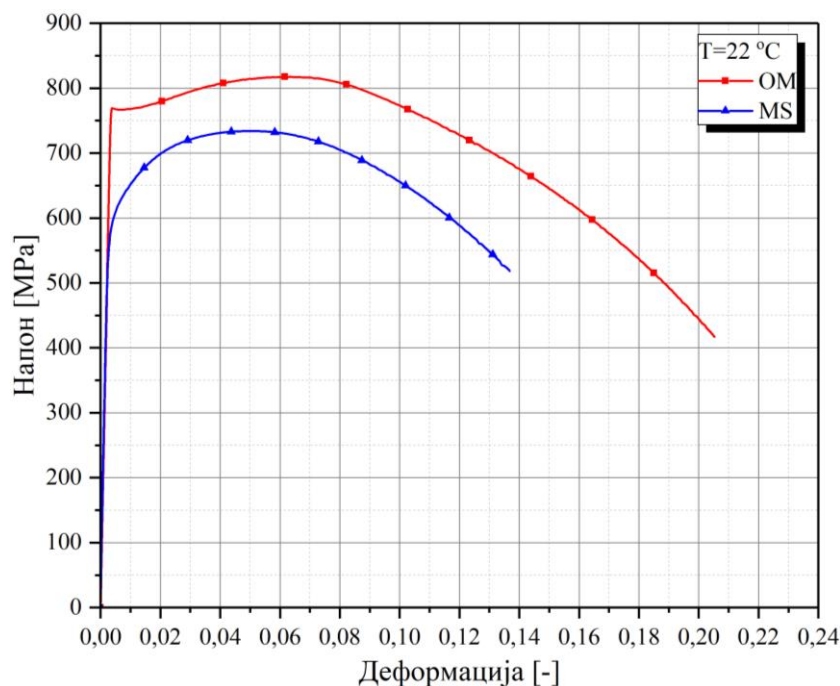
⑥ Додатна ознака за специјални тип машине

Слика 7.3 Сервохидрауличка кидалица [110]

Модул еластичности је одређен на почетном делу криве течења, слика 7.4, односно, на дужини од 80% у односу на њену средину.

Поасонов коефицијент је због недостатка потребне опреме преузет из литературе, као и густина материјала [146].

Измерене и усвојене вредности су приказане у оквиру каснијих табела из серије квазистатичких испитивања.



Слика 7.4 Криве течења за епрувете од основног материјала (ОМ) и са завареним спојем (МС)

## 7.2.2 Испитивање ударне жилавости

Испитивања ударне жилавости су реализована са циљем потврђивања утврђених особина разматраног материјала, STREX700, са дефинисаним од стране произвођача у погледу минималних вредности ударне жилавости [84]. Овим потврђивањем, остварује се веза између материјала који је коришћен за израду осталих епрувета са декларисаним особинама челика повишене јачине STREX700. Реализована су испитивања на епруветама од основног материјала и са завареним спојем. Испитивање на епруветама од основног материјала је укључило испитивање три епрувете, док је испитивање епрувете за завареним спојем укључило испитивање утицаја положаја зареза у односу на заварени спој. Због поређења са декларисаним особинама, испитивање је извршено на температури од  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Сва испитивања ударне жилавости су реализована у Лабораторији за конструкционе и техничке материјале Војно-техничког института у Београду.

### 7.2.2.1 Методологија и уређај за испитивање ударне жилавости

Експериментално одређивање ударне жилавости и енергије удара је реализовано на инструментизованом Шарпијевом клатну произвођача Tinius Olsen, слика 7.5, називне енергија 300 J. Клатно поседује интегрисани систем за аквизицију података чиме је омогућено да се поред укупне енергије удара утрошене за прелом, одреде и енергија стварања и ширења прслине. Са одговарајућим давачима и претварачима, мерна несигурност уређаја у погледу читавања енергије удара је мања од 1%.

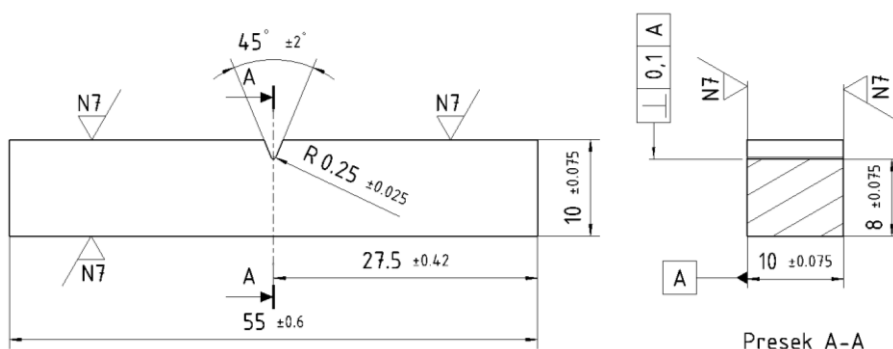
Примењена методологија испитивања је дефинисана стандардом EN ISO 148-1:2010 [111]. Пре почетка испитивања, извршена је контрола брзине клатна и енергетских губитака, активирањем клатна без епрувете. Установљени су енергетски губици мањи од 1%, при брзини клатна за испитивање ударне жилавости у опсегу од 5 до  $5,25\text{ m/s}$ . Сва експериментална испитивања су изведена на температури од  $-40\pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$ , са претходним позиционирањем испитиваних епрувета на ослонцима уређаја помоћу одговарајућег шаблона.



Слика 7.5 Уређај за испитивање ударне жилавости

Одређивање ударне жилавости на Шарпијевом клатну је могуће на основу свођења измерене енергија удара по претходно одређеној најмањој површини у зони зареза епрувете која се испитује.

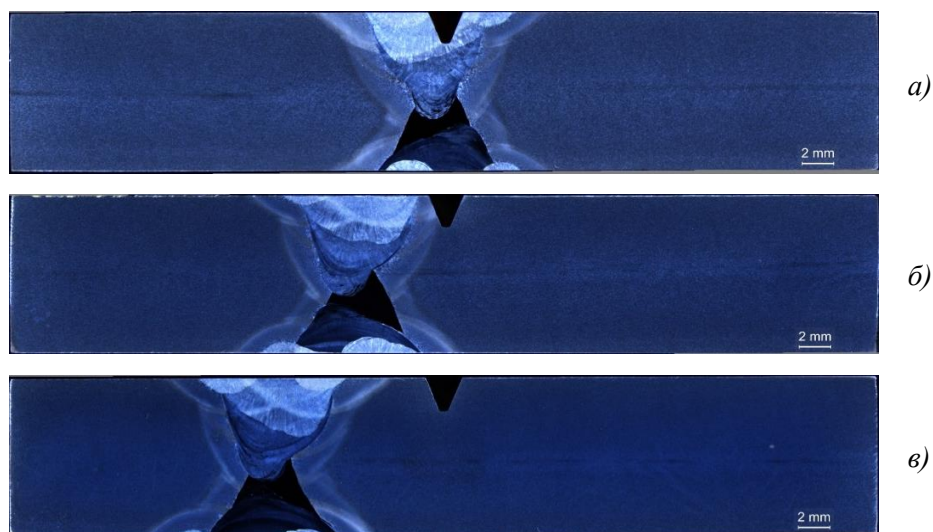
Према плану и програму, обухваћено је испитивање три епрувете од основног материјала, и по две епрувете за три различита положаја зареза. С обзиром на очекивано дуктилно понашање материјала, изабран је V облик зареза, слика 7.6. Епрувете су израђене попречно на заварени спој.



Слика 7.6 Стандардна епрувета за испитивање ударне жилавости са V обликом зареза

Због утицаја завареног споја на карактеристике материјала, а самим тим и на ударну жилавост, изабрани су положаји концентратора напона (зареза) у карактеристичним зонама и то у оси шави, у зони ЗУТ-а и у основном материјалу непосредно поред зареза, слика 7.6. На сликама је уочљива црна боја коренског пролаза, чија је површина остала ненагрижена током припреме узорка. Објашњење се

налази у чињеници да је овај пролаз изведен са додатним материјалом од аустенитног нерђајућег челика.



Слика 7.7 Положај зареза у карактеристичним зонама: а) оса шава, б) зона утицаја топлоте и в) основни материјал у непосредној близини споја

#### 7.2.2.2 Резултати испитивања ударне жилавости

Употребом савременог уређаја за испитивање ударне жилавости, промена силе и енергије удара током времена ја снимана у облику датотеке која омогућава даљи приказ и обраду резултата испитивања. Измерене карактеристичне величине су приказане у оквиру табеле 7.2. Ради могућности упоређивања нивоа жилавости, поред енергије удара заварених спојева одређена је и енергија удара основног материјала. На тај начин, размотрено је како и у којој мери примењени режим заваривања, односно параметри заваривања, утичу на отпорност завареног споја изложеног ударним оптерећењима.

На слици 7.8 су приказане измерене вредности сила и енергија удара за три епрувета од основног материјала предметног челика повишене јачине, при температури од  $-40^{\circ}\text{C}$ .

Табела 7.2 Табеларни приказ резултата испитивања ударне жилавости за STRENX700

	1			2		3		4		5		6		7		8		9		
	Основни материјал			Заварен спој						Основни материјал										
Епрувета	ОМ1	ОМ2	ОМ3	Оса шава		Зона утицаја топлоте		3-1	3	-	2	1	7	6	2	2	0	8	2,	2
				1-1	1-2	2-1	2-2													
Енергија удара [J]	142	209	167	33	29	184	186	183	1	7	6	1	7	6	2	2	0	8	2,	2
Ударна жилавост [ $J/cm^2$ ]	178	261	208	41	36	230	232	229	2	2	0	2	2	0	2	2	0	8	2,	2
% жилавог лома	47,4	81,5	45,9	24,6	6,9	88,8	80,5	78	8	2,	2	8	80,5	78	8	2,	2	8	2,	2

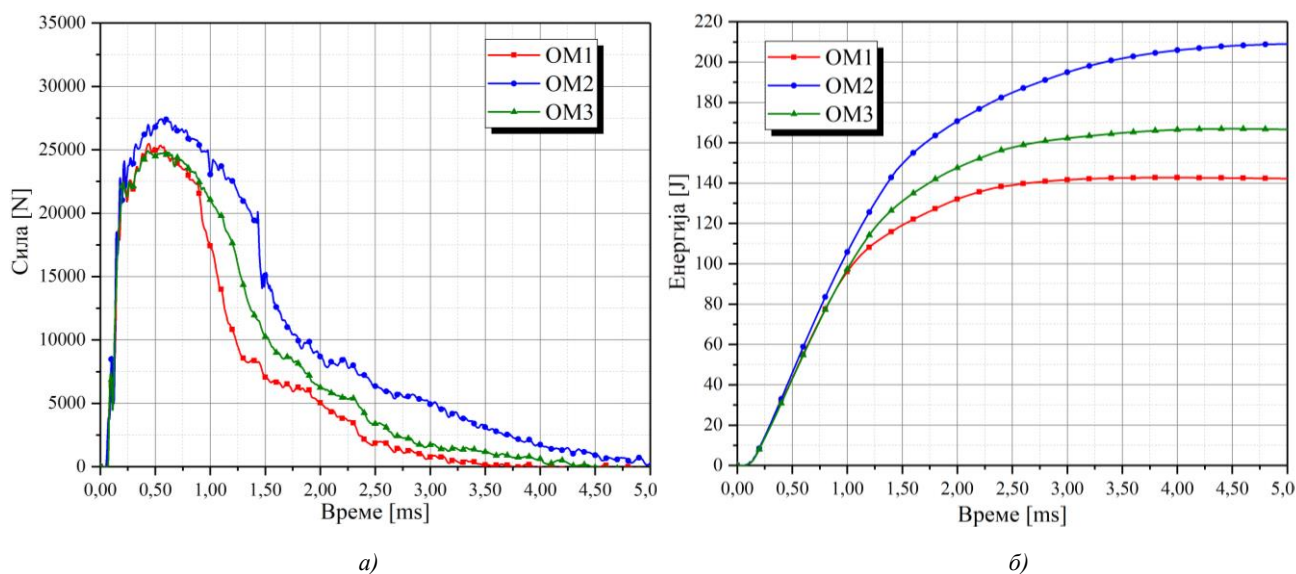


Почетна брзина клатна [m/s]

5,15

Резултати испитивања епрувета са завареним спојем и променљивим положајем зареза у карактеристичним зонама споја, при температури од  $-40^{\circ}\text{C}$ , су приказани на слици 7.9. Приказане су промене сила и енергије удара за по две епрувете сваког положаја зареза.

Експериментално добијене вредности енергије удара и ударне жилавости за основни материјал и са завареним спојем су приказане у облику хистограма, слика 7.10.



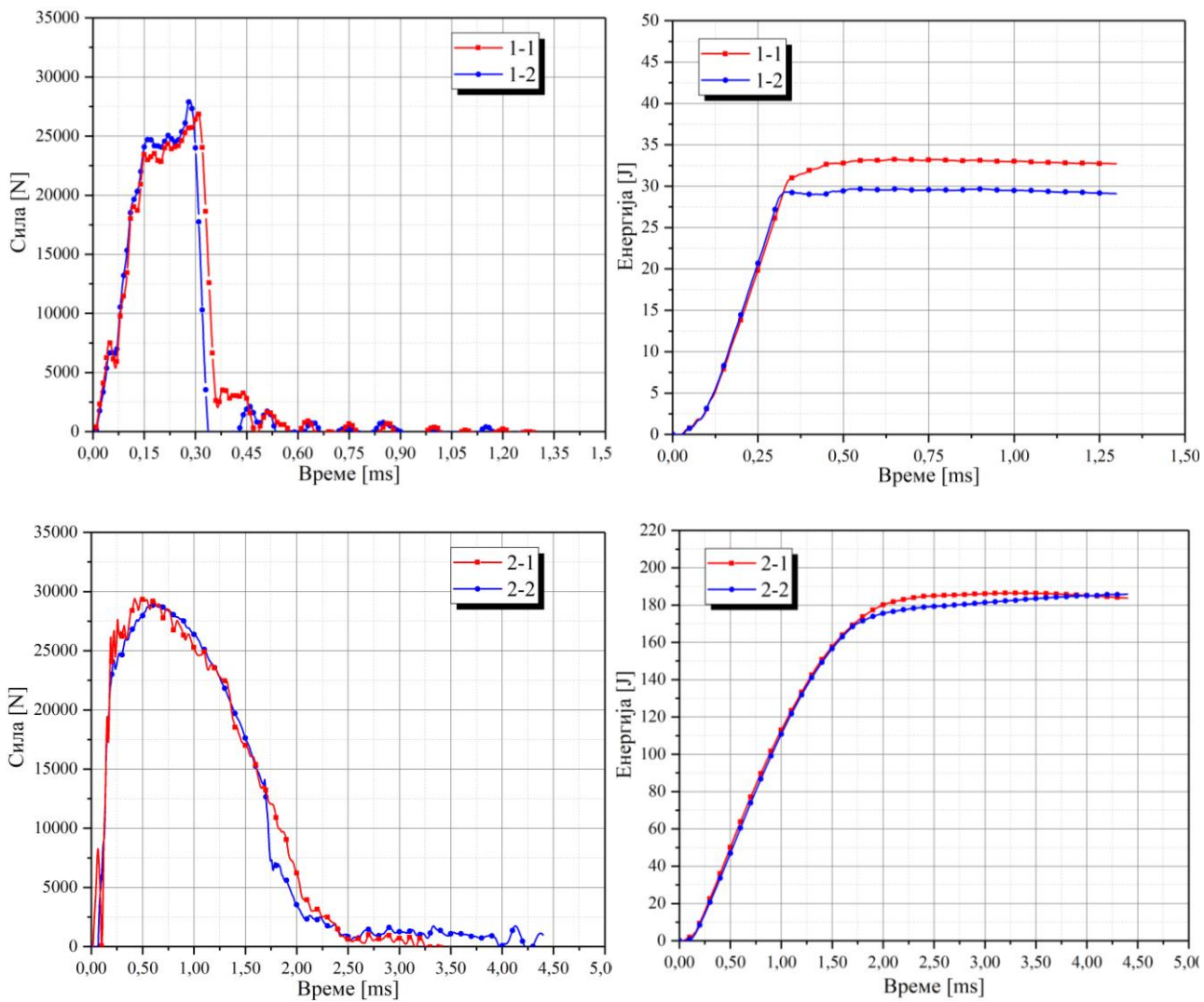
Слика 7.8 Резултати испитивања ударне жилавости основног материјала (ОМ) на температури од  $-40^{\circ}\text{C}$ : а) промена силе и б) промена енергије удара

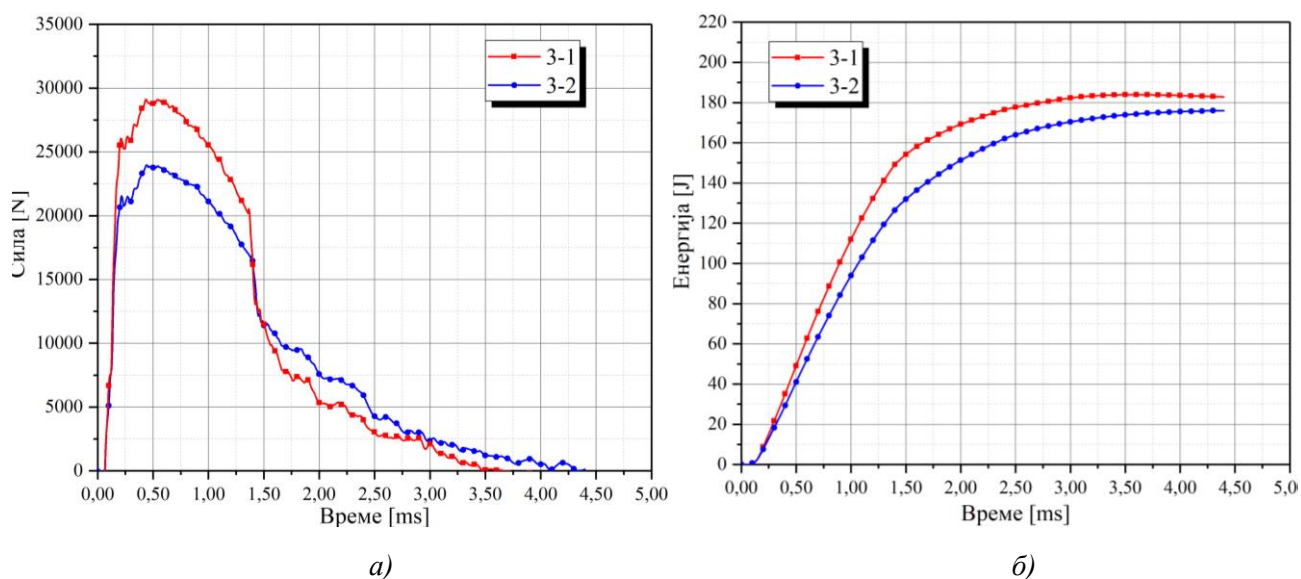
Када је у питању основни материјал, на основу одређених вредности ударне жилавости се може закључити да разматрани челик у потпуности одговара челику са декларисаних вредности од стране произвођача за STRENGTH700 [84]. Другим речима, измерене вредности су веће од минималних вредности које произвођач декларише. Следећи битан закључак се односи на врсту лома. Измерена средња вредност процента жилавог лома од 58,26% указује на особину жилавог понашања челика повишене јачине STRENGTH700 при температури од  $-40^{\circ}\text{C}$ .

Посматрањем резултата испитивања епрувета са завареним спојем, уочава се да су највеће вредности енергије удара и ударне жилавости добијене код епрувета са положајем зареза у зони утицаја топлоте и у зони основног материјала у непосредној близини шави. Измерене вредности одговарају измереним средњим вредностима за епрувете од основног материјала, што указује да није дошло до промена у карактеристикама материјала у овим зонама у односу на основни материјал. У прилог овом закључку говори и податак да је средња вредност процента жилавог лома за зарез у зони утицаја топлоте 84,67%, односно, 80,1% у зони основног материјала у непосредној близини завареног споја. Када су у питању ове две зоне, закључује се да технологија извођења завареног споја не утиче на енергију лома, односно, да су изабрани параметри заваривања уз примену препорученог додатног материјала у потпуности прихватљиви.

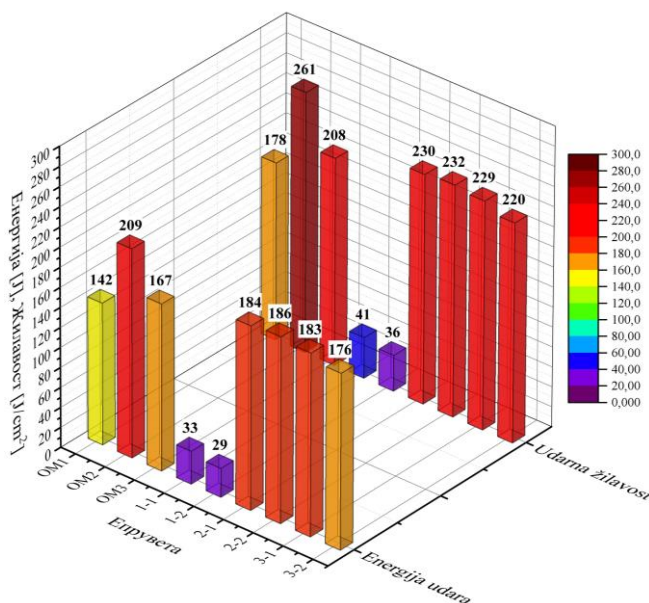
Знатно неповољнији резултати се односе на зону око осе завареног споја. Измерене вредности енергије удара и ударне жилавости су знатно мање у овој зони, што упућује на закључак да је лом склонији особинама кртог лома. Средња вредност процента жилавог лома је доста мања и износи 15,73%. Средња вредност енергије удара при температури од  $-40^{\circ}\text{C}$  је мања од декларисане вредности за основни материјал од стране произвођача. С тима у вези, практична употреба препоручене

технологије заваривања код разматраног челика се ограничава на температуре изнад границе коју представља температура испитивања ударне жилавости коришћена у оквиру ове дисертације. Свакако, истиче се потреба дефинисања граничне температуре у оквиру потенцијалних будућих истраживања. Уочено одступање декларисаних карактеристика материјала не утиче на даљи ток испитивања челика повишене јачине STRENX700.





Слика 7.9 Резултати испитивања ударне жилавости завареног споја са различитим положајем зареза и на температури од  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ : а) промена силе и б) промена енергије удара



Слика 7.10 Хистограм енергије удара и ударне жилавости за епрувете од основног материјала (ОМ) и са завареним спојем (за различите положаје зареза)

### 7.2.3 Испитивање тврдоће

Овим испитивањима је извршена додатна провера декларисаних карактеристика разматраног материјала. Истовремено је испитивана тврдоћа у основном материјалу и у карактеристичним зонама завареног споја. За ова испитивања, коришћене су епрувете које су идентичне епруветама за испитивање ударне жилавости, уз претходну припрему. Сва испитивања тврдоће су реализована у Лабораторији за конструкционе и техничке материјале Војно-техничког института у Београду.



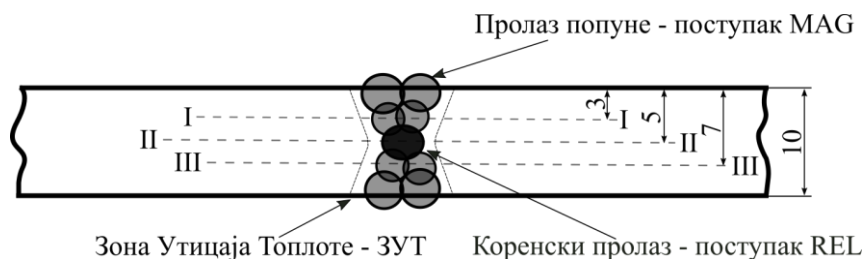
### 7.2.3.1 Методологија испитивања тврдоће

Коришћењем узорака на којима је развијена макроструктура омогућено је прецизно позиционирање и контролисање места мерења. Тврдоћа је мерена методом Vickersa HV1 на дигиталном уређају за мерење микротврдоће HVS-1000, слика 7.11.



Слика 7.11 Уређај за испитивање тврдоће

У овод делу испитивања према плану и програму, извршено је испитивање тврдоће на припремљеним узорцима за завареним спојем, на начин да је истовремено извршено мерење у делу основног материјала и у карактеристичним зонама завареног споја. Мерење је реализовано у три међусобно паралелна правца, који се налазе у равни попречног пресека завареног споја, слика 7.12. Положај правца је биран у односу на централну осу, у којој се налази један правац испитивања (средина споја II-II), док су остала два померена за по 2 mm са обе стране (лице споја I-I и корен споја III-III). Правци лица и средине споја обухватају зоне истих карактеристика према пролазима попуне шави, али различите ширине, док правац корена споја обухвата коренски пролаз у шаву. Оваквим начином мерења добијена је расподела тврдоће кроз цео попречан пресек завареног споја, као и увид у ниво тврдоће у карактеристичним зонама завареног споја.



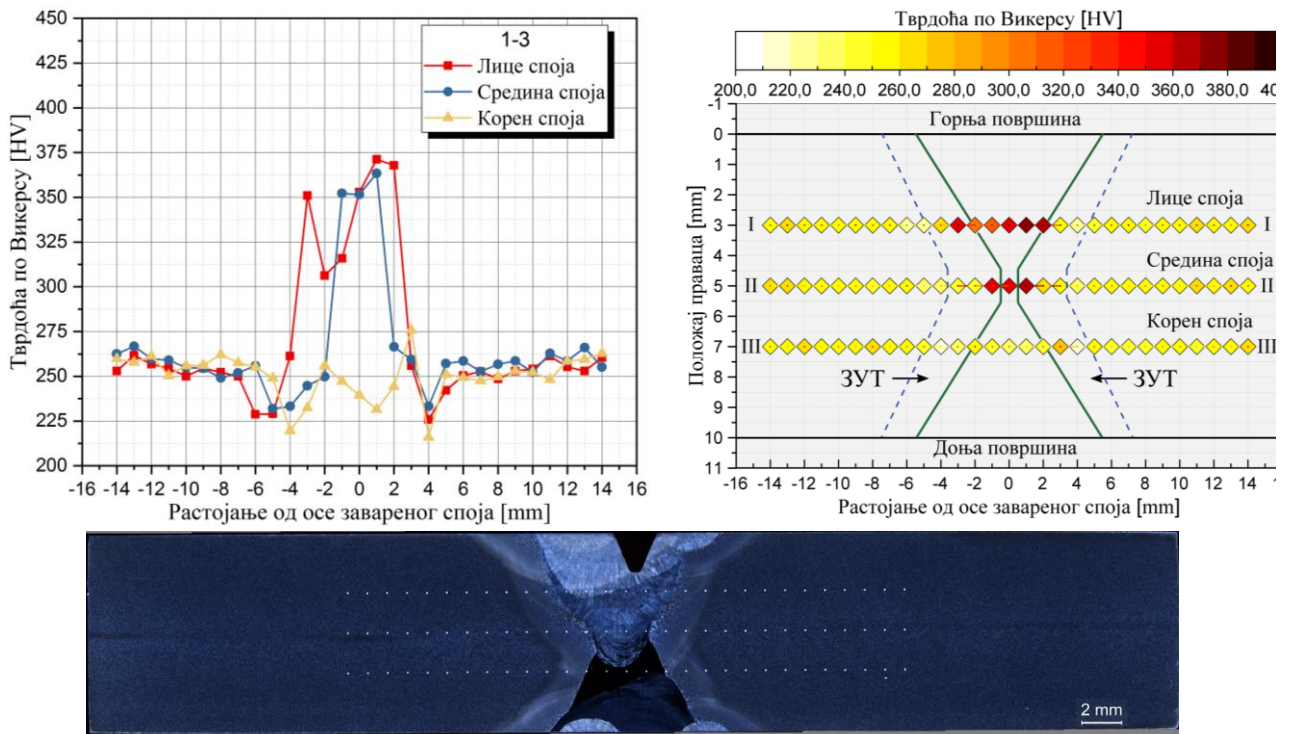
Слика 7.12 Правци мерења тврдоће

Обухваћено је испитивање три узорка, са идентичном мерном дужином од 28 mm чије је средиште центрирано према завареном споју. На дефинисаној мерној дужини, корак утискивања је износио 1 mm.

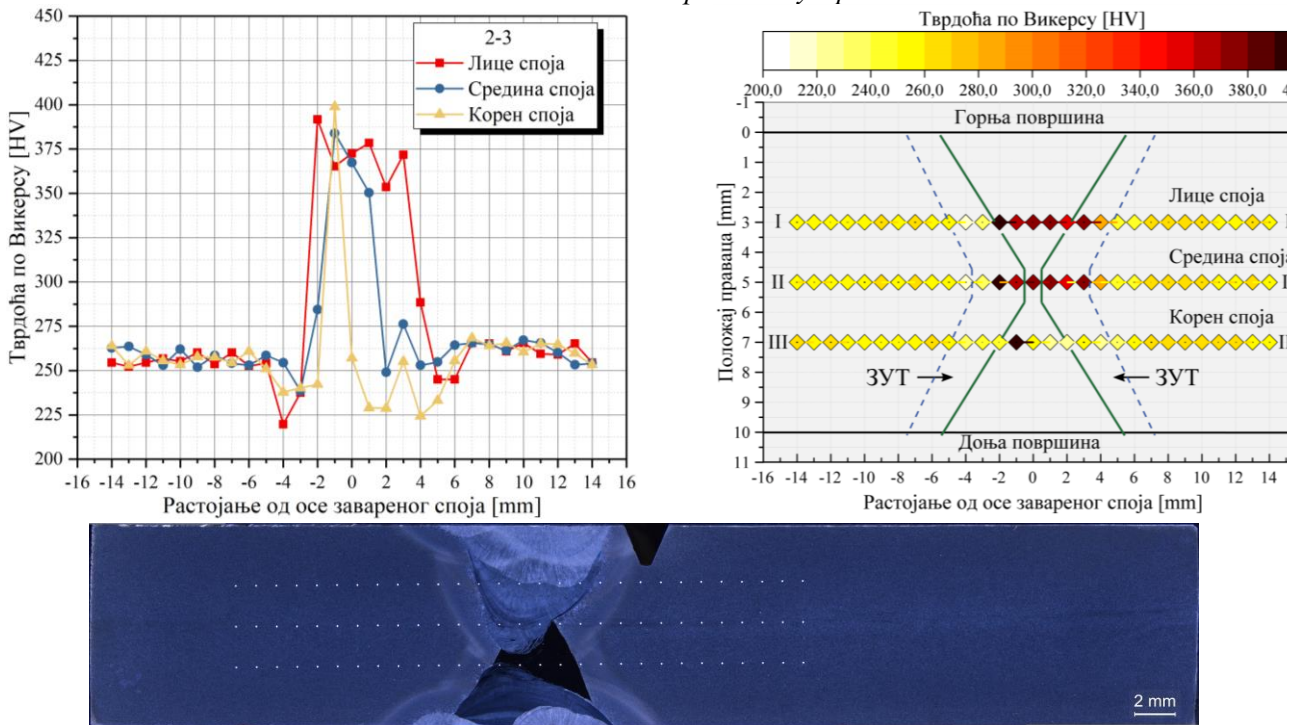
### 7.2.3.2 Резултати испитивања тврдоће

Расподела тврдоће за сва три испитивана узорка, приказана је на сликама од 7.13 до 7.15. Анализирајући резултате, уочава се да је у зони метала шави измерене највећа вредност тврдоће за пролазе попуне. Најмање вредности тврдоће су измерена у коренском пролазу и у зони утицаја топлоте, које су мање од вредности основног материјала.

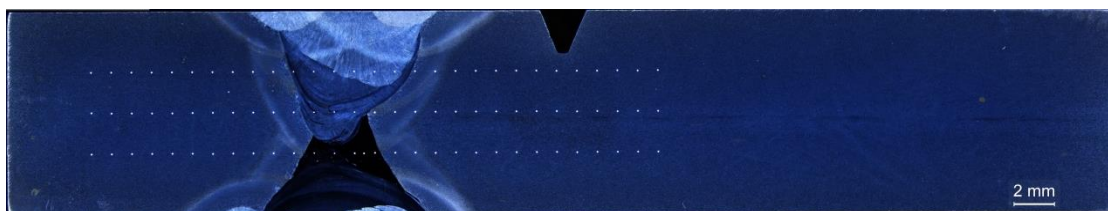
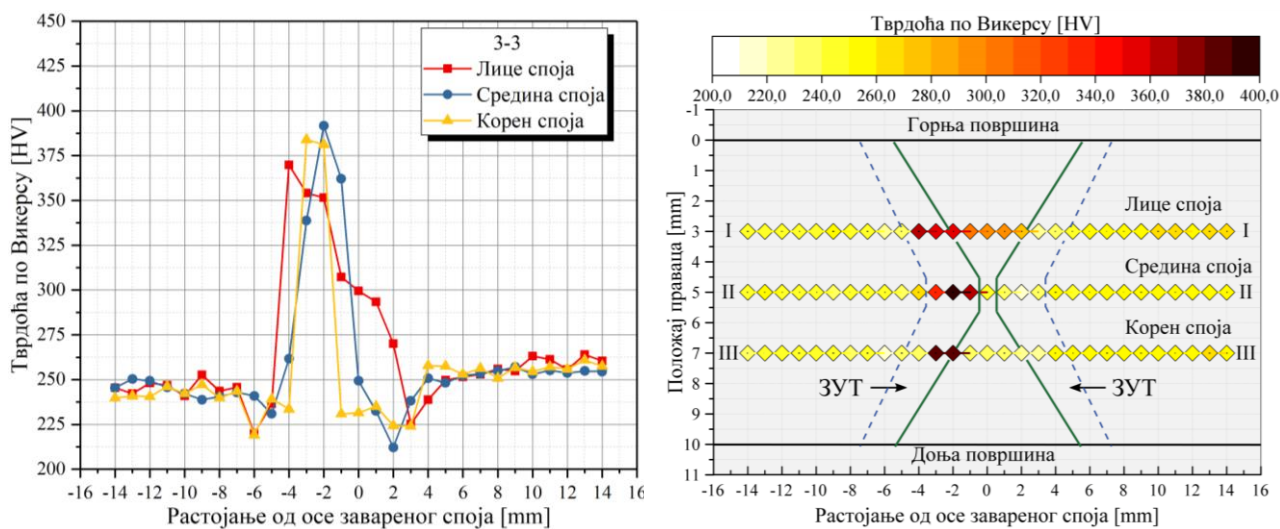
На основу приказаних резултата се може закључити да измерене вредности одговарају вредностима према препорученој технологији заваривања разматраног челика од стране произвођача.



Слика 7.13 Расподела тврдоће за узорак 1-3



Слика 7.14 Расподела тврдоће за узорак 2-3



Слика 7.15 Расподела тврдоће за узорак 3-3

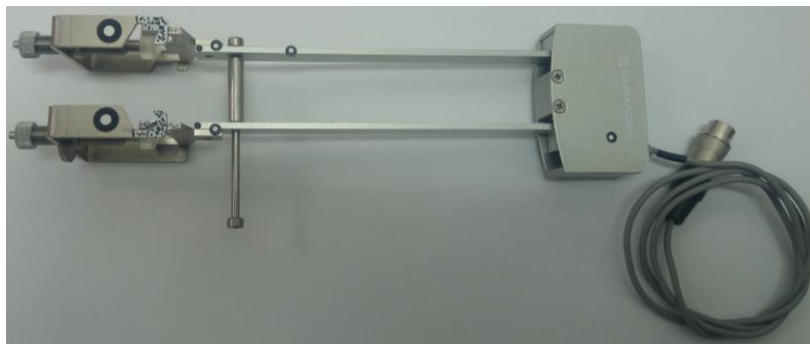
## 7.3 Одређивање механичких (материјалних) карактеристика испитивањем затезањем стандардних епрувета и епрувета са зарезом

За одређивање материјалних карактеристика испитивањем на затезање при собној температури и мањим брзинама деформације, извршено је мерење кривих течења затезањем односиметричних епрувета и епрувета са променљивим зарезом, истовремено код оба типа епрувета од основног материјала и са завареним спојем. Поред одређивања параметара ојачања, резултати ових испитивања су омогућили и одређивање материјалних параметара оштећења којима се дефинише веза деформације лома са *stress triaxiality ratio*. Оптичким скенирањем епрувета након завршених испитивања и постављањем одвојених делова у контакт поклапањем преломних површина, извршена је дигитална реконструкција геометрије епрувета при испитивању у тренутку лома епрувета са циљем одређивања стварне деформације лома. Одређивање стварне криве течења одноцилиндричних епрувета и епрувета са зарезом, такође је остварено на основу континуалног оптичког скенирања процеса затезања епрувета и каснијом обрадом добијених резултата. Програмом испитивања, предвиђено је испитивање материјалних карактеристика на односиметричним епруветама и епруветама са променљивим зарезом, на собној температури. Испитивање је реализовано у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. Верификација резултата испитивања је спроведено нумеричким симулацијама у програмском пакету LS-DYNA [28].

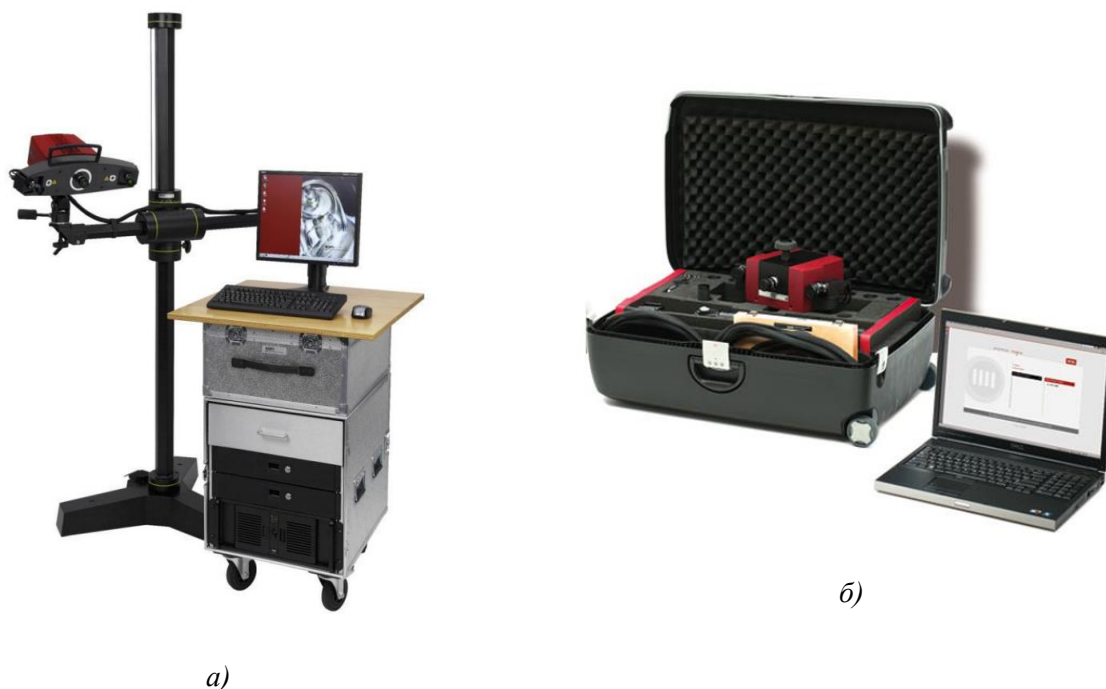
### 7.3.1 Методологија и уређаји за испитивање затезањем на собној температури

Експериментално одређивање криве течења односиметричних епрувета и епрувета са променљивим зарезом, основног материјала и епрувета са завареним спојем реализовано је на сервохидрауличном уређају за статичка и динамичка испитивања SHIMADZU. Исти уређај је коришћен и при реализацији осталих испитивања за брзине деформације до  $\dot{\epsilon} = 1 \text{ s}^{-1}$ , уз коришћење додатне опреме. Додатну опрему чине:

- Екстензиометар (слика 7.16),
- 3D оптички систем ATOS II SO, слика 7.17а и
- 3D оптички систем ATOS CompactScan 5M, слика 7.17б.



Слика 7.16 Екстензиометар SHIMADZU SG25-100



Слика 7.17 3D оптички систем ATOS: а) ATOS II SO и б) ATOS CompactScan 5M

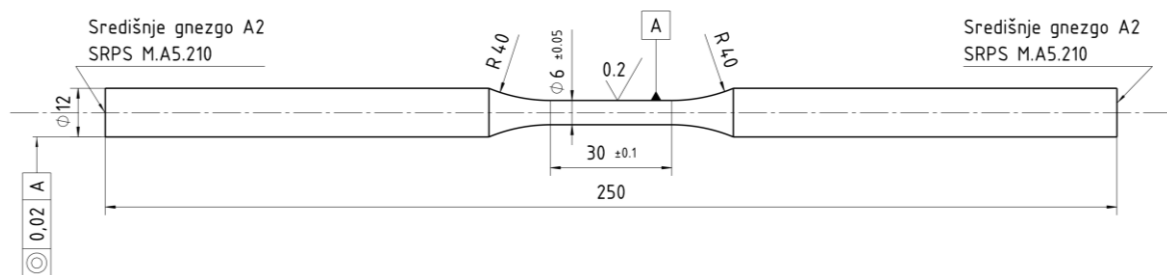
Мале брзине деформације у овој серији испитивања, упућују на квазистатичко испитивање које подразумева да су инерционе силе занемарљиве. Такође, при мањим брзинама затезања, топлота која се генерише током раста пластичне деформације се може одвести даље преко стезних глава, пре него што дође до њене локализације, која је праћена настанком некинга на епрувети. Квазистатичко испитивање се с тога може представити као изотермички процес.

Код ове серије квазистатичких испитивања затезањем, директно је мерена сила затезања, ход затезања и деформација. Мерење силе и хода затезања је остварено помоћу одговарајућих давача који су интегрални део сервохидрауличног уређаја, док је за мерење деформације коришћен екстензиометар који је директно монтиран на испитивану осносиметричну епрувету. Изабрана константна брзина деформације је  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} s^{-1}$ , која одговара брзини покретне главе кидалице од  $0,015 mm/s$  за мерну дужину епрувете од  $30 mm$ . Иста брзина је коришћена и за епрувете са променљивим зарезом. Методологија, поступак и остали услови експерименталног испитивања су изведени у складу са међународним стандардом за испитивање материјала на собним температурама ISO 6892-1 [90].

### 7.3.2 Испитивање затезањем на собној температури

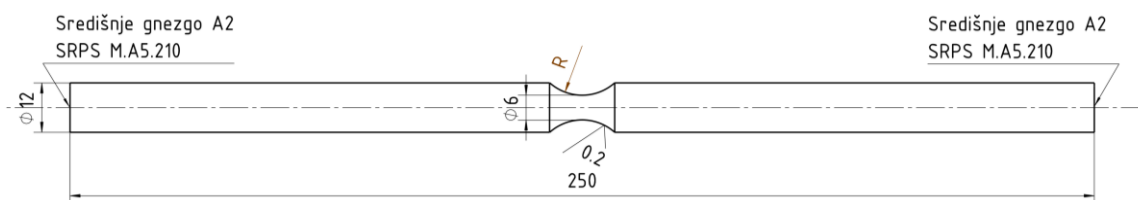
Програмом испитивања су обухваћене осносиметричне епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем које су димензионо идентичне (слика 7.18), као и осносиметричне епрувете са променљивим зарезом од основног материјала и са завареним спојем (слика 7.19). Код епрувета са завареним спојем, заварени спој се налазио у средини мерне дужине осносиметричних епрувета, односно, у средини зареза код епрувета са зарезом. Када су у питању епрувете са променљивим зарезом, укупан број различитих зареза коришћен током испитивања је пет (R12, R6, R3, R1,6 и R0,8). Одступање коришћених осноцилиндричних епрувете у односу на стандардне епрувете је у продуженим дужинама делова за везу са стезним главама, што је урађено због омогућавања већег простора потребног за несметано оптичко скенирање површина епрувета.





Слика 7.18 Осносиметрична епрувета

За одређивање параметара ојачања су коришћене осносиметричне епрувете, при чему је вршено оптичко скенирање тренутног стања епрувета при затезању до тренутка лома.



Слика 7.19 Осносиметрична епрувета са променљивим зарезом

Одређивање материјалних параметара оштећења којима се дефинише зависност деформације лома са *stress triaxiality ratio* је омогућено на основу резултата испитивања епрувета са променљивим зарезом.

У табели 7.3 су приказане неке од основних карактеристика коришћених 3D оптичких система и екстензиометра.

Табела 7.3 Основне карактеристике 3D оптичких система и екстензиометра

1	2	3	4	
3D оптички систем			Екстензиометар	
Произвођач	GOM	GOM	Произвођач	SHIMADZU
Сензор	ATOS II SO	ATOS COMPACT SCAN 5M	Модел	SG25-100
Мерни волумен	SO/MV55	300/MV300	Мерна дужина	25 mm
Калибрациони објекат	Калибрациона плоча GOM/CP20/55/D05188	Калибрациона плоча GOM/CP/40/320/50657	Класа тачности (ASTM E83)	B-1
Пречник референтне тачке	0,4 mm	1,5/3 mm	Мерни опсег	25 mm
Тачност (VDI/VDE 2634 BLATT 3)	0,00275 mm	0,015	Максимална температура	50°C
Мерни рачунар	DELL Precision M4300	DELL Precision M6600		
Софтвер	GOM ATOS 6.1.8	ATOS PROFESIONAL 7.5		

Сва оптичка мерења у оквиру испитивања епрувета, остварена су помоћу оптичког мерног уређаја (система) ATOS, који у основи представља бесконтактни мерни систем за дигитализовање комплетне геометрије видљивих површина на објектима различитих величина и сложености. Уређај

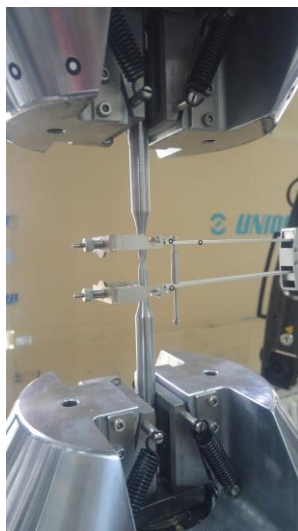
користи технику пројекције структурираног светла (structured light projection) у облику узорака паралелних линија које снима помоћу две камера. Положај тачака одређује се коришћењем принципа триангулације. Резултат мерења је “мртва” геометрија комплетне дигитализоване површине у форми густог облака тачака или мреже полигона.

### 7.3.3 Резултати испитивања

Испитивање на затезање при собној температури и мањим брзинама деформације извршено је у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. За успешно испитивање осноцилиндричних епрувета, установљена су два основна критеријума за епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем који морају бити испуњени. То су:

- Минималан број успешно испитаних епрувета је два и
- Настанак и развој некинга треба да буде у централном делу мерне дужине епрувете, слика 7.20.

За узорке епрувета који су испунили наведене критеријуме, извршено је осредњавање измерених резултата за потребе даљих обрада.



*Слика 7.20 Положај некинга у односу на екстензиометар и мерну дужину епрувете*

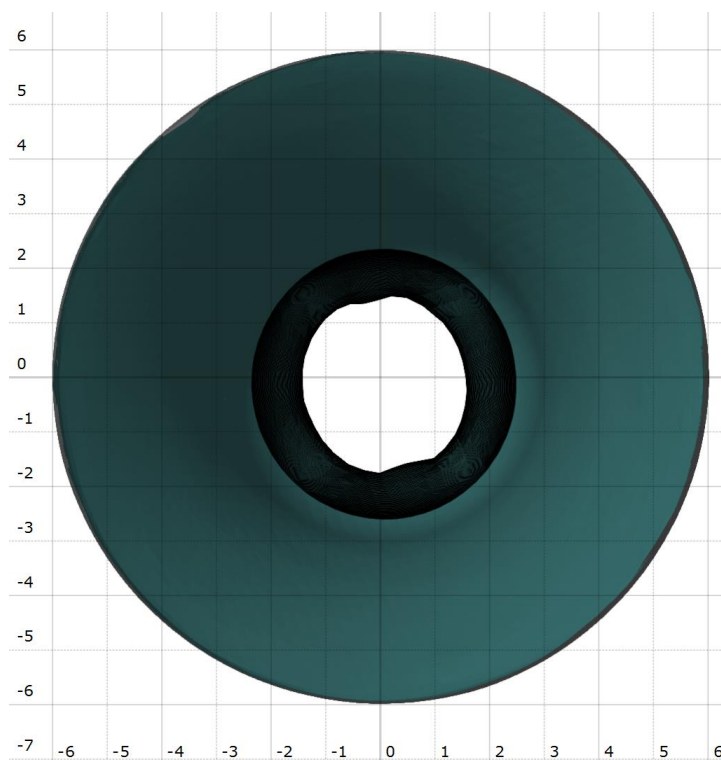
Почетна испитивања су се односила на синхронизовано скенирање епрувета помоћу два независна оптичка мерна система, слика 7.21, током целог процеса затезања епрувете до тренутка лома. Међусобни положај два оптичка система је изабран тако да збирни резултат скенирања обухвати непрекидну површину епрувете већу од половине оригиналне површине посматрано у односу на подужну осу епрувете. Брзина скенирања оптичких система је била  $0,2 \text{ Hz}$ . На тај начин је извршена тродимензионална дигитализација облика епрувете током испитивања на затезање. Поступком дигитализације, добијен је велики број тачака (облак тачака) међусобно повезане у полигонизовану мрежу која показује мерену површину епрувете. Захваљујући великом броју тачака по јединици површине,  $\text{mm}^2$ , омогућено је прављење и издвајање пресека потребних за даљу обраду, слика 7.22. Обрадом резултата, извршена је анализа стања попречног пресека епрувете од тренутка стварања некинга. Утврђено је да је попречан пресек на месту настанка некинга приближно кружног облика, што упућује на закључак да је претпоставка о изотропном понашању материјала оправдана. Ипак, делимично одступање од кружног облика попречног пресека, упућује на незнатно присуство



анизотропије, која се може сматрати као нормална појава за овај челик [146], [147], [148]. Имајући у виду овај закључак, као и чињеницу да су за ова испитивања на располагању била два оптичка мерна система са релативно различитим карактеристикама у погледу хардвера и софтвера, што је знатно утицало на потребно време испитивања само једне епрувете, сва даља испитивања која укључују тродимензионалну дигитализацију површина епрувета су реализована уз употребу само једног оптичког мерног система, у зависности од потребног мерног волумена.



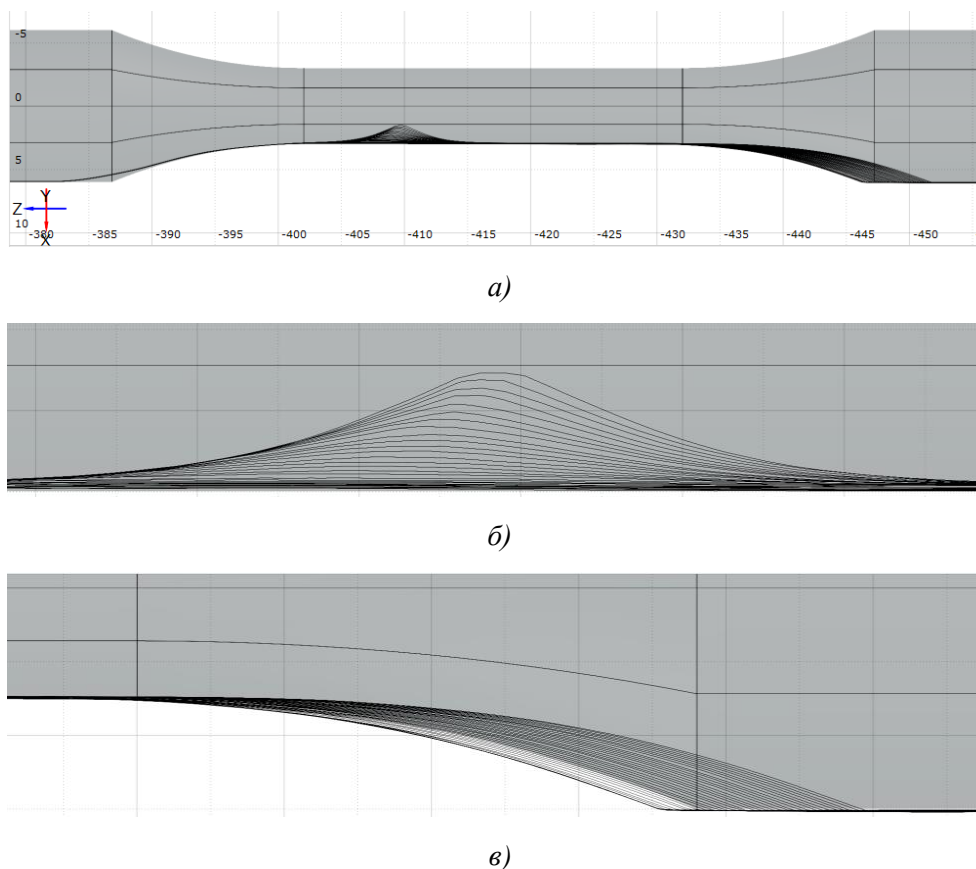
Слика 7.21 Синхронизована употреба два оптичка система



Слика 7.22 Попречни пресек некинга посматран из правца подужне осе епрувете

У оквиру следећих испитивања из ове групе, такође је извршено оптичко скенирање стандардних епрувета, помоћу једног оптичког скенера, током целог процеса затезања до тренутка настанка лома, слика 7.23, са циљем одређивања еквивалентног напона према раније дефинисаној Бригмановој једначини (5.12). На основу мерења, било је могуће извршити одређивање полупречника

изводнице,  $R$  и минималног радијуса попречног пресека, односно, најкраћег растојања подножја некинга од осе епрувете,  $a$ , употребом програмских пакета ATOS PROFESIONAL 7.5 и GOM Inspect 2017, у сваком кораку скенирања.



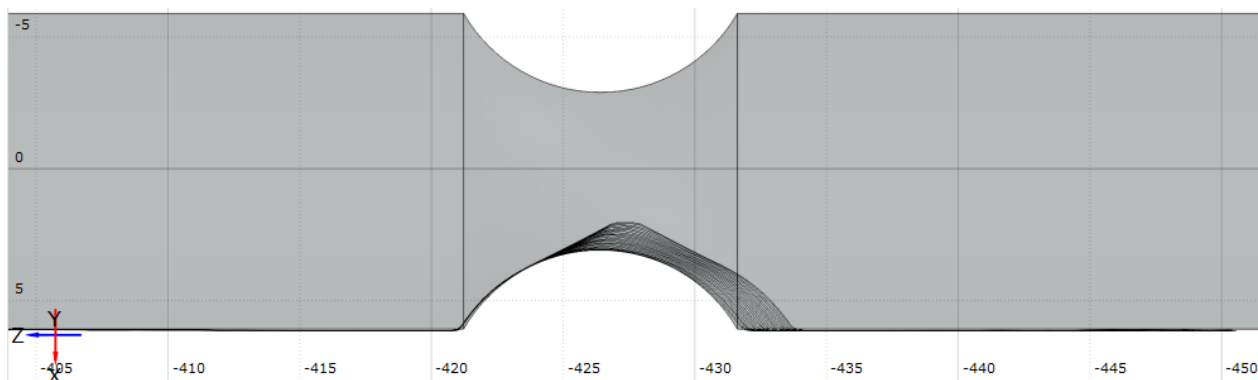
**Слика 7.23** Збирни подужни пресеци појединачних мерења осносиметричне епрувете: а) мерна дужина, б) некинг и в) крај који се затеже

На слици 7.23а је у оквиру централног дела мерне дужине епрувете приказан формиран некинг у виду подужних пресека који одговарају појединачном мерењу оптичког система, а који су добијени накнадном обрадом резултата тродимензионалне дигитализације затезања епрувете. Сви пресеци су приказани у односу на почетну пројектовану геометрију епрувете. Уочава се да поред приказа настанка некинга и његове прогресије, постоји његово померање у смеру затезања епрувете (десни смер на слици). Такође, на десној страни епрувете се уочава клизање радијуса прелаза мерног дела епрувете на тело епрувете које одговара померању стезне главе сервохидрауличног уређаја. Ове две зоне су приказане увећане на сликама 7.231б и 7.23в, респективно, због јаснијег приказа процеса затезања и појава које се при том јављају.

Поред наведене методологије која је коришћена за одређивање стварне криве течења, у литератури су присутне још две методологије. Према једној [17], [148], одређивање потребних параметара Бригманове једначине се остварује помоћу посебно дизајнираног мерног уређаја који се састоји од неколико давача хода. Давачи су међусобно постављени под углом од деведесет степени у односу на подужну осу епрувете, а на месту где се очекује настанак некинга који се иницира смањеним пречником епрувете за  $0,01\text{ mm}$ . Давачима се мери радијално померање некинга. Према другој [149], [150], одређивање ових параметара могуће је реализовати обрадом видео снимка добијеног из камере. Ипак, код ове друге методе, грешка која се јавља због коришћења једне камере, као и чињенице да се не врши тродимензионално снимање геометрије узорка, је знатно изражена [149]. Као доказ ове

тврдње, наводи се поређење резултата стварне деформације лома добијене на основу наведеног оптичког мерења камером, а помоћу измереног полупречника некинга непосредно пре лома, и израчунате преломне површине помоћу микроскопа.

Код одређивања стварне криве течења епрувета са зарезом, примењена методологија у потпуности одговара методологији која је спроведена на односиметричним епруветима. Испитивање је извршено на свим епруветима са променљивим зарезом, а на слици 7.24 су приказани збирни подужни пресеци за епрувету са зарезом R6. Као и у случају односиметричне епрувете, уочава се процес прогресије некинга, његовог померања и клизања у смеру затезања епрувете.



*Слика 7.24 Збирни подужни пресеци појединачних мерења односиметричне епрувета са зарезом R6*

Одређивање стварне деформације лома је спроведено на свим епруветима односиметричног облика и епруветима са зарезом које су испитиване на сервохидрауличном уређају. Коришћена је једначина облика [17], [147],

$$\varepsilon_f = \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (7.1)$$

у којој је  $A_0$  почетна површина попречног пресека епрувете пре затезања, а  $A_f$  коначна површина епрувете на месту најмањег попречног пресека у зони некинга. Почетна површина је мерена пре почетка затезања сваке епрувете помоћу микрометра, док је коначна површина мерена довођењем одвојених делова у контакт преко преломних површина и накнадним мерењем употребом претходно коришћеног оптичког мерног система. Да би раздвојени делови епрувета остали у контакту током скенирања комплетне површине суженог дела епрувете, извршено је њихово позиционирање и стежање у алату који је посебно дизајниран у ту сврху, слика 7.25. После стежања, скенирањем је обухваћена комплетна површина епрувете у зони некинга.



*Слика 7.25 Позиционирани и стегнути делови односиметричне епрувете са зарезом R0,8 у алату*

Према једначини (7.1) за деформацију лома, претпоставка је да је еквивалентна пластична деформација константна у минималном попречном пресеку, као и да се попречни пресек не мења током затезања. Како је овде показано, а и према истраживањима других аутора [17], [147], присутно је незнатно одступање од кружног попречног пресека које се приписује незнатној анизотропији материјала. Према ауторима [17], [147], у вези прве претпоставке постоје одступања која се појављују са смањењем радијуса код епрувета са зарезом. Такође, са смањењем радијуса, није јасно ни место настанка лома, на површини зареза или у средини попречног пресека. На основу овога, закључује се да деформацију лома према изразу (7.1) треба посматрати као средњу вредност.

Табела 7.4 Преглед вредности стварног напона и деформације лома

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
	Р. Бр.	№	$R$ [mm]	$R_0$ [mm]	$A_0$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_f$ [mm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_{psf}$ [-]	$\bar{\varepsilon}_{psf}$ [-]	$F_f$ [kN]	$\sigma_f$ [MPa]	$\bar{\sigma}_f$ [MPa]
OM	1	C1	-	6,05	28,747	6,916	1,425	1,419	11,5479	1669,7	1677,1
	2	C2		6,06	28,842	7,015	1,414		11,8182	1684,5	
	3	CP1	12	5,95	27,805	9,360	1,089	1,040	14,5107	1550,3	1536,5
	4	CP11		6,01	28,368	10,536	0,990		16,0450	1522,8	
	5	CP2	6	5,95	27,805	12,080	0,834	0,814	17,6096	1457,7	1483,5
	6	CP21		5,94	27,711	12,531	0,794		18,9145	1509,3	
	7	CP3	3	6,10	29,224	16,830	0,552	0,552	24,2343	1439,9	1445,9
	8	CP31		6,04	28,652	16,487	0,553		23,9366	1451,8	
	9	CP4	1,6	6,18	29,996	20,600	0,376	0,403	30,6397	1487,4	1497,2
	10	CP41		6,20	30,190	19,623	0,430		29,5752	1507,1	
	11	CP5	0,8	6,18	29,996	22,580	0,284	0,288	39,5466	1751,4	1761,5
	12	CP51		6,00	28,274	22,530	0,292		39,9151	1771,6	
MS	13	CB1	-	5,98	28,086	9,9259	1,0401	1,004	14,5719	1468,0	1386,70
	14	CB2		6	28,274	10,730	0,9689		14,0071	1305,3	
	15	CPB1	12	6,01	28,368	12,366	0,8303	0,472	19,1130	1545,5	1186,15
	16	CPB11		6,01	28,368	25,277	0,1154		20,8980	826,7	
	17	CPB2	6	6	28,274	24,710	0,1347	0,165	24,9750	1010,6	1023,17
	18	CPB21		5,98	28,086	23,071	0,1967		23,8940	1035,6	
	19	CPB3	3	6	28,274	24,798	0,1312	0,141	28,9940	1169,1	1114,18
	20	CPB31		6,01	28,368	24,392	0,1510		25,8360	1059,1	
	21	CPB4	1,6	5,64	24,983	22,870	0,0884	0,137	33,5040	1464,9	1245,29
	22	CPB41		6,05	28,747	23,869	0,1860		24,4810	1025,6	
	23	CPB5	0,8	5,9	27,339	24,850	0,0955	0,092	36,1260	1453,7	1457,63
	24	CPB51		5,94	27,711	25,360	0,0887		37,0640	1461,5	

$R$  – полупречни зареза

$R_0$  – почетни пречник епрувете

$A_0$  – почетна површина епрувете

$A_f$  – површина на месту лома епрувете

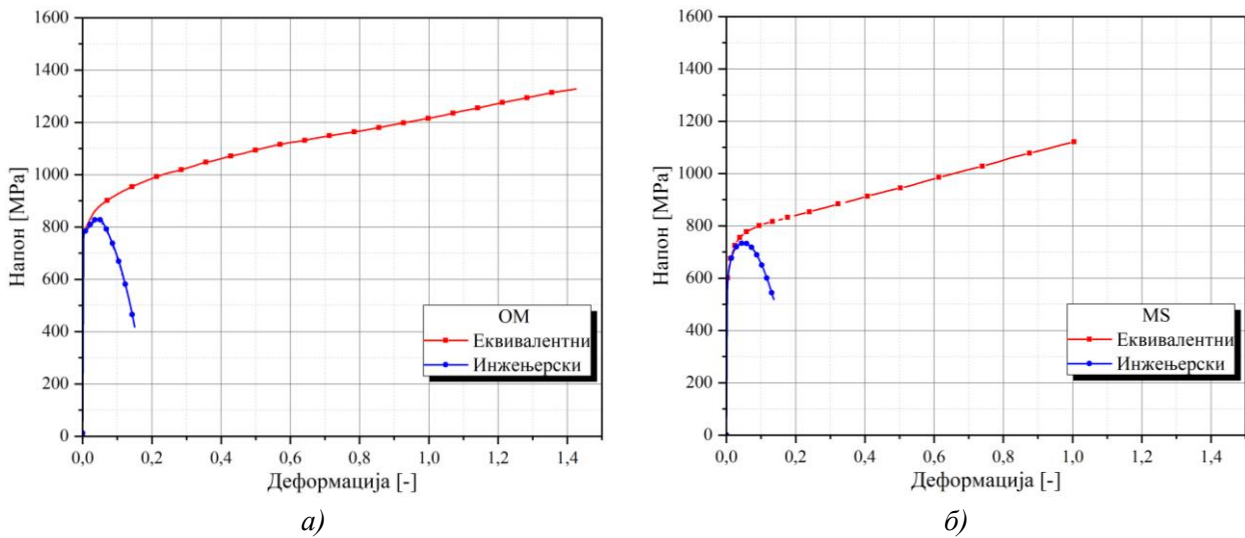
$\varepsilon_{psf} = \ln \frac{A_0}{A_L}$  – стварна деформација лома

$\bar{\varepsilon}_{psf}$  – средња стварна деформације лома

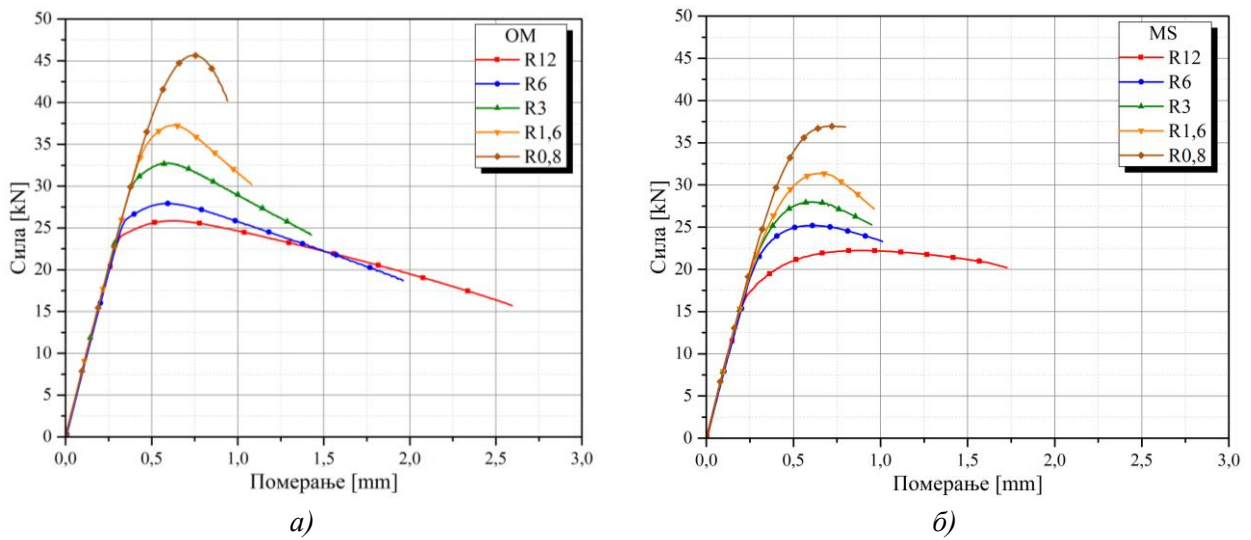
$F_f$  – сила лома

$\sigma_f$  – стварни напон лома

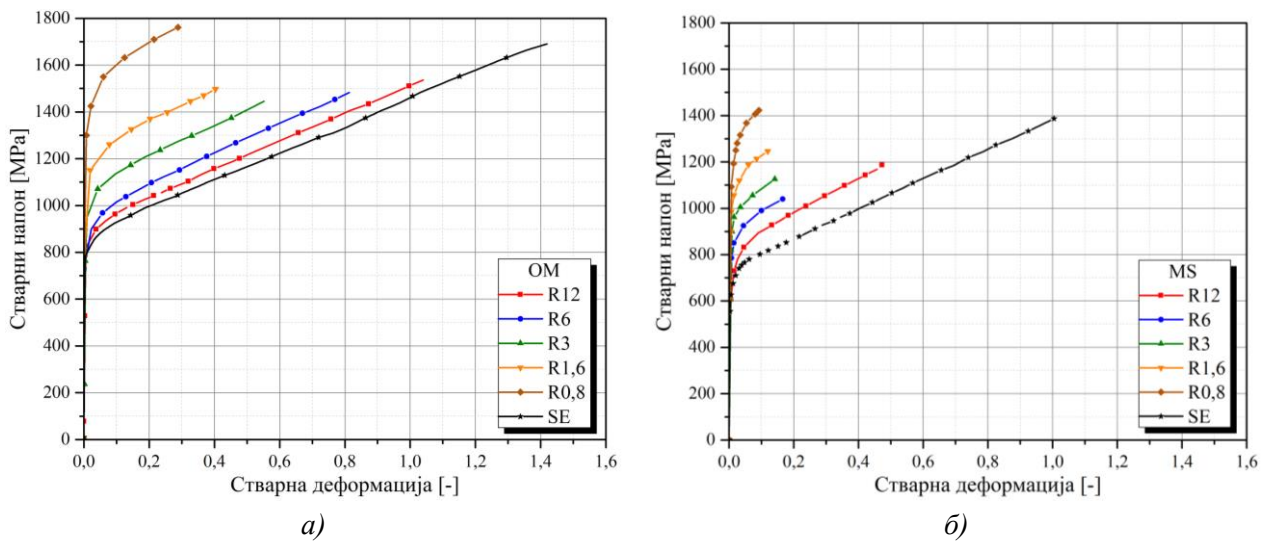
$\bar{\sigma}_f$  – средњи стварни напон лома



Слика 7.26 Упоредни приказ кривих течења осносиметричних епрувета: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)



Слика 7.27 Упоредни приказ зависности силе затезања од хода покретне главе за епрувете са зарезом: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)



Слика 7.28 Упоредни приказ стварних кривих течења за осносиметричне епрувете (SE) и епрувете са зарезом: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)



Стварни напон је одређен као однос измерене силе затезања при којој је дошло до лома (тренутак непосредно после наглог пада силе затезања, а пре одвајања крајева епрувете) и измерене вредности површине попречног пресека непосредно пре лома епрувете.

У оквиру табеле 7.4 су упоредно приказане вредности добијених стварних напона и деформација лома за све епрувете које су испитиване у овој серији. Табелом су обухваћене епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем. Слово Р у оквиру нумерације, колона 1, се односи на осносиметричне епрувете за зарезом, а слово В на епрувете са завареним спојем. Средње вредности стварне деформације и напона лома, колоне 7 и 10, респективно, се односе на вредности које су добијене осредњавањем појединачно измерених вредности.

На основу описане методологије, а после обраде измерених резултата испитивања, добијене су стварне криве течења осносиметричне епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем, слика 7.26. У оквиру дијаграма су приказане инжењерске и стварне криве течења. Стварна деформација лома, колона 7 из табеле 7.4, не укључује еластичну деформацију, с обзиром да је мерење површине попречног пресека извршено реконструкцијом спајањем делова епрувете преко преломних површина после процеса затезања. Вредност еластичне деформације је занемарљива у односу на стварну пластичну деформацију, тако да није извршена корекција стварне криве течења по том основу. Такође, почетни део стварне криве течења до тренутка максималне силе затезања, односно, до почетка формирања некинга је одређен на основу претходно дефинисаних једначина за одређивање стварне деформације и стварног напона (5.3), (5.4).

На слици 7.27 су упоредно приказани дијаграми зависности силе затезања од оствареног хода покретне главе кидалице за епрувете од основног материјала и за епрувете са завареним спојем.

На слици 7.28 су упоредно приказане стварне криве течења свих епрувета од основног материјала и за епрувете са завареним спојем.

### 7.3.4 Параметри ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела

Раније је наведено да је код конструкција које су изложене ударним оптерећењима, потребно дефинисати конститутивне једначине којима се најчешће дефинише веза еквивалентног напона са еквивалентном пластичном деформацијом, брзином деформације и температуром. Идентификација материјалних (карактеристика) параметара конститутивних једначина се у основи заснива на резултатима испитивања на затезање при различитим брзинама деформације и температурама.

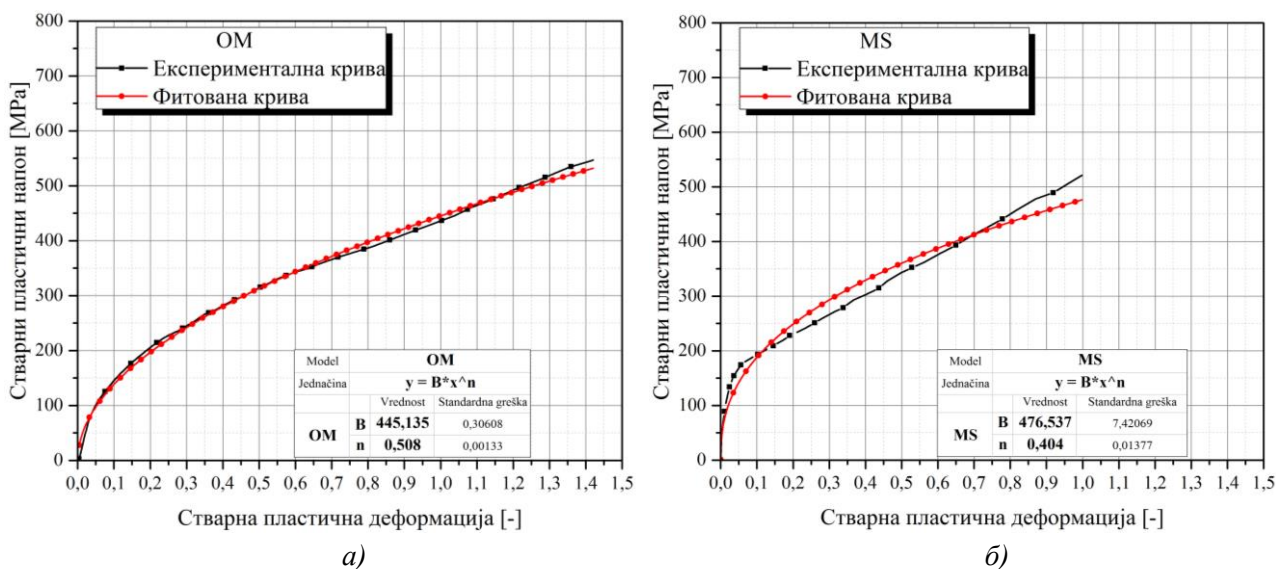
На основу спроведене квазистатичке серије испитивања, могуће је извршити одређивање параметара ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела, који одговарају условима квазистатичког затезања при константној собној температури. За одређивање параметара ојачања, користиће се резултати испитивања осносиметричних епрувета, а за одређивање параметара оштећења, резултати испитивања осносиметричних епрувета са променљивим зарезом. Упоредо ће бити одређени параметри за епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем.

#### 7.3.4.1 Параметри ојачања

Да би се одредили параметри ојачања при квазистатичком затезању, на брзини деформације од  $\dot{\epsilon} = 5e^{-4} \text{ s}^{-1}$  и собној температури, полази се од једначине облика

$$\sigma(\bar{\epsilon}_p) = \left[ A + B(\bar{\epsilon}_p)^n \right]. \quad (7.2)$$

У једначини (7.2) параметар  $A$  представља границу течења, а  $B$  и  $n$  параметре деформационог ојачања који се одређују на основу раније експериментално одређене еквивалентне криве течења. Одбацивањем еластичног дела стварне криве течења добијене испитивањем осносиметричних епрувета, долази се до зависности  $\sigma(\bar{\epsilon}_p) - A$  од пластичне деформације  $\bar{\epsilon}_p$ , тако да се параметри  $B$  и  $n$  одређују фитовањем употребом једначине криве облика  $y = Bx^n$ . На слици 7.29 су приказане фитоване криве са одређеним параметрима ојачања за епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем. Одређене вредности параметара ојачања за основни материјал и епрувете са завареним спојем су приказане у табели 7.5.



Слика 7.29 Фитоване криве са параметрима ојачања: а) основни материјал (OM) и б) епрувете са завареним спојем (MS)

Табела 7.5 Одређени параметри ојачања за епрувету од основног материјала и епрувету са завареним спојем

	1	2	3	4	5	6
	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$E$ [MPa]	$\nu$	$A$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$
OM	7,85e <sup>-9</sup>	228399,93	0,33	767,38	445,13	0,5075
MS	7,85e <sup>-9</sup>	218368,9	0,33	606,24	476,51	0,4038

$\rho$  – густина  
 $E$  – модул еластичности  
 $\nu$  – Поасонов коефицијент  
 $A$  – граница течења  
 $B$  – коефицијент пропорционалности  
 $n$  – експонент ојачања

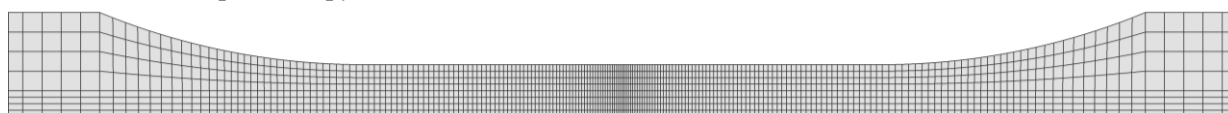
### 7.3.4.2 Верификација параметара ојачања

После одређивања параметара ојачања, извршена је њихова верификација помоћу нумеричких симулација. Циљ је био да се у потпуности понови процес затезања осносиметричних епрувета и епрувета са зарезом, за оба типа епрувета, од основног материјала и са завареним спојем. Симулације су спроведене у програмском пакету LS-DYNA, употребом алгоритама имплицитне интеграције. Употреба експлицитне интеграције је такође могућа [17], [149], али уз употребу *mass scaling* опције са строго контролисаним уделом кинетичке енергије у односу на укупну енергију. Ипак, предност имплицитне у односу на експлицитну интеграцију се даје због релативно већег временског корака

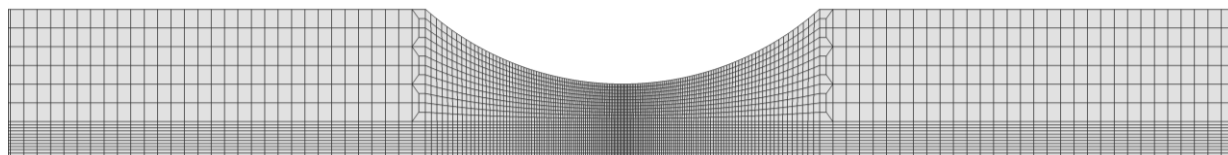


интеграције, што је прихватљиво у односу према квазистатичкој брзини испитивања. Од материјалних модела у програмском пакету, коришћен је модел MAT\_107 [145]. Сви модели епрувета су моделирани са 3D коначним елементима, коришћењем две подужне равни симетрије, слика 7.30. Увођење оптерећења у модел коначних елемената је дефинисано помоћу задатих померања на једном крају модела епрувете, док је други крај био чврсто везан, односно, фиксиран. На тај начин је остварена идентична конфигурација експеримента и нумеричке симулације. Једина разлика се односи на дужину цилиндричног дела епрувета са највећим пречником, која је у моделу коначних елемената мања него код епрувете коришћених у експерименту. Главни разлог овог одступања се односи на тежњу ка смањењу укупног броја елемената, а самим тим и краћем времену симулације, јер недостајући део епрувета не утиче на резултате.

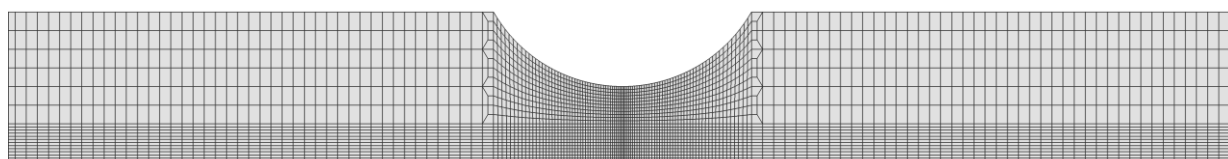
*Осносиметрична епрувета - SE*



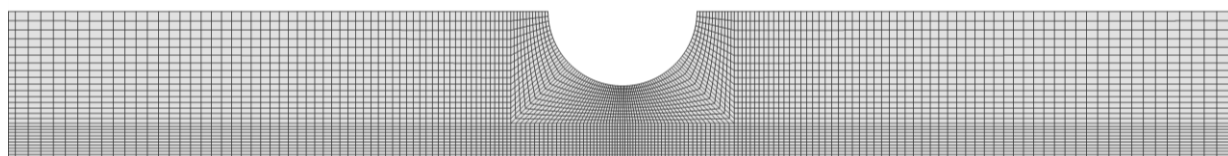
*R12*



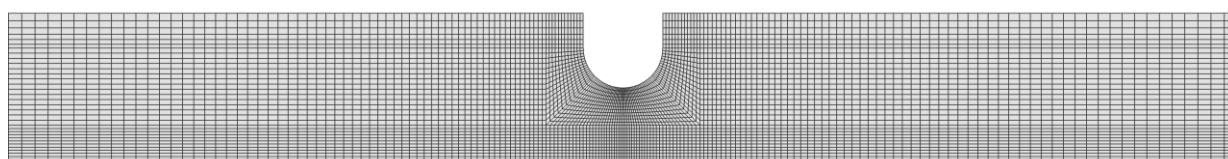
*R6*



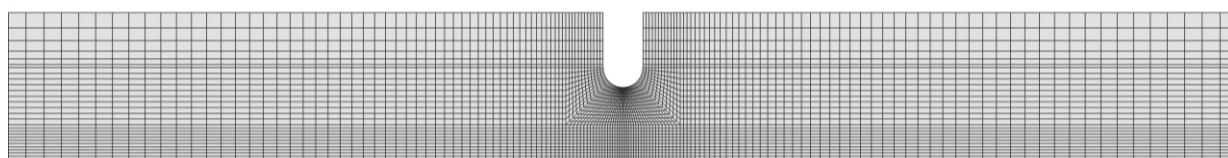
*R3*



*R1,6*



*R0,8*



**Слика 7.30** Модели коначних елемената основсиметричне епрувете и епрувета са зарезом

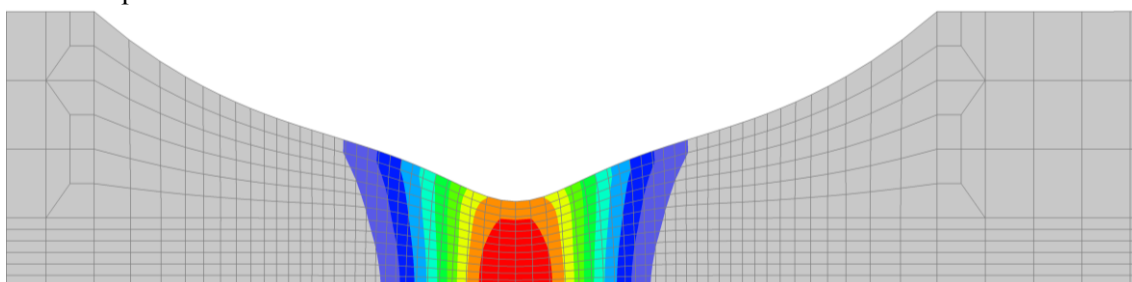
Анализа осетљивости, односно, утицаја величине елемената мреже коначних елемената је извршена на почетку процеса верификације. Изабрана је епрувета са зарезом R12, за поређење

резултата за три различите димензије 3D елемената. Положај најмањег елемента у сва три случаја је изабран идентично и одговарао је централном делу епрувете. На слици 7.31 су упоредно приказане мреже коначних елемената са различитим величинама елемената, као и преглед потребног појединачног времена прорачуна. На основу резултата који су приказани на слици 7.32, уочава се да крива течења није осетљива на величину елемента, тако да је за даље нумеричке симулације усвојен елемент величине  $0,125 \times 0,125 \times 0,05 \text{ mm}$ . Разлог избора ове величине коначног елемента се налази у времену прорачуна у односу на потребно време прорачуна за друге две величине, истовремено се водећи значајем величине елемента код епрувете са минималним зарезом код којих је уочена најмања пластична деформација. За осносиметричну епрувету усвојена је највећа величина елемента из разматране групе, димензија  $0,25 \times 0,25 \times 0,125 \text{ mm}$ .

$0,25 \times 0,25 \times 0,125 \text{ mm}$

Број 3D елемената: 7326

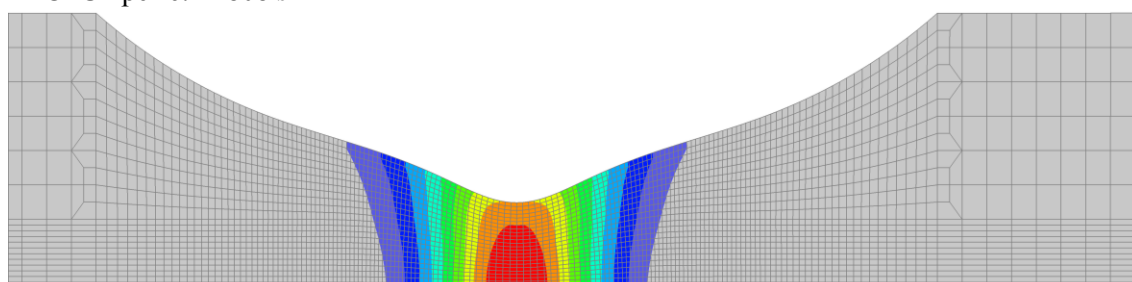
CPU време: 1985 s



$0,125 \times 0,125 \times 0,05 \text{ mm}$

Број 3D елемената: 66168

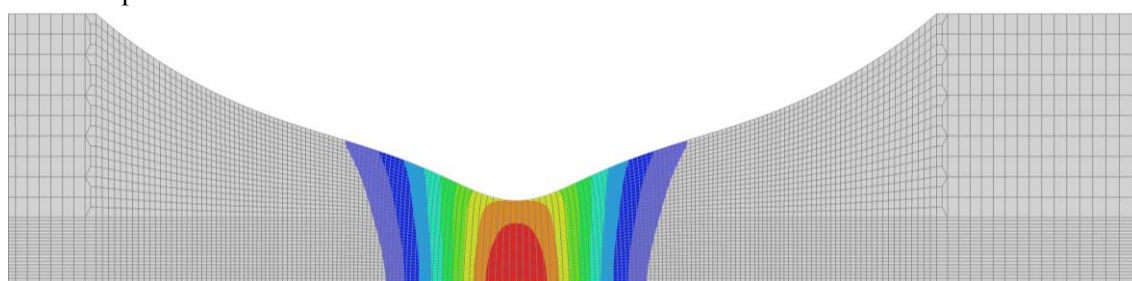
CPU време: 21808 s



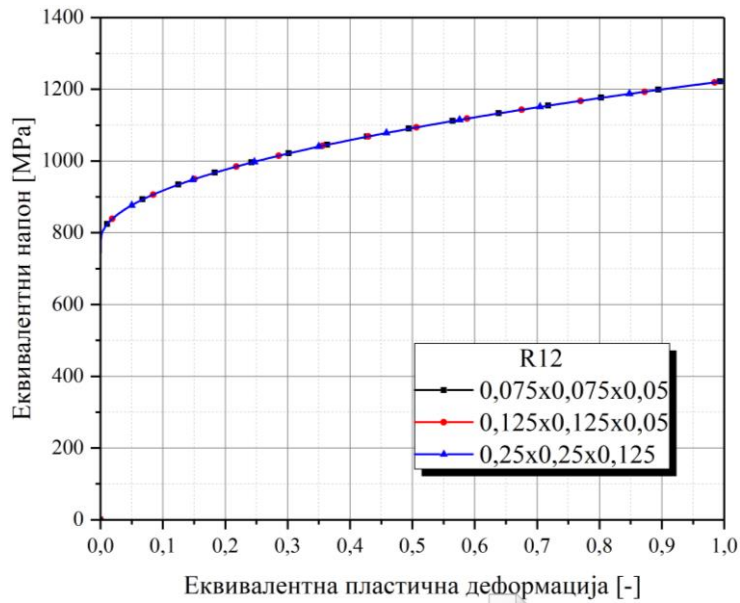
$0,075 \times 0,05 \times 0,05 \text{ mm}$

Број 3D елемената: 221200

CPU време: 93840 s

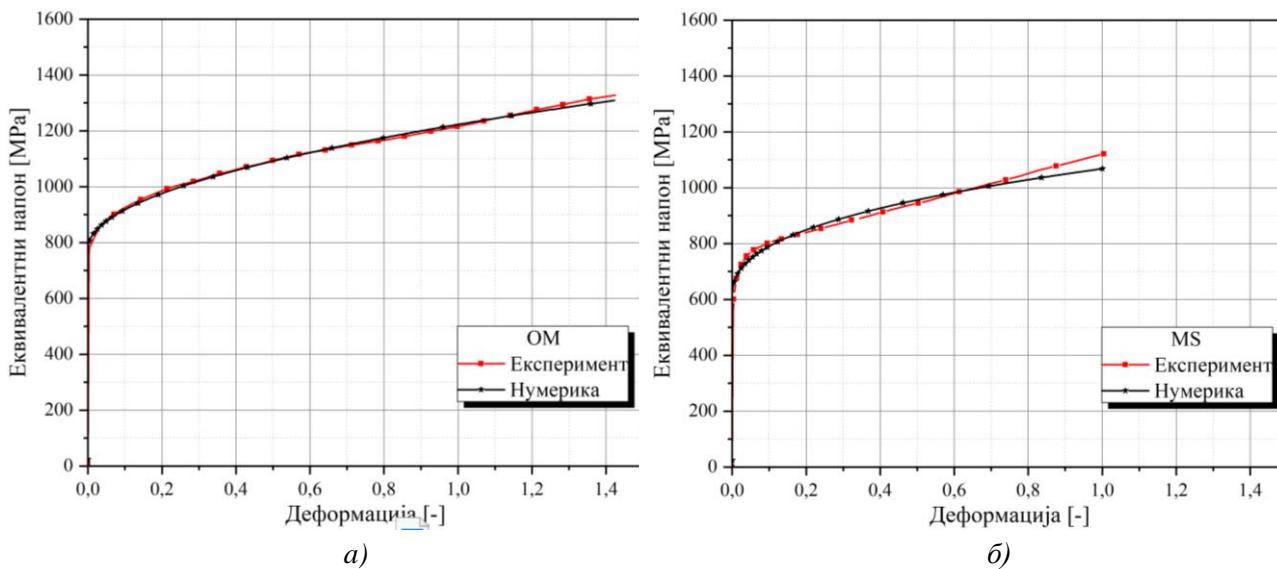


**Слика 7.31** Упоредни приказ различитих димензија минималног елемента код епрувете са зарезом R12



Слика 7.32 Упоредни преглед резултата за различите димензије минималног елемента код епрувете са зарезом R12

Након избора величине елемента, извршена је верификација одређених резултата параметара ојачања. На слици 7.33 је приказан упоредни преглед експерименталних и нумеричких резултата за осносиметричне епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем. Слагање резултата је боље у случају епрувете од основног материјала, док је незнатно одступање у зони непосредно пре деформације лома присутно код обе епрувете.



Слика 7.33 Упоредни приказ еквивалентног напона осносиметричне епрувете: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)

### 7.3.5 Параметри оштећења

Досадашња истраживања [15], [19], [20], [21], [22], [23], [24] су доказала да је издужење дуктилних материјала као и дуктилни лом, уско повезан са *stress triaxiality ratio*, за разлику од чврстоће

металних материјала која зависи од деформације, брзине деформације и температуре омекшања. Под дуктилним ломом се подразумева способност материјала ка великим пластичним деформацијама без настанка лома. Како је раније наведено, бездимензиони *stress triaxiality ratio* представља однос хидростатичког притиска и еквивалентног напона. Експериментално је доказано са његовим порастом, деформација лома се смањује. За различите вредности зареза код осносиметричних епрувета са зарезом, различите су и вредности овог параметра, који у зависности од материјалних карактеристика одређених током процеса затезања епрувета са променљивим зарезом, дефинише параметре оштећења. На тај начин се преко параметара оштећења представља утицај *stress triaxiality ratio* на раст прслина како је то представљено према ауторима Rice-Tracey и McClintock [25], [26]. Наведени аутори су своја истраживања спровели на прслинама сферног и цилиндричног облика, респективно.

Да би се одредили параметри оштећења при квазистатичком затезању, на брзини деформације од  $\dot{\varepsilon} = 5e^{-4} \text{ s}^{-1}$  и собној температури, полази се од једначине еквивалентне пластичне деформације лома облика

$$\bar{\varepsilon}_p^f(\sigma^*) = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \quad (7.3)$$

у којој су  $D_1$ ,  $D_2$  и  $D_3$  материјалне константе, а  $\sigma^*$  *stress triaxiality ratio*. На основу једначине (7.3) је јасно да први корак ка одређивању параметара оштећења представља одређивање *stress triaxiality ratio* употребом Бригманове једначине. На основу претходног закључка о изотропности материјала, базирано на резултатима експеримента осносиметричних епрувета, као и уз претпоставку о равномерној расподели пластичне деформације на минималном попречном пресеку епрувете у зони некинга, могу се користити следеће једначине које су раније изведене:

$$\frac{\sigma_z}{\sigma_{eq}} = 1 + \ln\left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR}\right) \quad (7.4)$$

$$\frac{\bar{\sigma}_z}{\sigma_{eq}} = \left(1 + \frac{2R}{a}\right) \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right). \quad (7.5)$$

За осносиметричну епрувету код које је такође расподела напона осносиметрична, према von Mises-овом услову течења [17], [99] се могу написати следеће једначине

$$\sigma^* = \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} = \frac{\sigma_z}{\sigma_{eq}} - \frac{2}{3} \quad \text{или} \quad \sigma_{eq} = \frac{\sigma_z}{2/3 + \sigma^*}. \quad (7.6)$$

Заменом једначине (7.6) у (7.4), може се написати израз за максималну вредност *stress triaxiality ratio* у центру минималног попречног пресека епрувете, када је  $r = 0$

$$\sigma_{\max}^* = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right). \quad (7.7)$$

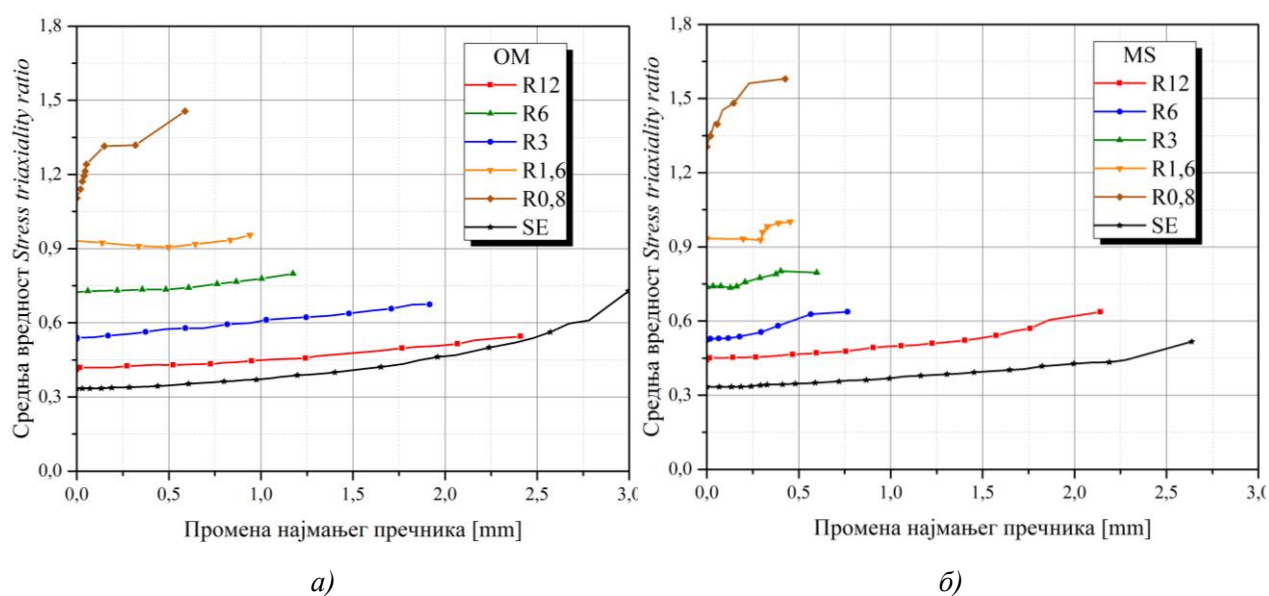
Када је  $r = a$ , *stress triaxiality ratio* има минималну вредност на површини епрувете и износи  $\sigma^* = \frac{1}{3}$ .

Средња вредност *stress triaxiality ratio* у центру минималног попречног пресека епрувете се може одредити на основу једначина (7.5) и (7.6), тако да једначина има облик

$$\bar{\sigma}^* = \left(1 + \frac{2R}{a}\right) \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right) - \frac{2}{3}, \quad \text{када је} \quad \sigma_{eq} = \frac{\bar{\sigma}_z}{2/3 + \bar{\sigma}^*}. \quad (7.8)$$

На основу једначине (7.8) је сада могуће извршити проверу претпоставке да је вредност *stress triaxiality ratio* константна током затезања. Треба напоменути, да иако је Бригманова једначина

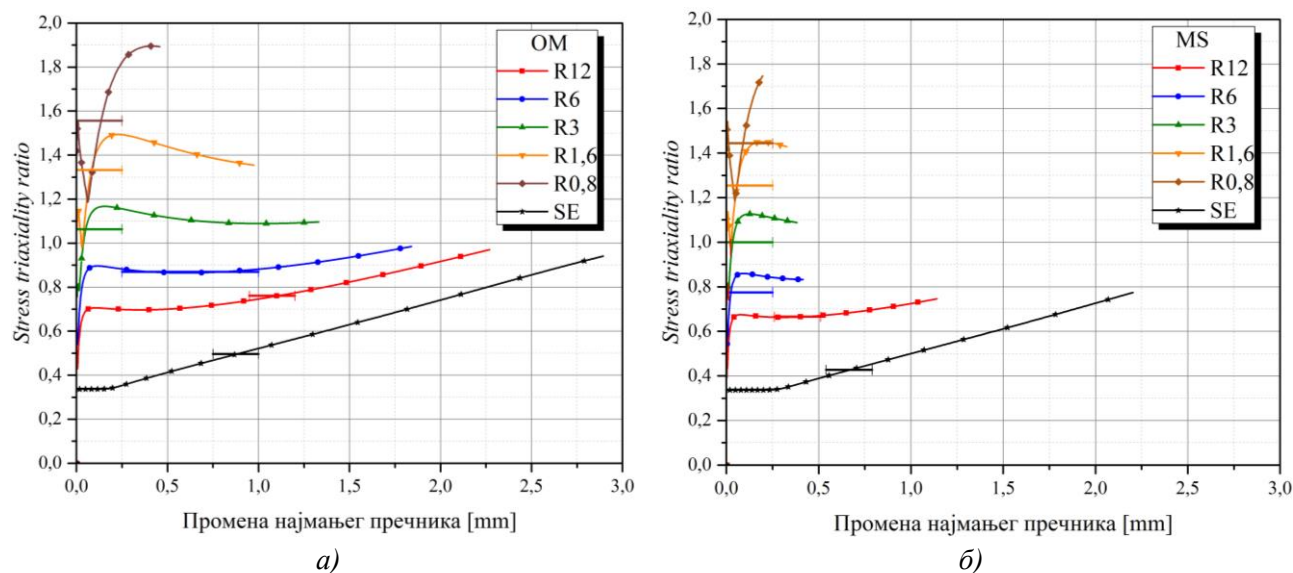
првенствено развијена за осносиметричне епрувете, када су у питању чисто експерименталне методе за одређивање параметара, нашла је употребу и код епрувета са зарезом [151]. Развојем нумеричких метода, отвориле су се могућности за детаљнију анализу расподеле овог параметра, поготово када су у питању епрувете са зарезом, тако да се у појединим истраживањима дошло до закључка да постоји одступање *stress triaxiality ratio* у односу на једначину (7.8) [27]. Такође, нумеричке методе су учиниле мерљивим оно што до тада није било мерљиво, а самим тим ни познато, тако да се показало да је поље еквивалентне пластичне деформације у најмањем попречном пресеку променљиво, као и да се максимална еквивалентна деформација налази у центру попречног пресека епрувете [23]. Током даљих истраживања у оквиру ове дисертације, уочиће се да постоји одступање од задње констатације која се односи на место максималне еквивалентне деформације. На слици 7.34 је приказана промена средње вредности *stress triaxiality ratio* у зависности од најмањег попречног пресека током процеса затезања осносиметричних и епрувета са зарезом, за епрувете од основног материјала. Приказане зависности су одређене помоћу једначине (7.8), а на основу резултата добијеним експерименталним путем. Како се може видети, средња вредност је приближно константна за епрувете са зарезом, док код осносиметричне епрувете постоји одступање од линеарности. Такође, уочљиво је одступање и епрувете са најмањим зарезом.



Слика 7.34 Експериментално одређене зависности *stress triaxiality ratio* у односу на промену најмањег пречника епрувета: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)

Имајући у виду релативно висок степен поклапања експерименталних резултата са нумеричким када је у питању еквивалентни напон за епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем, може се закључити да за даље прецизније одређивање *stress triaxiality ratio* нумерички резултати представљају оправдан избор, слика 7.35. На основу добијених резултата, уочава се да постоји одступање од линеарности, односно од претпоставке да је *stress triaxiality ratio* константан, нарочито на почетку процеса течења епрувета са зарезом, односно, после настанка некинга и пораста хидростатичког притиска. Смањењем полупречника зареза, ово почетно одступање се повећава. С тим у вези, извршено је одређивање средњих вредности *stress triaxiality ratio*, појединачно за сваку епрувету [152]. Средња вредност је одређена на основу резултата промене односа у централном елементу модела, у коме је његова максимална вредност, у односу на промену најмањег попречног пресека, а на слици 7.35 је приказана као хоризонтална линија за сваку епрувету појединачно.





Слика 7.35 Промена *stress triaxiality ratio* са променом најмањег пречника епрувете: а) основни материјал (OM) и б) епрувете са завареним спојем (MS)

Табела 7.6 Преглед вредности *stress triaxiality ratio*

	1	2	3	4	5	6	7
	Епрувета	R [mm]	a [mm]	TriaxMAX	TriaxEXP	TriaxINIC- NUM	TriaxSR- NUM
OM	SE	-	3,0275	0,333	0,334	0,335	0,496
	R12	12	2,99	0,450	0,411	0,429	0,760
	R6	6	2,9725	0,554	0,540	0,540	0,869
	R3	3	3,035	0,742	0,718	0,756	1,063
	R1,6	1,6	3,095	1,009	0,934	1,062	1,332
	R0,8	0,8	3,095	1,409	1,104	1,423	1,556
MS	SE	-	2,995	0,333	0,334	0,335	0,427
	R12	12	3,005	0,451	0,442	0,429	0,665
	R6	6	2,995	0,556	0,523	0,540	0,775
	R3	3	3,002	0,739	0,738	0,756	1
	R1,6	1,6	2,922	0,982	0,933	1,062	1,254
	R0,8	0,8	2,96	1,380	1,304	1,423	1,443

R – полупречник зареза

a – најмањи пречник епрувете

$$TriaxMAX = \sigma_{\max}^* = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)$$

TriaxEXP – однос одређен на основу експерименталних резултата (почетна вредност)

TriaxINIC – NUM – почетна вредност односа из нумеричког прорачуна

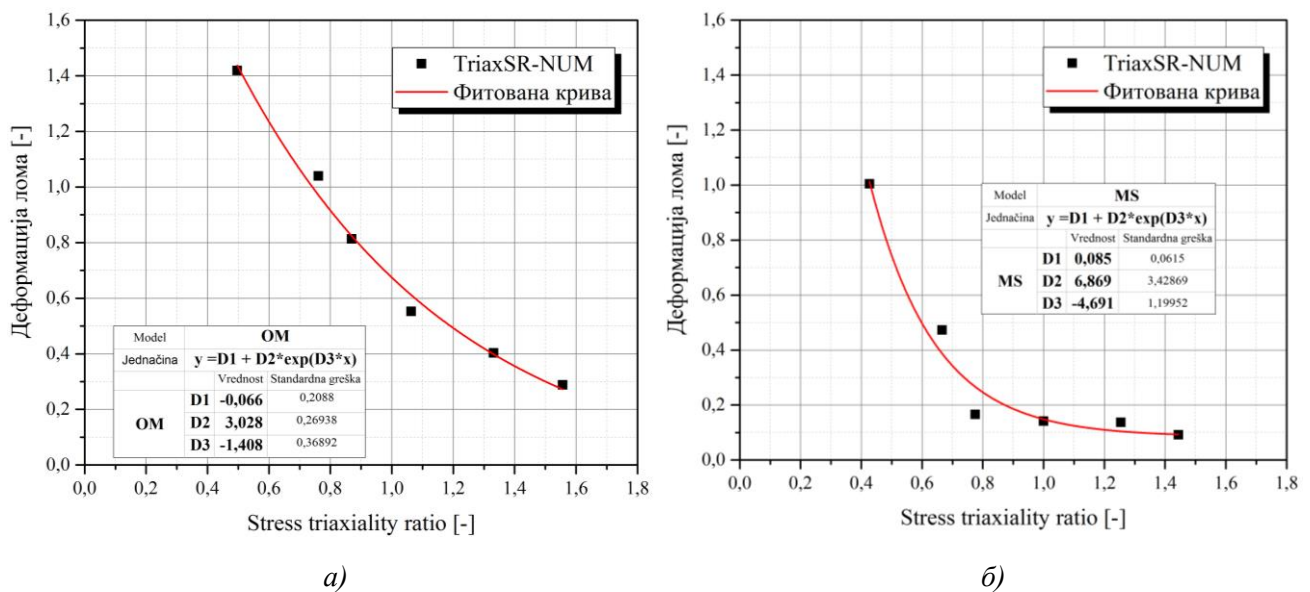
TriaxSR – NUM – средња вредност односа из нумеричког прорачуна

Упоредни преглед вредности *stress triaxiality ratio* је приказан у оквиру табеле 7.6. Вредности одређене на основу Бригманове једначине за максималну вредност, Бригманове једначине средње вредности на основу експерименталних резултата мерења и почетних вредности из нумеричких

прорачуна, колоне 4, 5 и 6, респективно, су приближно исте. Ове вредности се знатно разликују у односу на вредности које представљају средње вредности добијене из нумеричких прорачуна, за све испитиване епрувете. Због ове разлике, неопходно је било извршити проверу утицаја ове две групе резултата на коначни избор при одабиру вредности за одређивање параметара оштећења.

### 7.3.5.1 Параметри оштећења одређени на основу средње вредности *stress triaxiality ratio* - TriaxSR-NUM

Како је раније објашњено, због велике промене *stress triaxiality ratio* од почетка настанка и даљег развоја некинга код осносиметричне епрувете и епрувете са зарезом, одређена је средња вредност за сваку епрувету појединачно, колоне 7 у табели 7.6. Средња вредност је одређена на основу резултата нумеричких прорачуна, за централни елемент епрувете, код кога је присутна највећа вредност односа хидростатичког притиска и еквивалентног напона. За одређивање параметара оштећења, потребно је успоставити зависност између нумерички одређеног односа напона и измерене деформације лома за сваку епрувету према једначини (7.3). На слици 7.36 је приказана веза између експериментално одређене деформације лома,  $\bar{\varepsilon}_{psf}$  и нумерички одређене средње вредности односа напона  $\sigma_{\max}^*$ , за епрувете од основног материјала и епрувете за завареним спојем. Јасно је уочљиво да са порастом односа напона, долази до смањења деформације лома, код оба типа епрувете. У оквиру табеле 7.7 су приказане експерименталне и нумеричке вредности напона и деформације, као и њихова одступања, које су одређене за одговарајуће параметре оштећења на основу средње вредности односа напона.



Слика 7.36 Преглед параметара оштећења када се користе средње вредности односа *TriaxSR-NUM*: а) основни материјал (OM) и б) епрувете са завареним спојем (MS)

Графички прикази резултата деформације и напона који су садржани у табели, су приказани у оквиру хистограма на слици 7.37 и слици 7.38, респективно.

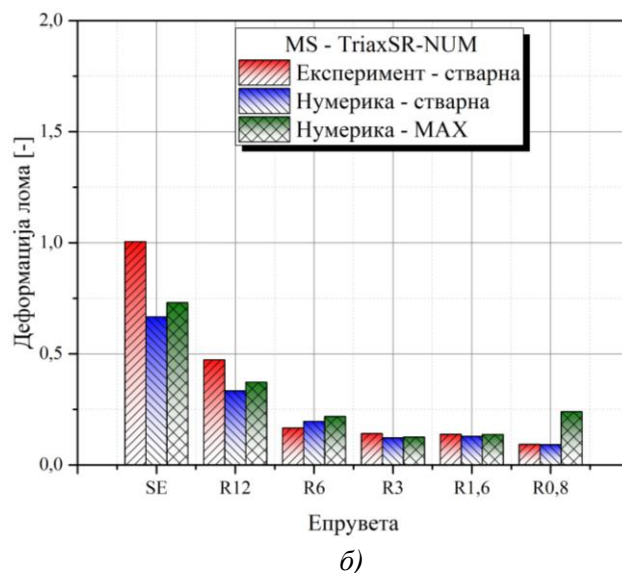
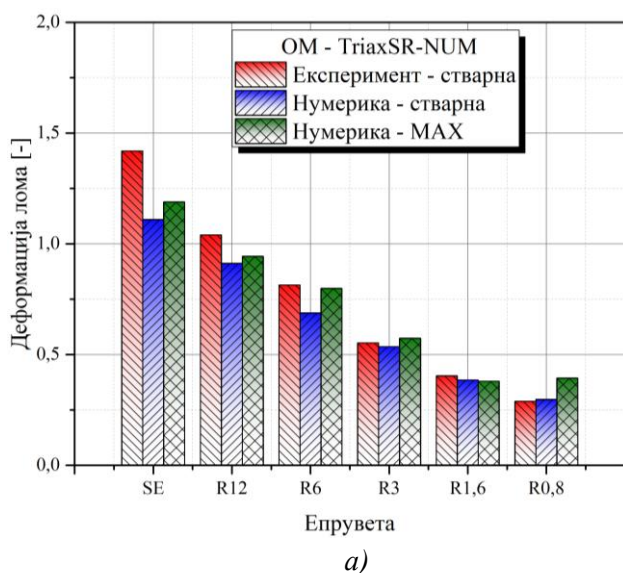
Табела 7.7 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата *TriaxSR-NUM*

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
		Експеримент			Нумерика			Одступања		

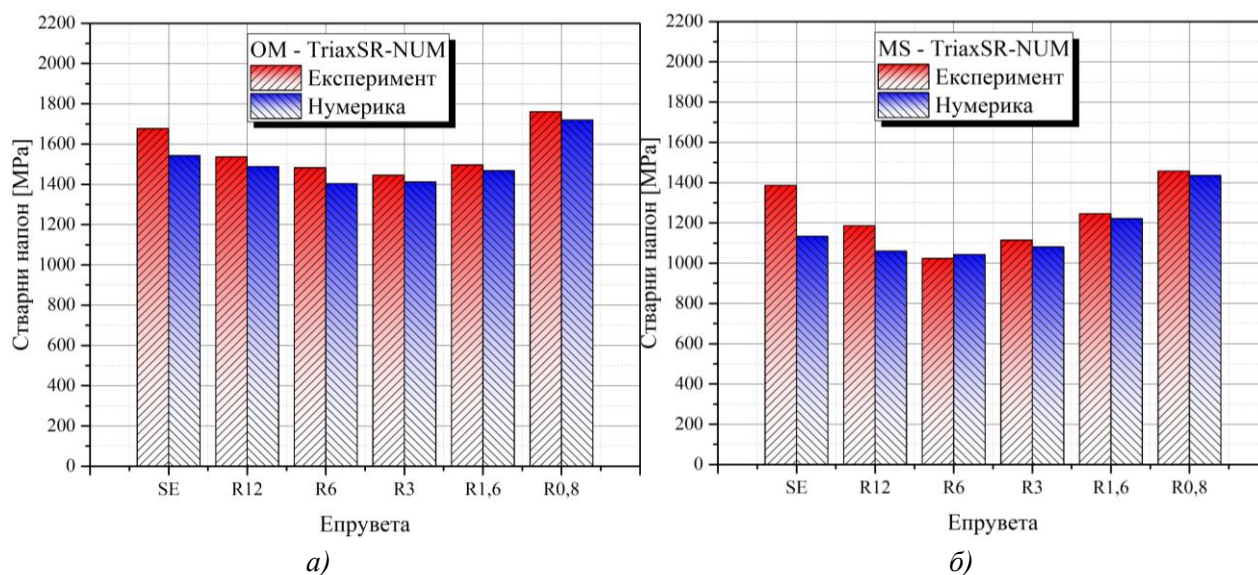


	Епрувета	$\varepsilon_f$ [-]	$\sigma$ [MPa]	$\varepsilon_f^{NUM}$ [-]	$\sigma^{NUM}$ [MPa]	$\varepsilon_{\max}$ [-]	Локација $\varepsilon_{\max}$ на епрувети	$D\varepsilon_f$ [-]	$D\sigma$ [-]
ОМ	SE	1,419	1677,1	1,109	1543	1,189	Средина	1,280	1,087
	R12	1,040	1536,5	0,921	1488,6	0,943	Средина	1,123	1,032
	R6	0,814	1483,5	0,687	1404,5	0,788	Средина	1,183	1,056
	R3	0,552	1445,8	0,535	1412,6	0,573	Средина	1,032	1,024
	R1,6	0,403	1497,2	0,384	1468,6	0,379	Површина	1,049	1,019
	R0,8	0,2883	1761,5	0,297	1720,4	0,393	Површина	0,971	1,024
MS	SE	1,0045	1386,7	0,666	1133,5	0,73	Средина	1,507	1,223
	R12	0,4728	1186,1	0,333	1059,8	0,372	Средина	1,419	1,119
	R6	0,1657	1023,1	0,195	1042,6	0,218	Средина	0,845	0,981
	R3	0,1411	1114,1	0,121	1080,7	0,125	Средина	1,162	1,031
	R1,6	0,1372	1245,2	0,128	1221,3	0,137	Површина	1,068	1,019
	R0,8	0,0921	1457,6	0,090	1436,1	0,239	Површина	1,013	1,015

$\varepsilon_f$  – средња вредност измерене деформације лома  
 $\sigma$  – средња вредност измереног стварног напона  
 $\varepsilon_f^{NUM} = \ln\left(\frac{A_0}{A}\right)$  – средња вредност нумерички израчунате деформације лома  
 $\sigma^{NUM} = \frac{F}{A}$  – средња вредност нумерички израчунатог стварног напона  
 $\varepsilon_{\max}$  – максимална ефективна пластична деформација  
 $D\varepsilon_f = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_f^{NUM}}$   
 $D\sigma = \frac{\sigma}{\sigma^{NUM}}$



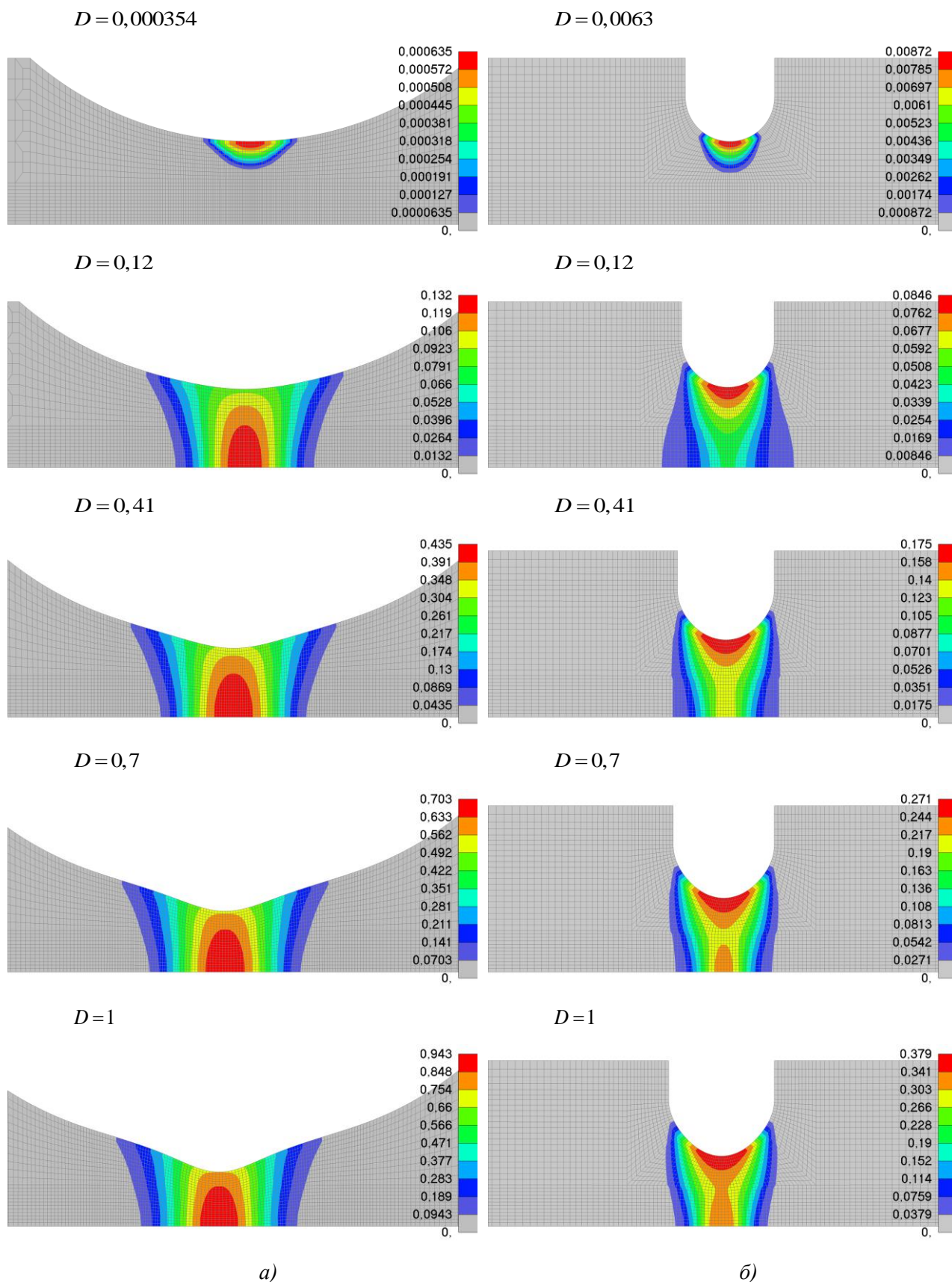
Слика 7.37 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата деформације лома за *TriaxSR-NUM*: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)



Слика 7.38 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата стварног напона за *TriaxSR-NUM*: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (МS)

Слагање резултата је знатно повољније за случај епрувете од основног материјала, нарочито када се посматрају резултати стварног напона. Гледано из угла даље употребљивости резултата, напони одређени нумеричким прорачунима су мањи од стварних напона, што представља повољну ситуацију у смислу повећања сложеност степена сигурности будућих разматраних конструкција.

За разлику од стварног напона, деформација лома показује знатно већа одступања када се пореде експерименталне и нумеричке вредности. Ова разлика је нарочито изражена када су у питању осносиметричне епрувете и епрувете са већим полупречницима зарез, код којих је присутна већа деформација лома. Један од могућих разлога овог одступања јесте и грешка настала током мерења стварне деформације лома, чије експериментално одређивање представља највећи изазов током мерења. У оквиру ове дисертације, деформација лома је одређивана према раније објашњеној процедури, која укључује довођење раздвојених делова епрувета у контакт преко преломних површина. После тога, деформација лома је одређивана на основу резултата оптичког дигиталног скенирања и њиховом обрадом. На почетку спровођења експеримента, установљен је критеријум прекида затезања епрувета, када се сила затезања нагло смањи по интензитету. Због природе понашања материјала при великим деформацијама, показало се да овај критеријум не мора да условљава и физичко одвајање крајева епрувета. Уочено је да код појединих епрувета долази до наглог пада силе затезања, без одвајања крајева епрувете. Посматрано из угла оштећења, јасно је да је дошло до нагле промене површине најмањег попречног пресека у некингу, односно, до нагле прогресије прелине. С тим у вези, додатно узимајући у обзир инертност целокупног сервохидрауличног система, додатно је искомпликован тренутак затезања епрувете који се односи на стање деформисаности епрувете одговарајуће за одређивање стварне деформације лома. Ако се узме у обзир да је одступање нумерички одређене деформације лома у односу на експерименталне вредности знатно мање за мање вредности зареза на епруветама, као и да су нумеричке вредности увек мање од експерименталних, добијени резултати су прихватљиви за даљу употребу. Током нумеричких симулација затезања, уочена је појава различитог места настанка и даљег локацијског померања еквивалентне пластичне деформације у радијалном правцу епрувете. На слици 7.39 је упоредно приказана промена локације максималне еквивалентне пластичне деформације за различите вредности критичног параметра оштећења, за епрувете R12 и R1,6. Поредити резултате, уочљиво је да у случају епрувете са већим полупречником зареза, поље пластичне деформације веће и равномерније у правцу управном на осу епрувете, него код епрувете са мањим полупречником зареза.



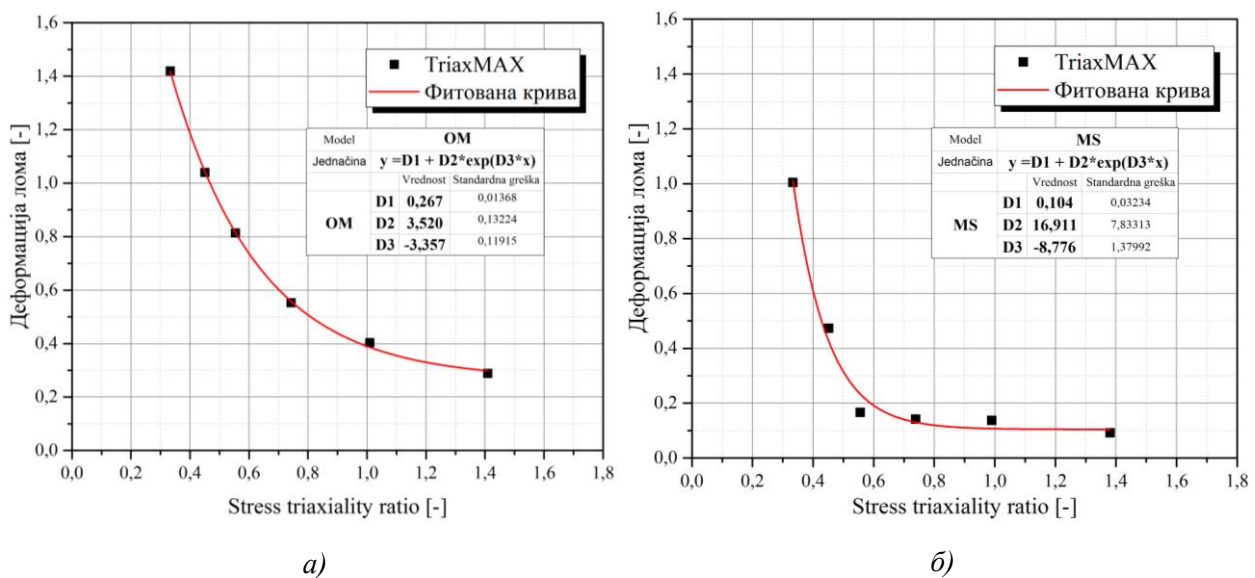
Слика 7.39 Упоредни приказ настанка и прогресије максималне еквивалентне пластичне деформације за различите вредности критичног параметра оштећења код епрувета од основног материјала: а) R12 и б) R1,6



У оквиру табеле 7.7 је наведена коначна локација максималне еквивалентне деформације лома за сваку епрувету, колона 7. На слици 7.39 се јасно уочава да је место иницијализације лома и почетка одумирања коначних елемената повезано са местом максималне еквивалентне деформације лома, односно, да лом настаје у централном делу епрувете R12. Код епрувета са мањим полупречником зареза, R1,6, максимална еквивалентна деформација се налази на површини, што указује да је то уједно и место иницијализације лома. На основу овога се може закључити, када су у питању резултати нумеричких прорачуна, да место настанка иницијалног лома не мора да одговара месту максималног односа хидростатичког притиска и еквивалентног напона. На овај начин су потврђена експериментална истраживања аутора Alves, Holland [24], [27] који упућују да је иницијализација лома могућа на површини некинга епрувете.

### 7.3.5.2 Параметри оштећења одређени на основу максималне вредности *stress triaxiality ratio* – *TriaxMAX*

Одређивање параметара оштећења на основу Бригманове једначине за максимални однос хидростатичког притиска и еквивалентног напона у средини епрувете, је спроведено ради поређења резултата са претходно одређеним параметрима оштећења за случај осредњене вредности максималног односа напона у централном коначном елементу епрувете. На слици 7.40 је приказана веза између експериментално одређене деформације лома,  $\bar{\varepsilon}_{psf}$  и максималне вредности односа напона према Бригмановој једначини,  $\sigma_{max}^*$ , за епрувете од основног материјала и епрувете за завареним спојем. Као и у претходном случају, јасно је уочљиво да са порастом односа напона, долази до смањења деформације лома, код оба типа епрувете. У оквиру табеле 7.8 су приказане експерименталне и максималне вредности односа напона, као и њихова одступања, које су одређене за одговарајуће параметре оштећења на основу максималне вредности односа напона. Упоредни преглед параметара оштећења је приказан у табели 7.9.



Слика 7.40 Преглед параметара оштећења када се користе средње вредности односа *TriaxMAX*: а) основни материјал (OM) и б) епрувете са завареним спојем (MS)

Табела 7.8 Преглед одређених параметара оштећења за обе групе улазних вредности односа

	1	2	3	4
	Stress triaxiality ratio	$D_1$	$D_2$	$D_3$
OM	TriaxMAX	0,267	3,520	-3,357
	TriaxSR-NUM	-0,066	3,028	-1,408
MS	TriaxMAX	0,104	16,911	-8,776
	TriaxSR-NUM	0,085	6,869	-4,691

$$TriaxMAX = \sigma_{\max}^* = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)$$

TriaxSR – NUM – средња вредност односа напона из нумеричког прорачуна

Табела 7.9 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата TriaxMAX

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
		Експеримент		Нумерика			Одступања		
	Епрувета	$\varepsilon_f$ [-]	$\sigma$ [MPa]	$\varepsilon_f^{NUM}$ [-]	$\sigma^{NUM}$ [MPa]	$\varepsilon_{\max}$ [-]	Локација $\varepsilon_{\max}$ на епрувети	$D\varepsilon_f$ [-]	$D\sigma$ [-]
OM	SE	1,4190	1677,1	0,784	1350,4	0,846	Средина	1,809	1,242
	R12	1,0400	1536,5	0,511	1251,1	0,573	Средина	2,036	1,228
	R6	0,8140	1483,5	0,376	1246,3	0,455	Средина	2,164	1,190
	R3	0,5520	1445,8	0,318	1290,3	0,341	Средина	1,736	1,121
	R1,6	0,4030	1497,2	0,359	1454,8	0,334	Површина	1,124	1,029
	R0,8	0,2883	1761,5	0,402	1787,2	0,535	Површина	0,717	0,986
MS	SE	1,0045	1386,7	0,440	1003,0	0,477	Средина	2,281	1,383
	R12	0,4728	1186,1	0,137	918,3	0,154	Средина	3,450	1,292
	R6	0,1657	1023,1	0,092	946,5	0,114	Средина	1,793	1,081
	R3	0,1411	1114,1	0,103	1066,7	0,104	Средина	1,368	1,045
	R1,6	0,1372	1245,2	0,132	1225,6	0,14	Површина	1,040	1,016
	R0,8	0,0921	1457,6	0,055	1375,9	0,161	Површина	1,665	1,059

$\varepsilon_f$  – средња вредност измерене деформације лома

$\sigma$  – средња вредност измереног стварног напона

$\varepsilon_f^{NUM} = \ln\left(\frac{A_0}{A}\right)$  – средња вредност нумерички израчунате деформације лома

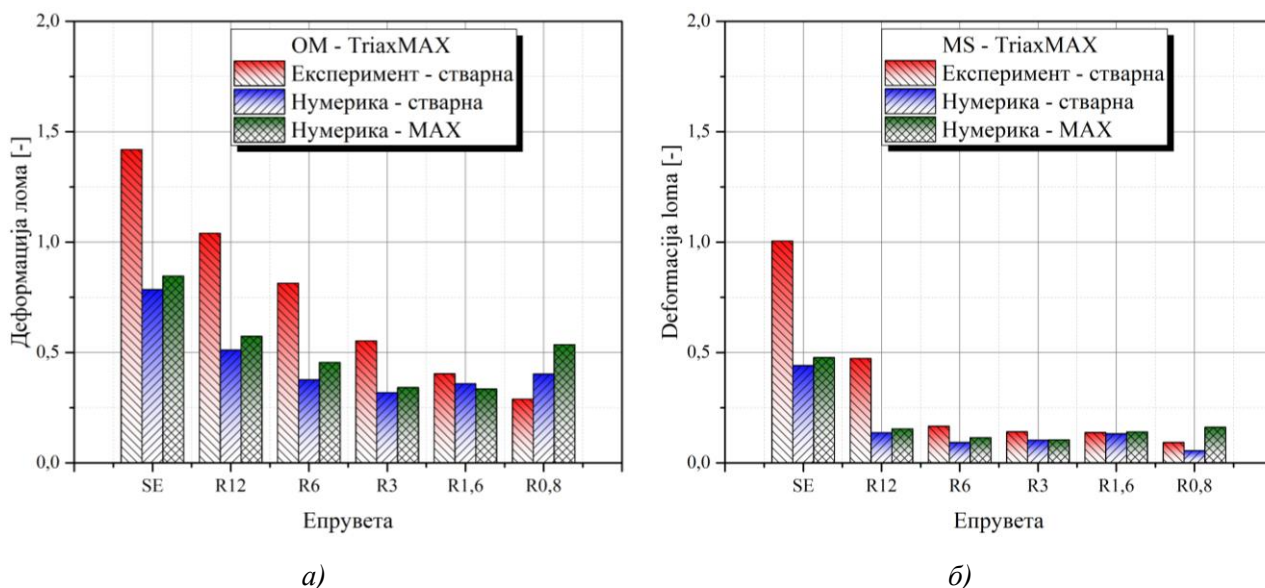
$\sigma^{NUM} = \frac{F}{A}$  – средња вредност нумерички израчунатог стварног напона

$\varepsilon_{\max}$  – максимална ефективна пластична деформација

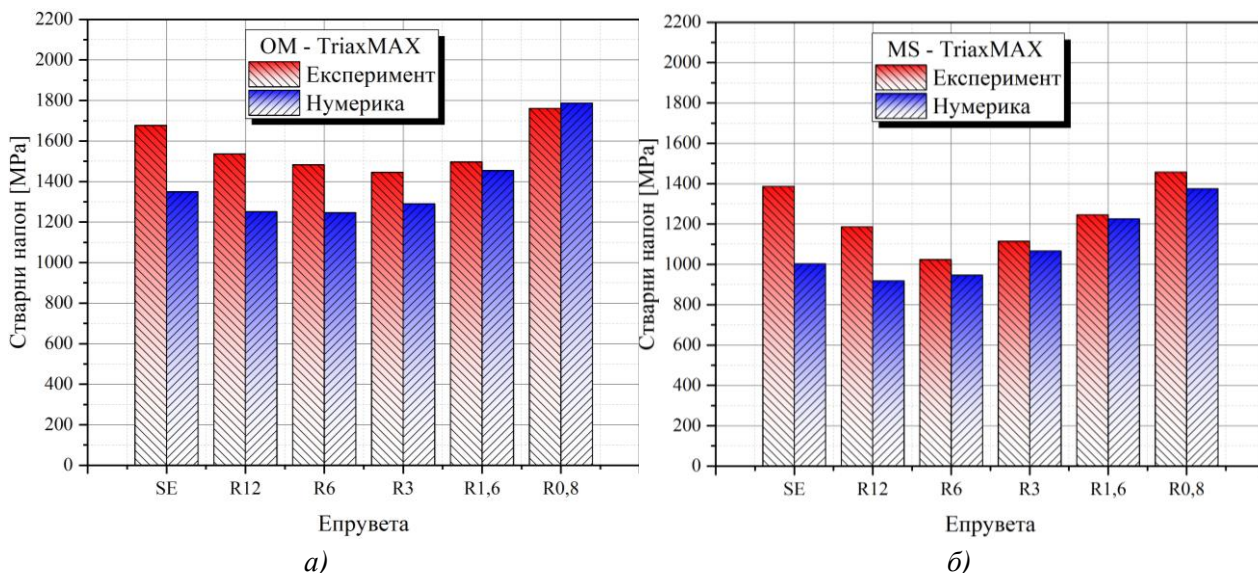
$$D\varepsilon_f = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_f^{NUM}}$$

$$D\sigma = \frac{\sigma}{\sigma^{NUM}}$$

На слици 7.41 и слици 7.42 су упоредно приказани експериментални резултати деформација и напона за случај максималног односа напона према Бригмановој једначини. Карактер одступања је исти као и у претходном случају, али су одступања знатно већа.



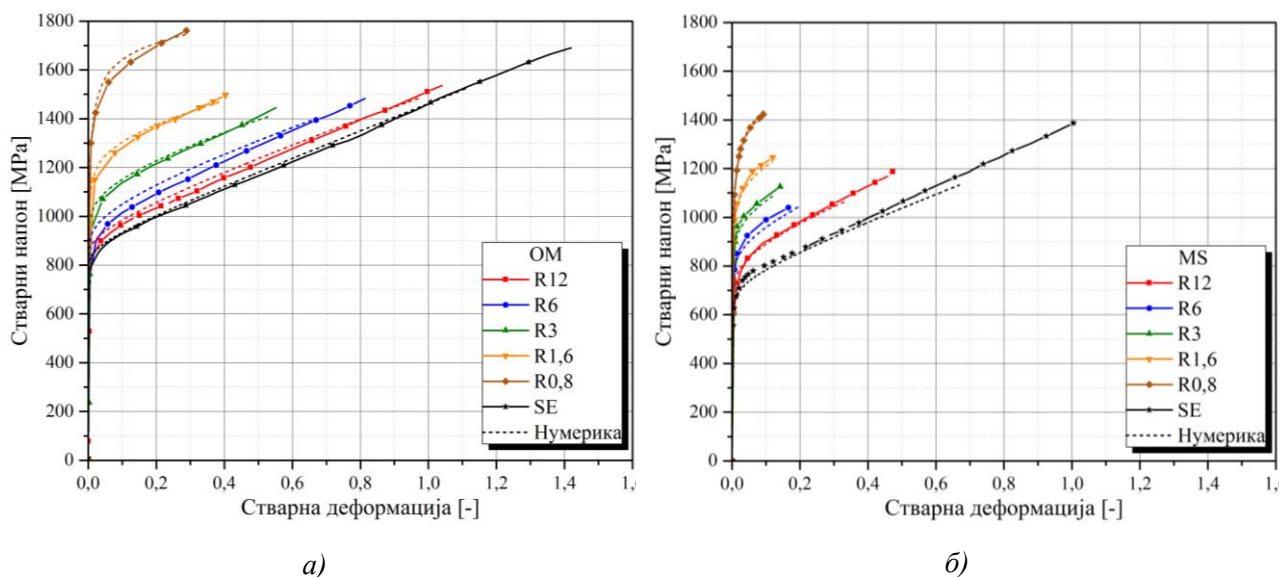
Слика 7.41 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата деформације лома за *TriaxMAX*: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)



Слика 7.42 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата стварног напона за *TriaxMAX*: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (MS)

Поређењем остварених експерименталних и нумеричких резултата за средње и максималне вредности односа хидростатичког притиска и еквивалентног напона, за даљу употребу се усвајају вредности параметара оштећења које доводе до мањих одступања. Према томе, усвајају се вредности параметара оштећења који су одређени на основу нумерички одређене средње вредности односа хидростатичког притиска и еквивалентног напона, **TriaxSR-NUM**, за епрувете од основног материјала и за епрувете са завареним спојем.

Одређене вредности параметара ојачања и оштећења су приказане у оквиру табеле 7.10, а резултати верификације на слици 7.43.



Слика 7.43 Упоредни приказ експерименталних и нумеричких резултата верификације за усвојене параметре ојачања и оштећења: а) основни материјал (ОМ) и б) епрувете са завареним спојем (МS)

Табела 7.10 Параметри ојачања и оштећења

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$E$ [MPa]	$\nu$	$A$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$	$D_1$	$D_2$	$D_3$
<b>ОМ</b>	$7,85e^{-9}$	228399,93	0,33	767,38	445,13	0,5075	-0,066	3,028	-1,408
<b>MS</b>	$7,85e^{-9}$	218368,9	0,33	606,24	476,51	0,4038	0,085	6,869	-4,691

$\rho$  – густина  
 $E$  – модул еластичности  
 $\nu$  – Поасонов коефицијент  
 $A$  – граница течења  
 $B$  – коефицијент пропорционалности  
 $n$  – експонент ојачања  
 $D_1, D_2, D_3$  – параметри оштећења



## 7.4 Одређивање механичких (материјалних) карактеристика испитивањем затезањем на повишеним температурама са краткотрајним загревањем

За одређивање параметара који у материјалном моделу узимају у обзир утицај повишених температура, извршено је експериментално одређивање кривих течења на повишеним температурама, код епрувета од основног материјала и епрувета са завареним спојевима. При свакој температури, после испитивања епрувета од основног материјала и епрувета са завареним спојем, извршено је макроскопско снимање попречног пресека на месту лома одређених узорака. Оптичким скенирањем узорака после лома и постављањем одвојених делова у контакт поклапањем преломних површина, извршена је дигитална реконструкција геометрије епрувета при испитивању у тренутку лома епрувета са циљем одређивања стварне деформације лома. Програмом испитивања, предвиђено је испитивање механичких карактеристика на пет температура од 100 °C до 500 °C, укључујући и собну температуру. Испитивање је реализовано у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу и Војно техничком институту у Београду. Верификација резултата испитивања је спроведена нумеричким симулацијама у програмском пакету LS-DYNA [28].

### 7.4.1 Методологија и уређаји за испитивање затезањем на повишеним температурама

Експериментално одређивање криве течења епрувета основног материјала и епрувета са завареним спојем реализовано је на сервохидрауличном уређају за статичка и динамичка испитивања SHIMADZU. Исти уређај је коришћен и при реализацији осталих испитивања, уз коришћење додатне опреме за загревање епрувете и мерење деформације при повишеним температурама. Додатну опрему чине:

- Дводелна комора (слика 7.44а),
- Контролер за управљање температуром, (слика 7.44б) и
- Екстензиометар за рад на повишеним температурама EPSILON 3548-025M-050-ST (слика 7.45).



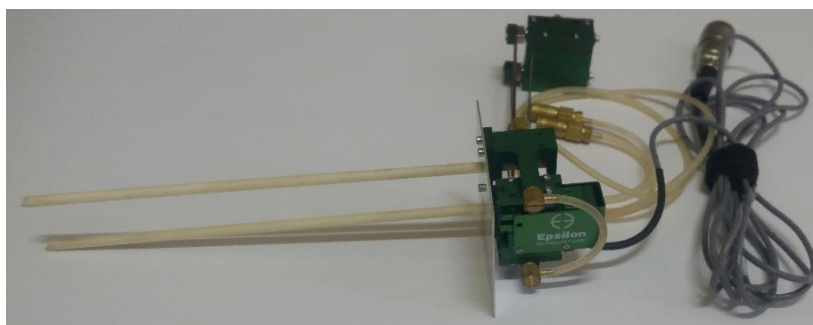
а)



б)

Слика 7.44 Додатна опрема за испитивање на повишеним температурама: а) Комора за загревање узорака и б) контролер коморе

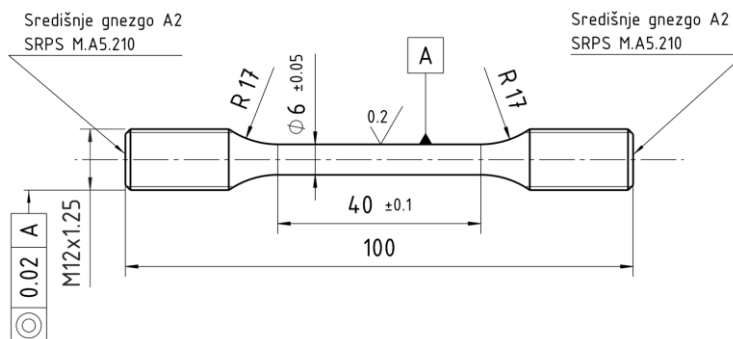
Остваривање жељене температуре испитивања је реализовано помоћу температурне коморе за загревање, која је саставни део сервохидрауличног уређаја за стандардна статичка и динамичка испитивање материјала. Комора поседује три грејача, који омогућавају грејање у три вертикалне зоне. Контрола грејања је аутоматизована употребом три идентична регулатора, по један за сваки грејач. Термопарови су коришћени за директно читавање температуре епрувете и носача унутар коморе. Код ових испитивања затезањем краткотрајним загревањем, директно је мерена сила затезања, ход затезања и деформација. За мерење деформације је коришћен екстензиометар за рад на повишеним температурама. Изабрана брзина деформације је  $5e^{-4} s^{-1}$ , која одговара брзини покретне главе кидалице од  $0,02 mm/s$ . Методологија, поступак и остали услови експерименталног испитивања су изведени у складу са међународним стандардом за испитивање материјала на повишеним температурама ISO 6892-2 [115].



Слика 7.45 Екстензиометар за рад на повишеним температурама EPSILON 3548-025M-050-ST

## 7.4.2 Испитивање затезањем на повишеним температурама

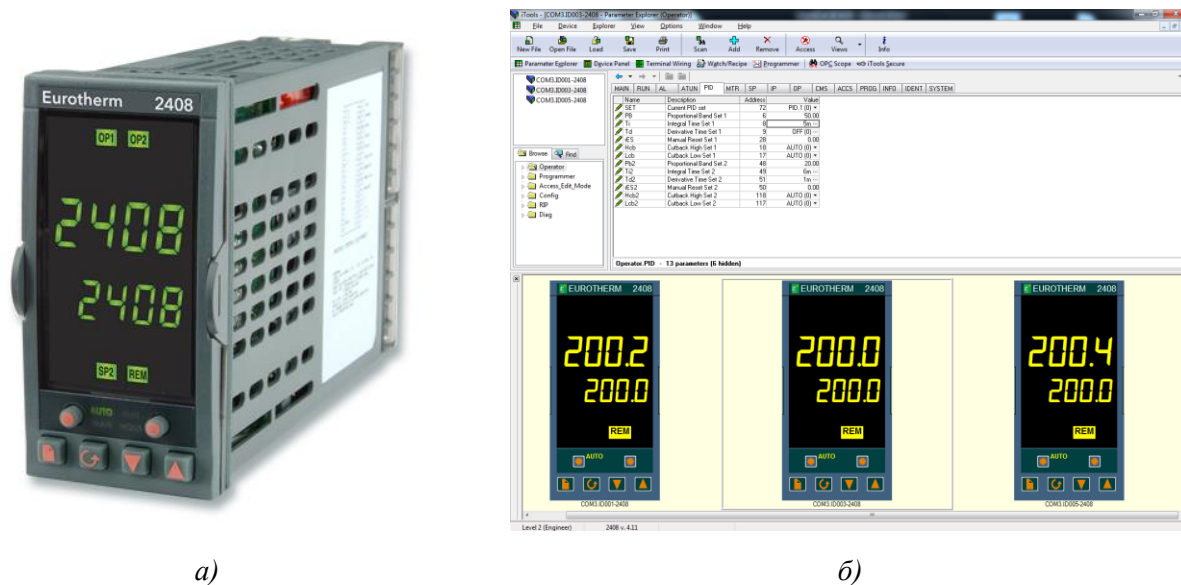
Епрувете основног материјала и епрувете са завареним спојем су димензионо идентичне, слика 7.46. Код епрувета са завареним спојем, заварени спој се налази у средини мерне дужине епрувете. Епрувете су прилагођене носачима сервохидрауличног уређаја предвиђени за рад на повишеним температурама. Претходним испитивањем епрувета на собној температури, извршена је провера чврстоће носача, односно да ли се реализацијом експеримента на максималној температури не угрожава његова чврстоћа. За испитивања на повишеним температурама, била је неопходна употреба система воденог хлађења носача. На тај начин је омогућено додатно хлађење носача епрувете и екстензиометра, а самим тим, безбедан и поуздан рад.



Слика 7.46 Димензије и облик епрувете

Коришћена комора за загревање је дводелна, са по три грејача у сваком делу и са по три термopара типа К за мерење температуре до 1200 °C. Опсег радне температуре који је могуће остварити у комори се креће од собне температуре до 1000 °C. Комора не поседује вентилатор или неки други измењивач топлоте који би омогућио одвођење топлоте, односно хлађење. Грејачи су распоређени симетрично у односу на хоризонталну раван симетрија, са циљем да обезбеде хомогено температурно поље унутар коморе. Због чињенице да се топлији ваздух креће навише, грејачи су укључивани појединачно од доњег ка горњем, чиме је омогућен смањен међусобни утицај грејача и брже достизање жељених температура.

За управљање грејачима у комори је коришћен регулатор EURO THERM 2408, слика 7.47а, по један за сваки грејач, који заједно чине једну управљачку целину. У основи сваког регулатора је PID регулатор. Његово повезивање са другим регулаторима је могуће помоћу интерног модула за RS485 комуникацију. Задавање параметара PID регулатора, жељених температура и комплетан мониторинг параметара је омогућено повезивањем контролера са РС рачунаром и коришћењем софтверског пакета iTOOLS, слика 7.47б. Комуникација контролера са рачунаром је остварена помоћу USB-RS485 конвертора. Софтверским пакетом је вршено снимање промене температуре током времена до задате вредности, као и ангажоване снаге сваког грејача појединачно.



Слика 7.47 Управљање грејачима у комори: а) PID регулатор EURO THERM 2408 и б) софтверски пакет iTOOLS

Мерење деформације је реализовано помоћу екстензиометра за рад на повишеним температурама EPSILON 3548-025M-050-ST, слика 7.45, који се у комору уграђује у хоризонталном положају, слика 7.48а. Мерна дужина екстензиометра је 25 mm, са могућношћу примене мерења од радне температуре узорка и околине до 1200 °C. Мерење деформације се остварује помоћу керамичких штапова који су једним крајем чврсто везани за екстензиометар, а другим крајем ослоњени на епрувету. Дизајн екстензиометра је такав да је омогућено да се помоћу еластичних елемената оствари одговарајући притисак слободних крајева керамичких штапова на епрувету чиме је спречено њихово проклизавање током мерења, што позитивно утиче на поузданост и тачност резултата испитивања. Због могућих високих радних температура, као заштиту од прегревања и оштећења, екстензиометар поседује систем воденог хлађења, слика 7.48б.



а)



б)

Слика 7.48 Уграђен екстензиометар на комори: а) пре загревање и б) за време загревања са укљученим системом воденог хлађења

У табели 7.11 су приказане неке од основних карактеристика коморе, PID регулатора и екстензиометра који су коришћени за реализацију програма испитивања.

Табела 7.11 Основне карактеристике коморе, PID регулатора и екстензиометра

1		2		3	
Комора		PID регулатор		Екстензиометар	
Произвођач	SHIMADZU	Произвођач	EUROTHERM	Произвођач	EPSILON
Модел	ERO 9/36 К	Модел	2408	Модел	3548-025M-050-ST
Тип	Електроотпорна, дводелна	Број регулатора	3	Мерна дужина	25 mm
Број грејача	3			Класа тачности (ASTM E83)	Б-1
Снага грејача	700 W			Мерни опсег	12.5 mm -2.5 mm
Максимална температура	1000 °C			Максимална температура	1200 °C
Тип термопарова	NiCr-Ni				

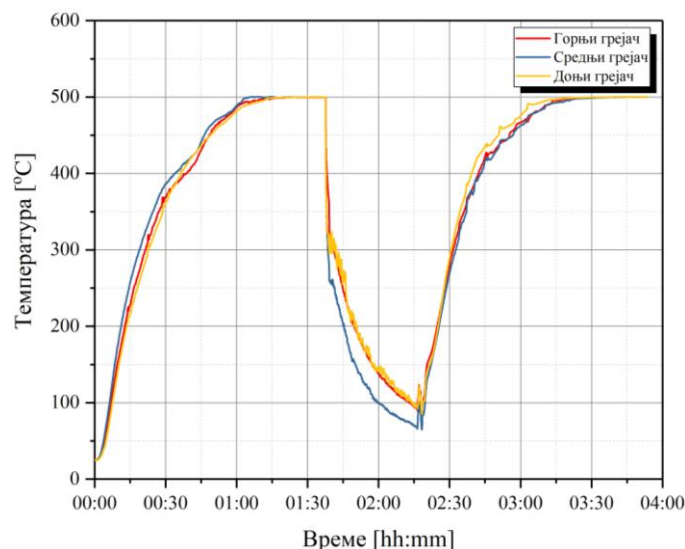
Измерене вредности силе, померања, деформације и температуре су директно читаване на РС рачунару и смештане у исту ASCII датотеку. Оваквим начином снимања података, омогућена је њихова каснија обрада.

Опште карактеристике сваког појединачног испитивања епрувета:

- Испитивање појединачних узорака је извршено затезањем после достизања жељене температуре.

- Загревање је извршено у атмосфери околног ваздуха.
- Директно мерење температуре епрувете је извршено помоћу средњег термопара. Горњим и доњим термопаром вршено је мерење температуре у носачима епрувете.
- Температура испитивања је била у границама од  $\pm 2$  °C у односу на задату вредност.
- Екстензиометар је позициониран на почетку сваког испитивања, а накнадно сетован на нулту вредност после достизања жељене температуре.
- Извршена је корекција почетног стања због утицаја температурне дилатација (ручно растерећење).
- Да би се елиминисао утицај зазора у навојима алата и епрувете, као и осталих утицајних фактора, извршено је почетно преднапрузање епрувете.
- Минимално држање епрувета на задатој температури је 30 минута (престанак дилатације епрувете која се констатује после престанка раста силе притиска коју читава главни давач силе кидалице) када је постигнуто уједначено температурно поље свих елемената (носача, епрувете, екстензиометра).
- Стационарно стање је постигнуто када су топлотни губици изједначени са топлотом коју емитују грејачи при жељеној температури.
- Да би се смањио утицај ослобођене топлоте при затезању, брзина покретне главе кидалице је  $0,02 \text{ mm/s}$ .

Промена температуре у комори у зони горњег носача, епрувете и доњег носача је приказана на слици 7.49 за испитивање на максималној температури од 500 °C. Дијаграмом су приказана два циклуса загревања за две различите епрувете, које су испитиване у низу, једна за другом, због чега се уочава разлика у почетним температурама.



Слика 7.49 Промене температуре у зонама коморе за две различите епрувете

## 7.4.3 Резултати испитивања

### 7.4.3.1 Затезање

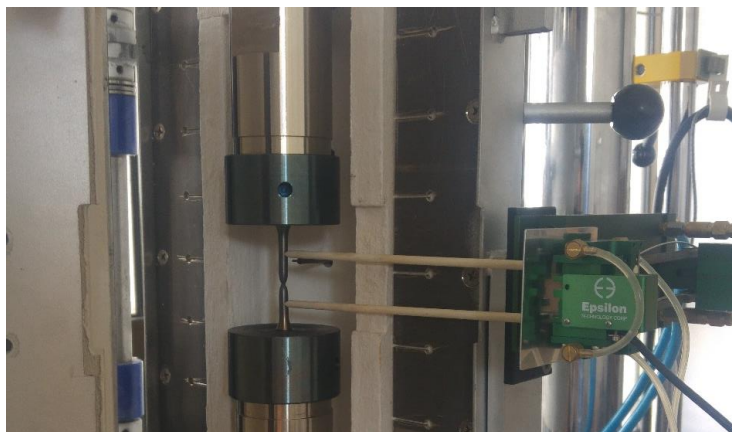
Испитивање затезањем на повишеним температура извршено је у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. За успешно испитивање на свакој температури, установљена су два основна критеријума за епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем који морају бити испуњени. То су:

- Минималан број успешно испитаних епрувета је два и



- Настанак и развој некинга треба да буде у централном делу мерног опсега екстензиометра, слика 7.50.

Резултати испитивања који нису испунили други критеријум, нису коришћени за одређивање механичких карактеристика. Ови резултати су коришћени за поређење силе затезања и оствареног хода главе кидалице са успешним резултатима испитиваних епрувета при истим температурама, са циљем потврде услова и тока испитивања. Мерна дужина на епруветама одговарала је мерној дужини екстензиометра и износила је 25 mm.



*Слика 7.50 Настанак и развој некинга унутар мерног опсега екстензиометра*

Обрада резултата мерења подразумевала је осредњавање измерених вредности испитивања при одговарајућој температури. Тако добијена средња вредност је коришћена за одређивање механичких карактеристика материјала и за поређење са резултатима нумеричких симулација.

Упоредни преглед епрувета након испитивања је приказан на слици 7.51. Епрувете су поређане по редоследу од најмање ка највећој температури испитивања, идућу с леве на десну страну сваке приказане групе епрувета. Визуелним прегледом је уочено да до промене површинске боје епрувета настаје од средње температуре испитиваног опсега, односно, од 300 °C и са њеним даљим повећањем.

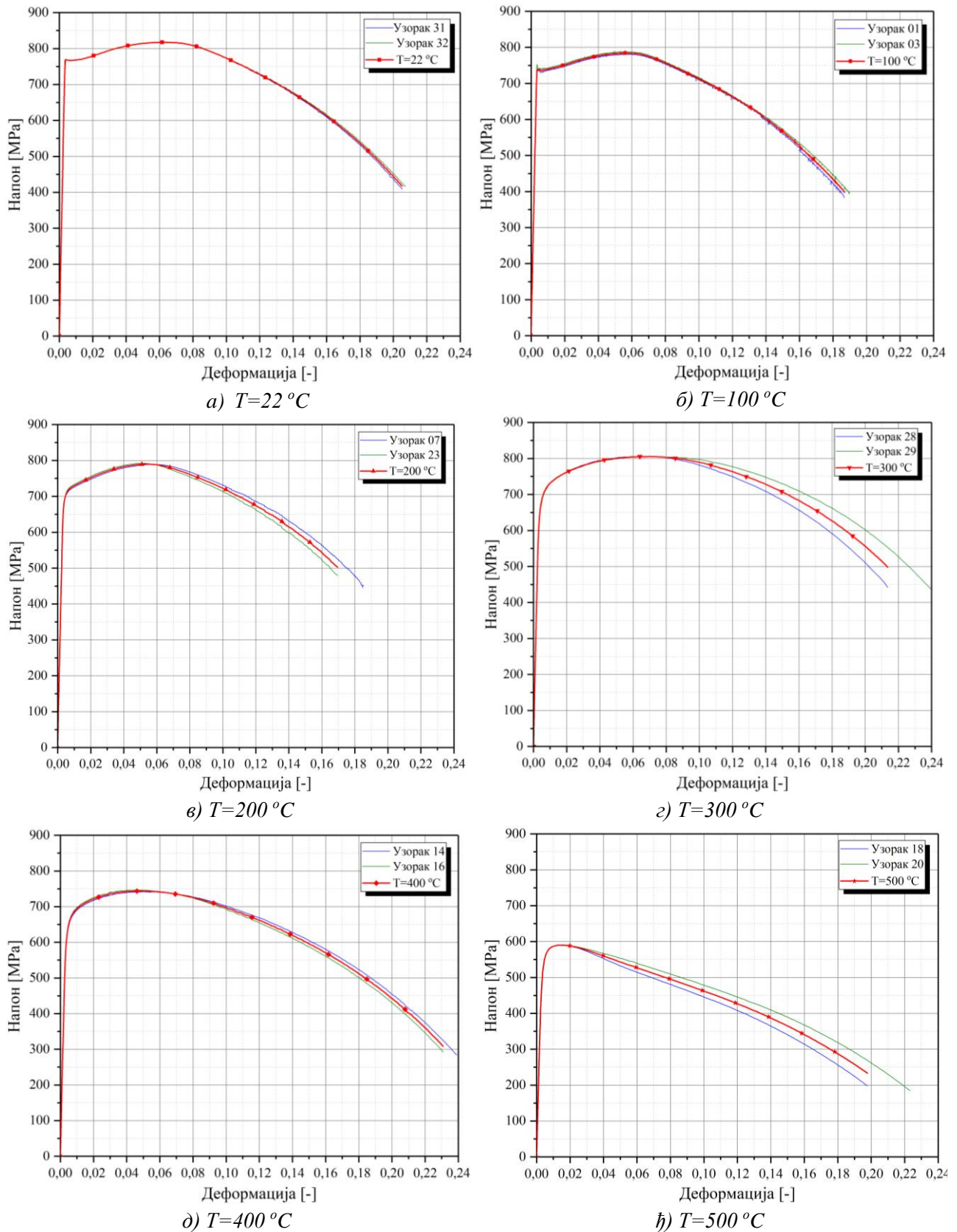


*Слика 7.51 Преглед епрувета након испитивања: а) Епрувете од основног материјала и б) епрувете са завареним спојем*

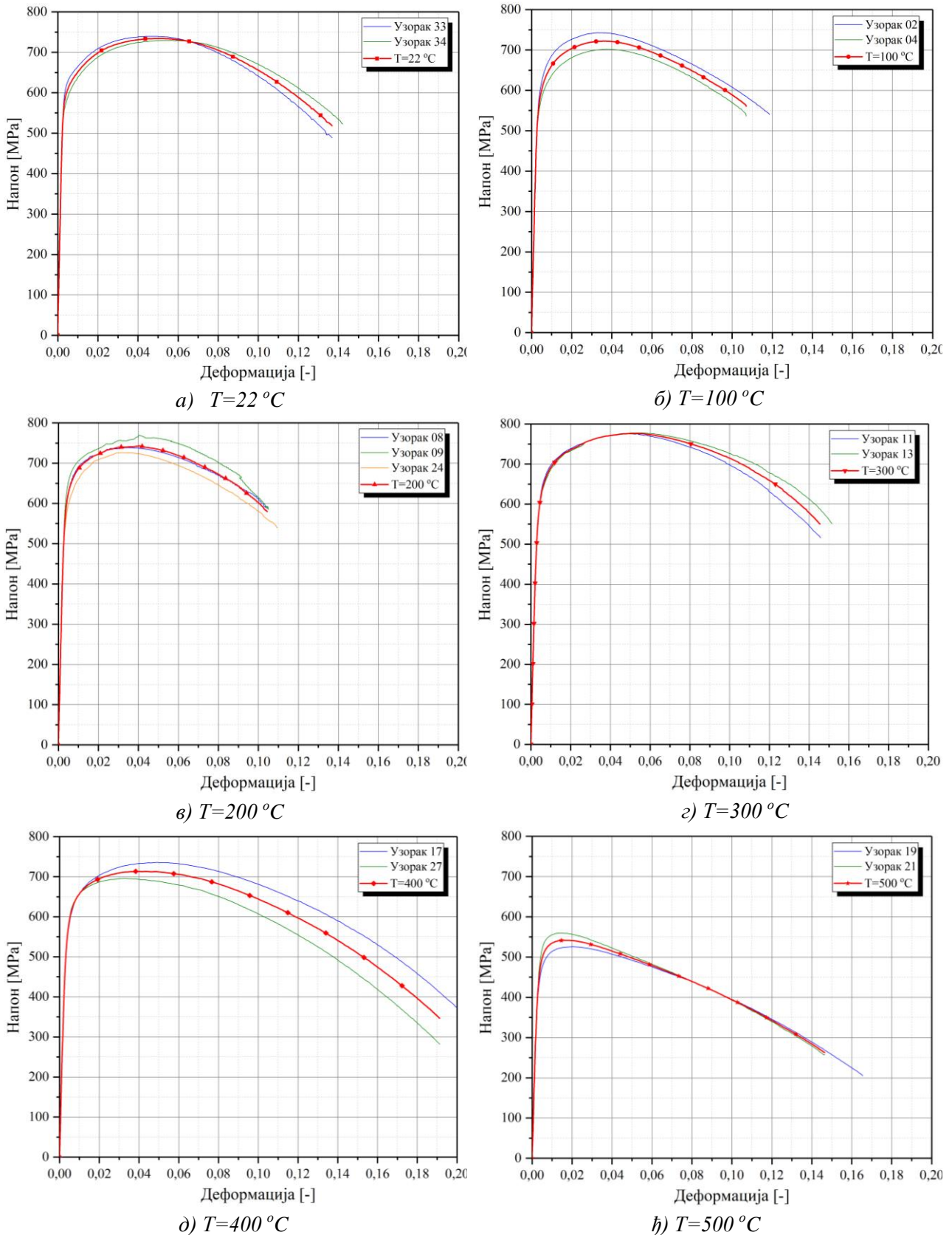
На слици 7.52 и слици 7.53 су приказане осредњене вредности зависности инжењерског напона од инжењерске деформације за епрувете од основног и епрувете са завареним спојем, респективно. Само у случају испитивања епрувета за завареним спојем при температури од 200 °C, за одређивање средње вредности коришћени су резултати испитивања три узорка.

Упоредни приказ резултата испитивања епрувета од основног материјала (ОМ) и епрувета за завареним спојем (MS) за сваку појединачну температуру је приказан на слици 7.54. На основу приказаних резултата, уочава се да постоји знатна разлика у чврстоћи епрувета са завареним спојем у односу на епрувете од основног материјала, као и да се та разлика смањује са порастом температуре испитивања.

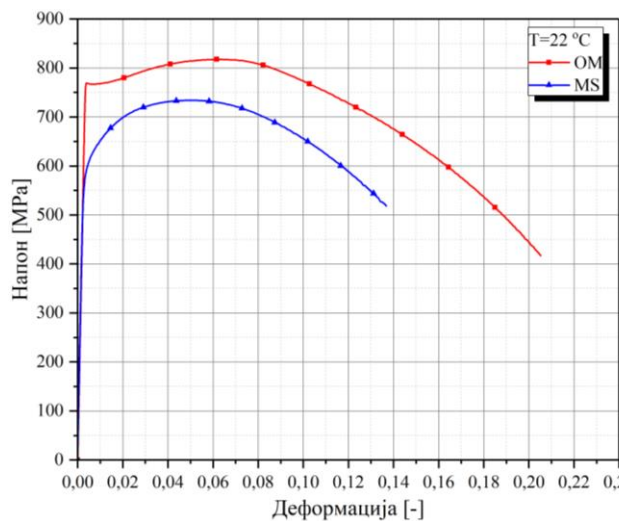




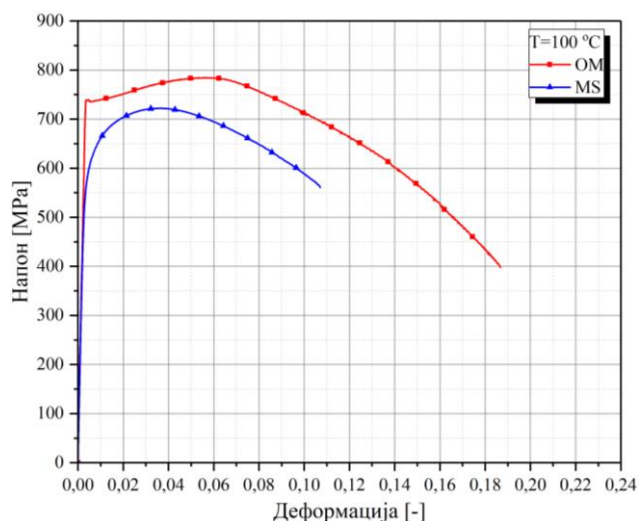
Слика 7.52 Осредњени резултати испитивања за сваку појединачну температуру за епрувете од основног материјала (ОМ)



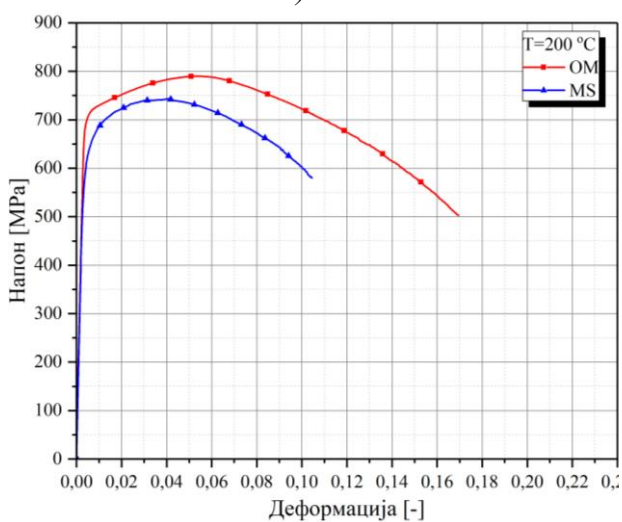
Слика 7.53 Осредњени резултати испитивања за сваку појединачну температуру за епрувете за завареним спојем (MS)



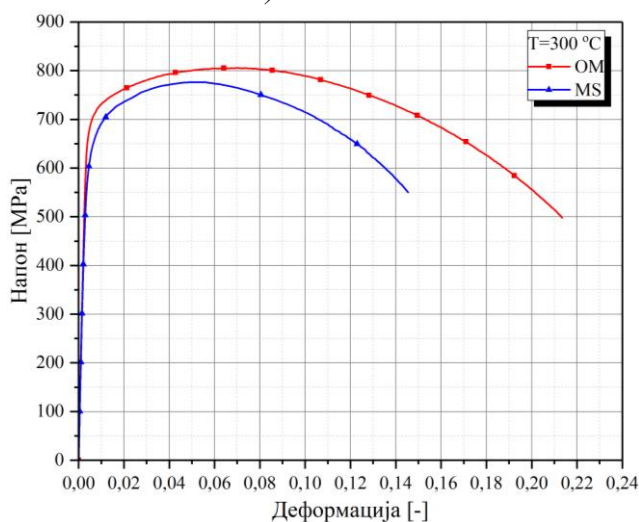
а)  $T=22\text{ }^{\circ}\text{C}$



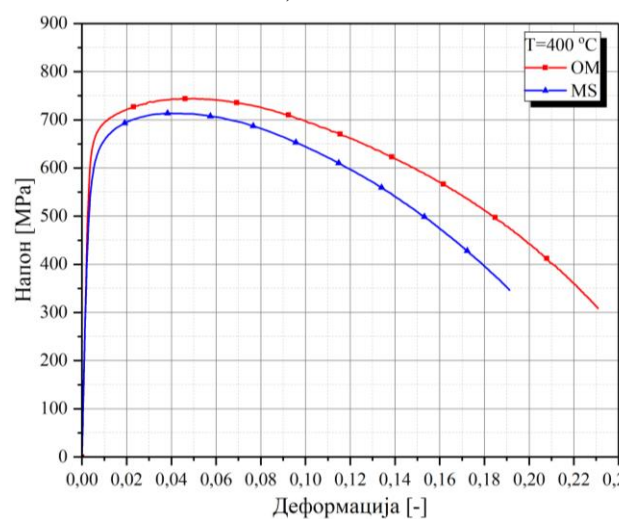
б)  $T=100\text{ }^{\circ}\text{C}$



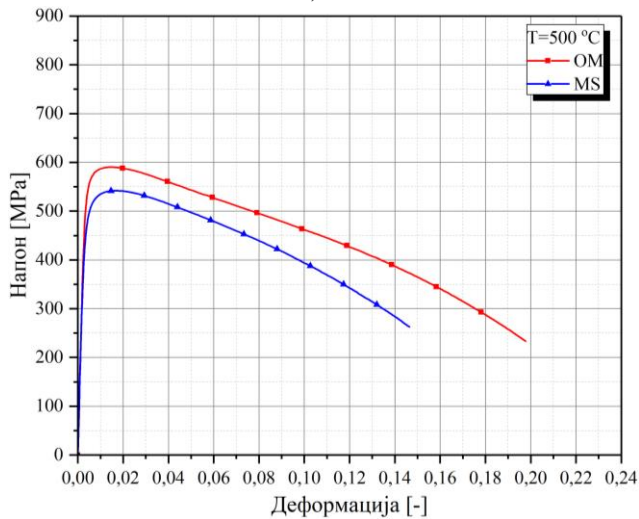
в)  $T=200\text{ }^{\circ}\text{C}$



з)  $T=300\text{ }^{\circ}\text{C}$



д)  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$

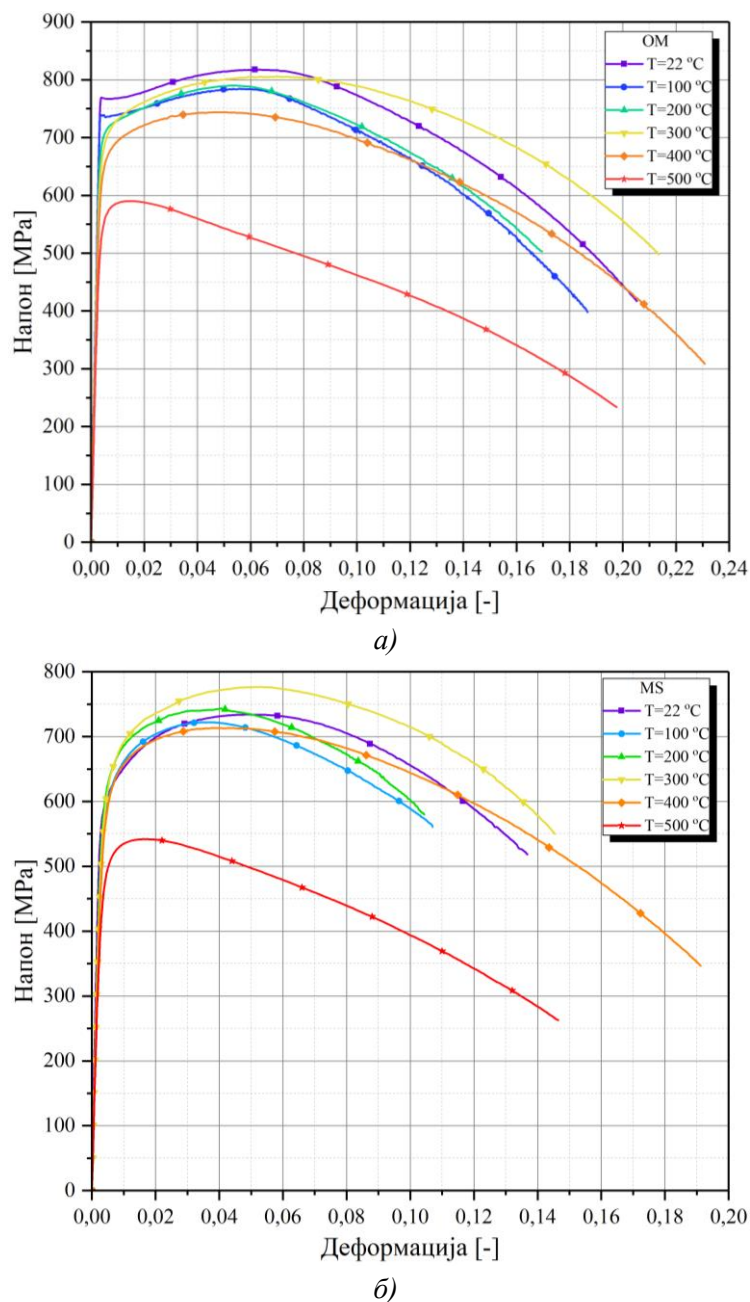


ђ)  $T=500\text{ }^{\circ}\text{C}$

Слика 7.54 Упоредни приказ резултата испитивања епрувета од основног материјала (ОМ) и епрувета за завареним спојем (МS) за сваку појединачну температуру



Збирни резултати су приказани у оквиру дијаграма на слици 7.55. Закључује се да при температурама већим од 400 °C долази до наглог пада чврстоће материјала за оба типа епрувета.

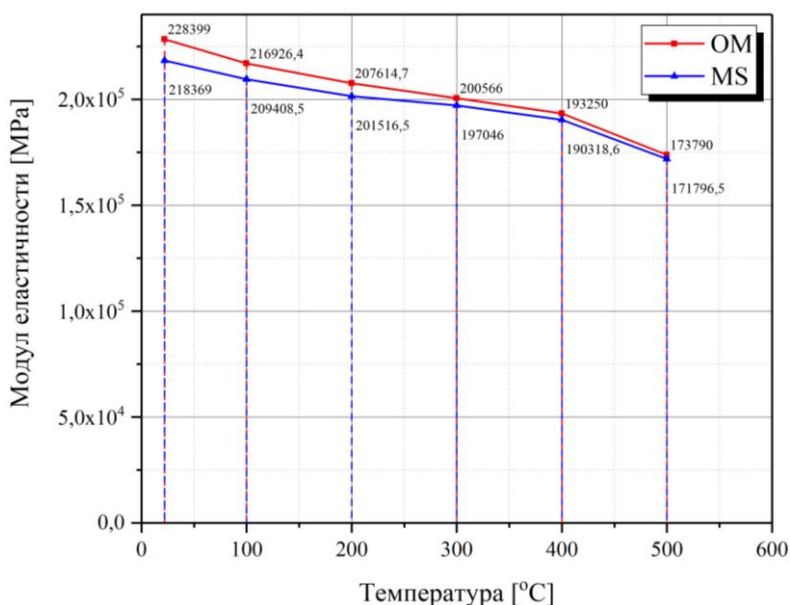


Слика 7.55 Упоредни приказ резултата испитивања за сваку појединачну температуру епрувета: а) од основног материјала (ОМ) и б) епрувета са завареним спојем (MS)

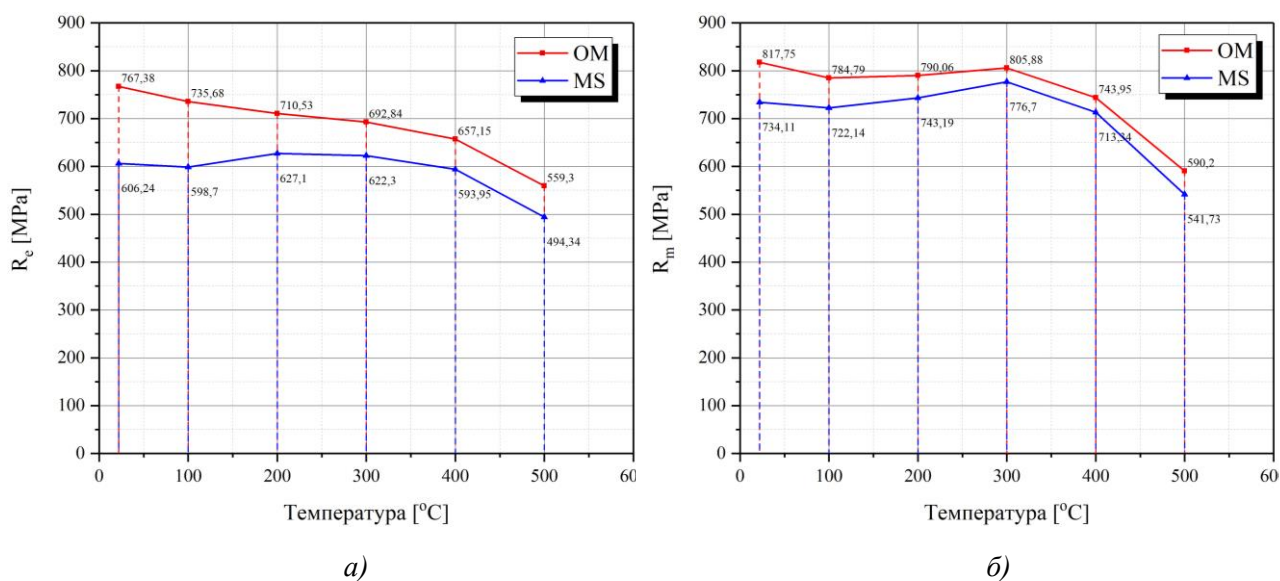
Промена модула еластичности као последица утицаја повишених температура за епрувете од основног материјала и епрувета са завареним спојем, приказана је на слици 7.56. На слици је уочљиво да са порастом температуре долази до смањења модула еластичности, за оба типа епрувете. Такође, порастом температуре, долази и до смањења разлике између модула еластичности епрувета од основног материјала и епрувета са завареним спојем.

Промена границе течења и затезне чврстоће је приказана на слици 7.57. Граница течења је једино јасно уочљива у случају испитивања епрувете од основног материјала на собној температури и на

температури од 100 °C, слика 7.54. За све остале температуре, за оба типа епрувете, граница течења је одређена као напон при којем је трајно издужење 0,2% првобитне мерне дужине. Уочљиво је да су на температурама од 200 °C и 300 °C вредности напона веће од вредности које одговарају собној температури за оба типа епрувете (осим границе течење епрувета од основног материјала, која се смањује са порастом температуре). Температурни опсег у коме се ова појава јавља је познат као *blue brittle* регион [153], [154]. Када су у питању угљенични челици, долази до пораста чврстоће и смањења издужења, слика 7.43, при загревању у овом температурном опсегу. Карактеристично за овај температурни опсег јесте да он представља и област у коме челици показују најмању осетљивост на брзину деформације, а максималну на брзину процеса деформационог старења.



Слика 7.56. Промена модула еластичности услед утицаја повишених температура за епрувете од основног материјала (OM) и епрувете са завареним спојем (MS)



Слика 7.57 Промена границе течења, а), и затезне чврстоће, б), услед утицаја повишених температура за епрувете од основног материјала (OM) и епрувете са завареним спојем (MS)

Преглед резултата испитивања механичких карактеристика епрувета од основног и епрувета са завареним спојем је приказан у табели 7.12. Методологија која је коришћена за одређивање ових механичких карактеристика је идентична као и у случају испитивања затезањем на собној температури.

На основу одређених механичких карактеристика, извршено је одређивање параметара ојачања криве течења за све температуре испитивања и за оба типа епрувета. Истовремено су одређени параметри за два облика криве ојачања, који су раније наведени. Резултати су приказани у табели 7.12.

**Табела 7.12** Механичке карактеристике материјала узорака на повишеним температурама

	1	2	3	4	5	6	7
	Температура [°C]	$E$ [MPa]	$R_e$ [MPa]	$\varepsilon_e$ [-]	$R_m$ [MPa]	$\varepsilon_m$ [-]	$A_5$ [%]
OM	22	228399,93	767,38	0,00536	817,75	0,06331	20,30
	100	216926,42	735,68	0,00539	784,79	0,05333	18,49
	200	207661,92	710,53	0,00549	790,06	0,05399	16,71
	300	200566,77	692,84	0,00545	805,88	0,07011	21,10
	400	193249,70	657,15	0,00540	743,99	0,04990	22,92
	500	173792,12	559,30	0,00520	590,20	0,01406	19,64
MS	22	218368,89	606,24	0,00478	734,11	0,04925	13,44
	100	209408,60	598,70	0,00486	722,14	0,03676	10,40
	200	201516,52	627,10	0,00502	743,24	0,04049	10,17
	300	197081,53	622,30	0,00516	776,70	0,05346	14,26
	400	190598,35	593,95	0,00512	713,34	0,04002	18,94
	500	171796,54	494,34	0,00488	541,73	0,01760	14,50
$E$ – модул еластичности					$R_m$ – затезна чврстоћа		
$R_e$ – напон на граници течења					$\varepsilon_m$ – деформација при макс сили		
$\varepsilon_e$ – еластична деформација					$A_5$ – издужење		

Одређивање експонента ојачања,  $n$  и коефицијента пропорционалности,  $K$ , је извршено у складу са стандардом Е646-2016. Према овом стандарду, параметри ојачања се односе на део експерименталне криве течења до појаве некинга, односно, до максималне силе затезања. Стандардом су дефинисане две методе, Метода А и Метода Б, у зависности од тога да ли се за одређивање параметара користи крива течења без еластичног дела деформације или се користи комплетна крива. Главни критеријум при одабиру методе, односи се на проценат еластичне деформације у односу на крајњу деформацију опсега криве течења за коју се одређују параметри ојачања. Према том критеријуму, еластична деформација не сме бити већа од 10% од крајње деформације изабраног опсега. У табели 7.13, у колони 2, приказане су методе које су могуће према овом критеријуму. Наравно, Метода А је прихватљива за све криве течења, тако да је за одређивање параметара ојачања изабрана она и код испитивања код којих је могућа Метода Б. Комплетна методологија, у дванаест корака, дефинисана је наведеним стандардном Е646-2016.

**Табела 7.13** Параметри ојачања за оба типа епрувете испитиваним на различитим температурама



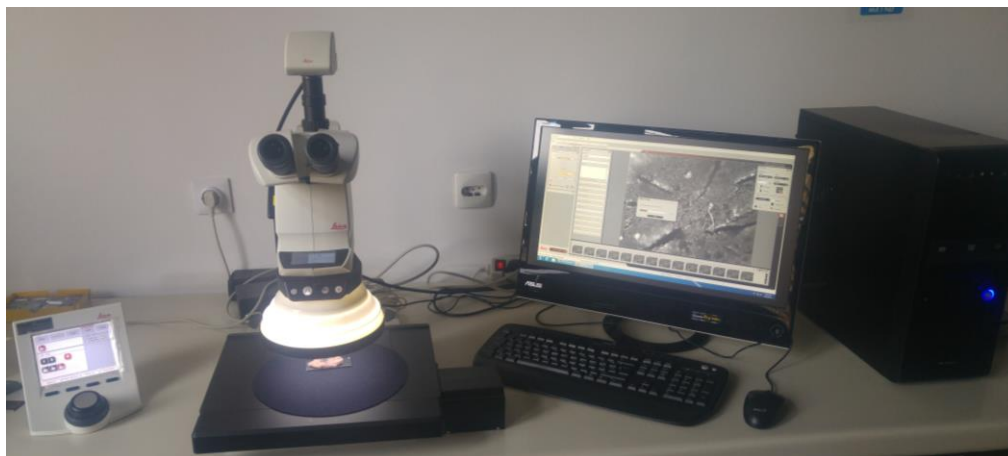
	1	2	3		4		
	Температура [°C]	МЕТОДА	$\sigma = K \varepsilon^n$		$\sigma = \sigma_{yy} + C_y \varepsilon^{n_y}$		
			$n$	$K$ [MPa]	$\sigma_{yy} = R_e$ [MPa]	$C_y$ [MPa]	$n_y$
OM	22	A/Б	0,05094	992,67	767,38	378,17	0,47080
	100	A	0,04616	936,61	735,68	333,76	0,44021
	200	A	0,05600	975,84	710,53	367,69	0,37422
	300	A/Б	0,06277	1015,74	692,84	407,37	0,32593
	400	A	0,05008	908,64	657,15	319,44	0,31324
	500	A	0,01893	652,04	559,30	123,05	0,26990
MS	22	A/Б	0,07597	976,28	606,24	428,12	0,32383
	100	A	0,06530	939,26	598,70	382,34	0,29238
	200	A	0,05719	934,01	627,10	357,78	0,28150
	300	A/Б	0,07117	1013,06	622,30	444,11	0,28037
	400	A	0,05787	900,13	593,95	349,61	0,27018
	500	A	0,02816	622,92	494,34	153,25	0,24962
$n$ – експонент ојачања					$C_y = \frac{R_m e^n - R_p}{\frac{R_m e^n}{n} - R_p}$		
$K$ – коефицијент пропорционалности					$n_y = \frac{R_m e^n}{R_m e^n - R_p} n$		

### 7.4.3.2 Макрофрактографска испитивања

Макрофрактографска испитивања су реализована у Војном техничком институту у Београду у Лабораторији за конструкционе и техничке материјале. Испитивања су извршена са циљем процене промене структурне грађе материјала епрувета од основног материјала и епрувета са завареним спојем, после извршених испитивања затезањем на повишеним температурама. Испитивање је извршено непосредно, на попречном пресеку места лома епрувета, односно, на преломним површинама.

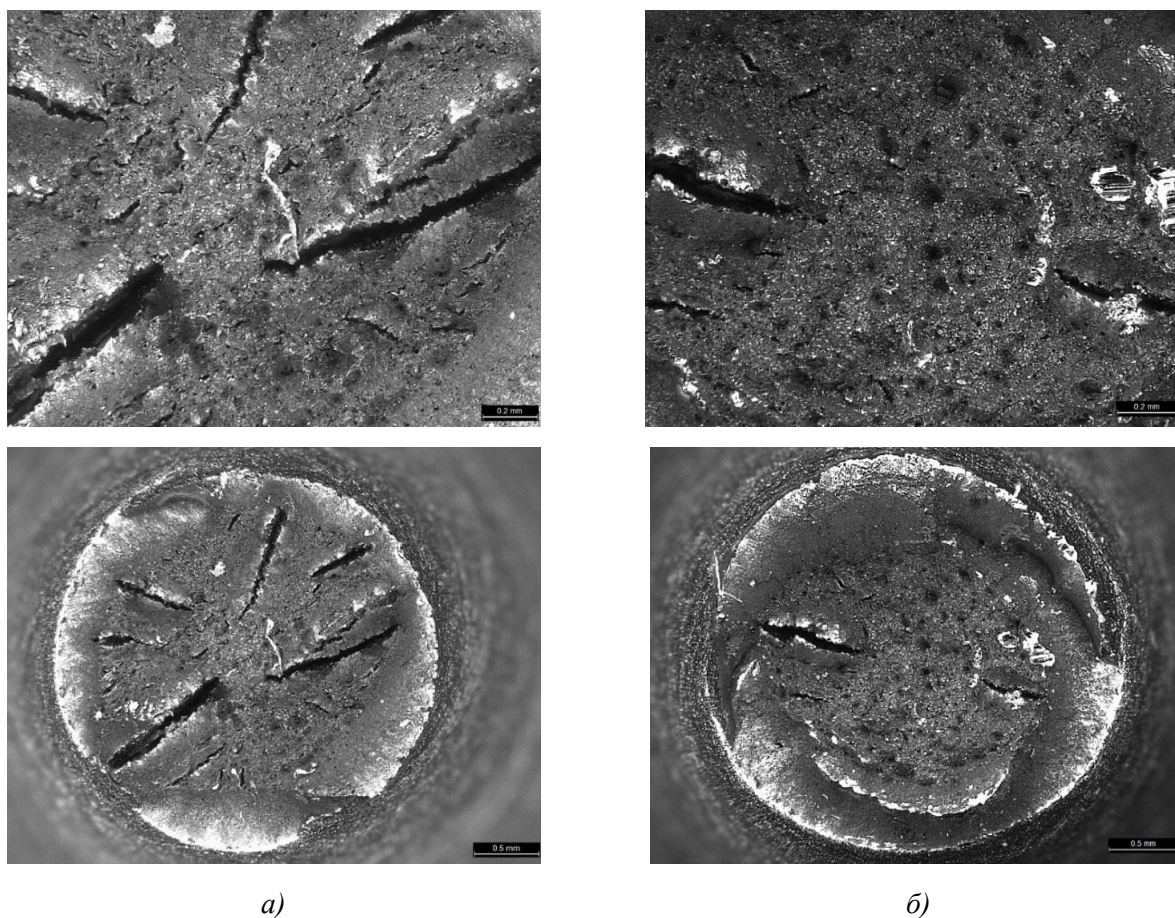
За макрофрактографску анализу преломних површина испитиваних епрувета на затезање је коришћен стерео микроскоп „Leica 205A“ са интегрисаном дигиталном камером Leica DFC 295. Рачунарским системом и софтвером за аквизицију података и обраду слике, интегрисан је комплетан систем у једну радну целину, слика 7.58.

Програмом испитивања обухваћене су оба типа епрувете, по једна за сваку температуру испитивања. Припрема преломних површина за макрофрактографску анализу се састојала од излагања истих струји компримованог ваздуха, третмана у ултразвучном купатилу у трајању од 10 минута на собној температури и после тога сушења у струји топлог ваздуха.



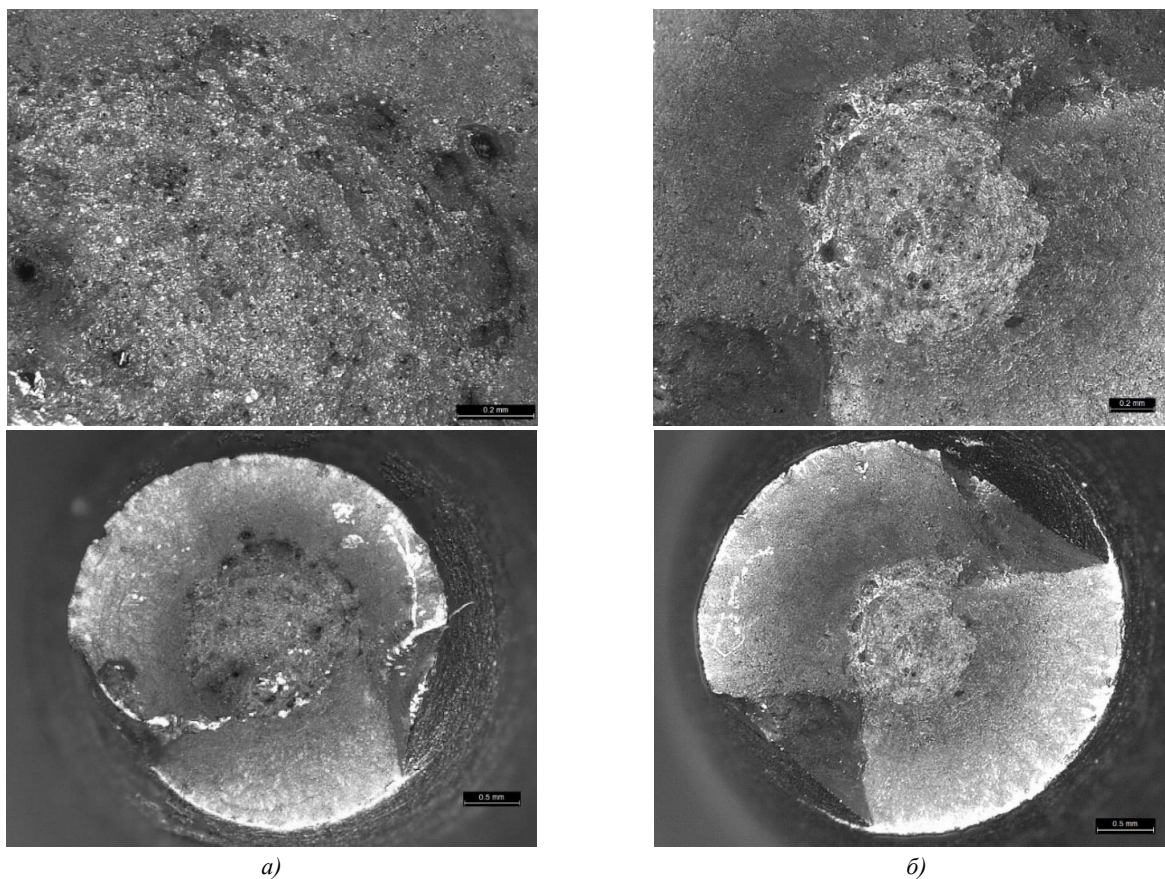
Слика 7.58. Микроскоп за скенирање узорака – Leica 205A

Преглед резултата макрофрактографских испитивања епрувета од основног материјала је приказан на сликама 7.59 до 7.61, док је преглед резултата епрувета са завареним спојем приказан на сликама 7.62 до 7.64. У оквиру прегледа, обухваћена су по два приказа са различитим увећањем. Једним увећањем је приказана комплетна преломна површина епрувете, а другим један увећан карактеристичан део исте.

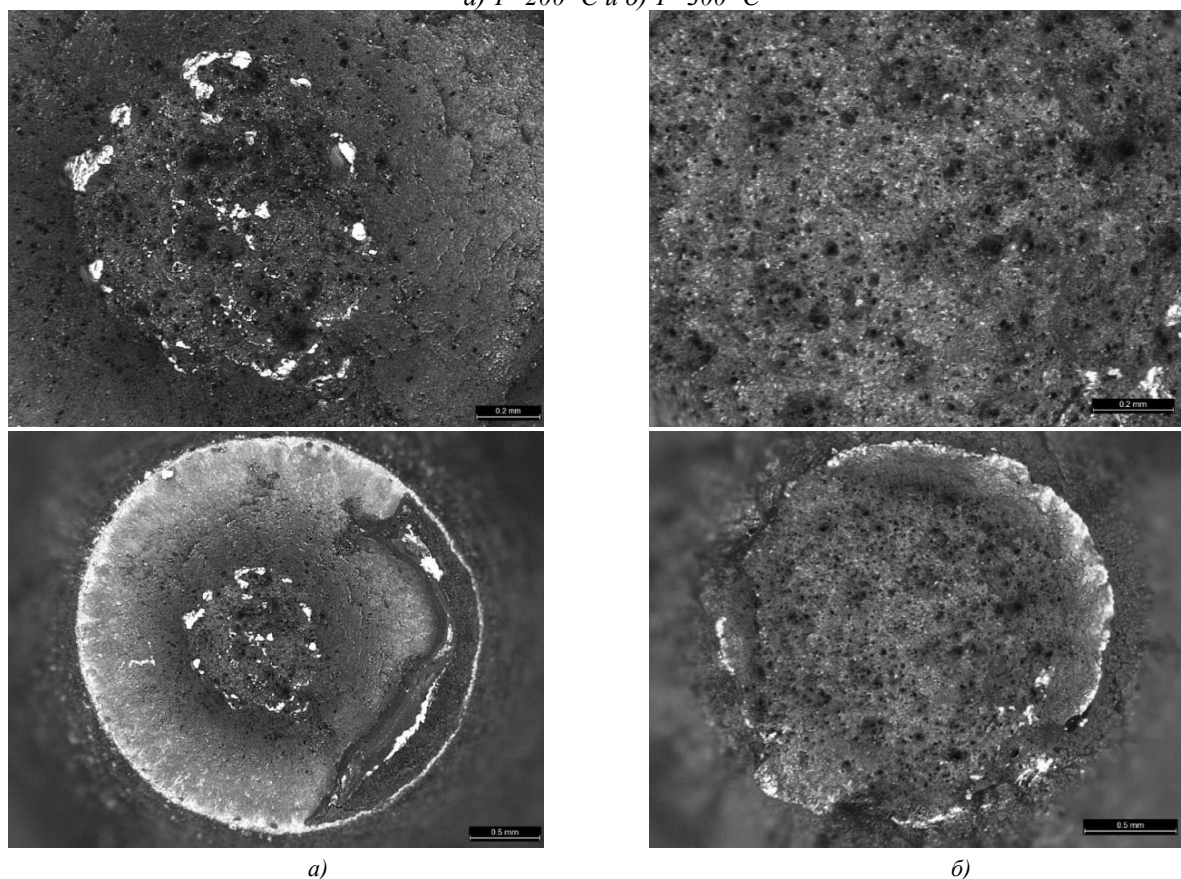


Слика 7.59 Макрофрактографски снимци епрувета од основног материјала:  
а)  $T=22\text{ }^{\circ}\text{C}$  и б)  $T=100\text{ }^{\circ}\text{C}$



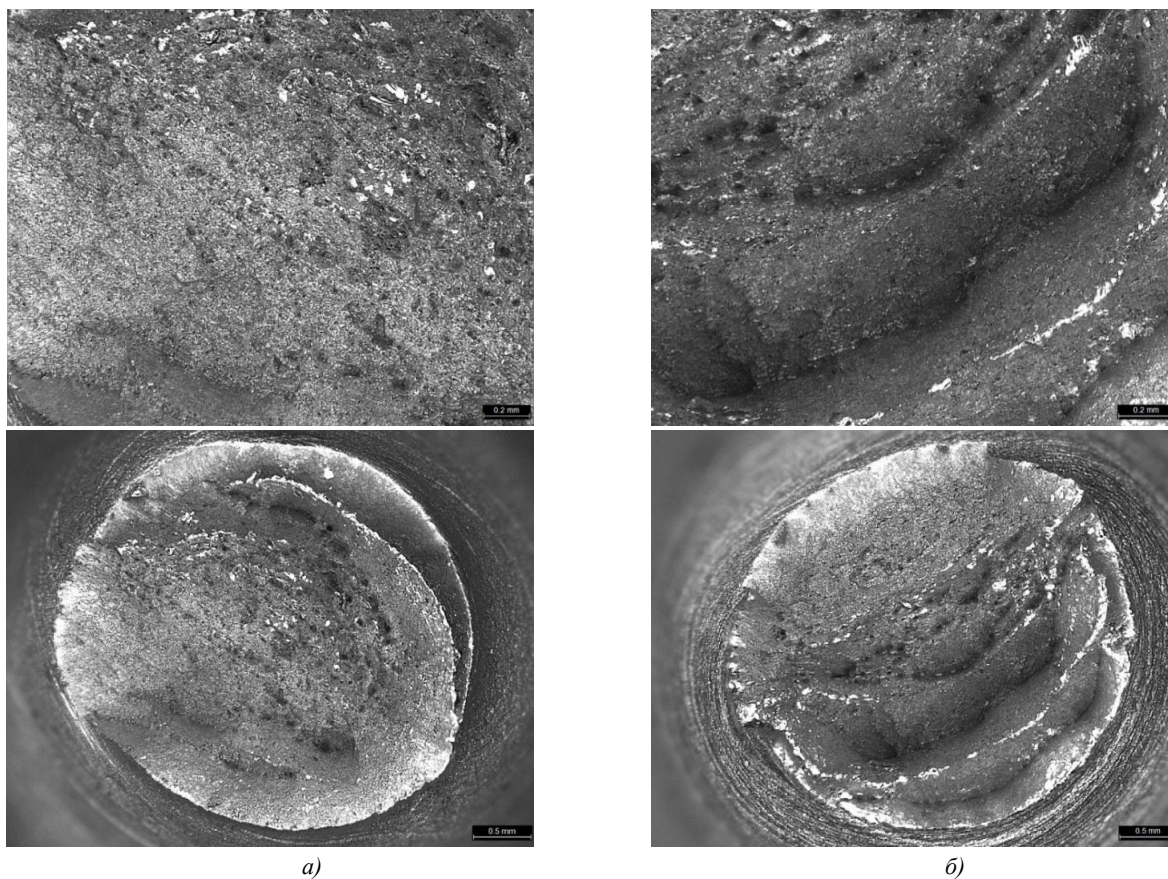


а) б)  
*Слика 7.60 Макрофрактографски снимци епрувета од основног материјала:  
а)  $T=200\text{ }^{\circ}\text{C}$  и б)  $T=300\text{ }^{\circ}\text{C}$*

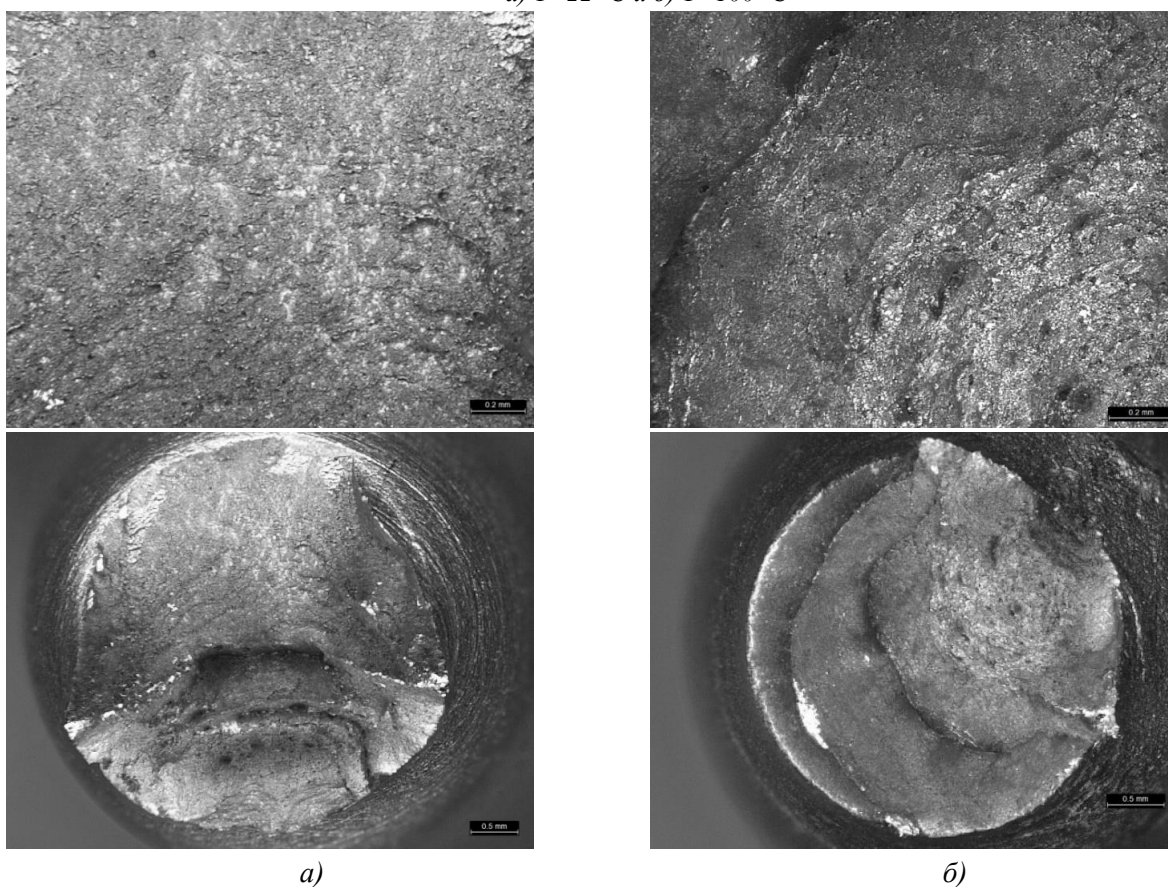


а) б)  
*Слика 7.61 Макрофрактографски снимци епрувета од основног материјала:  
а)  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  и б)  $T=500\text{ }^{\circ}\text{C}$*



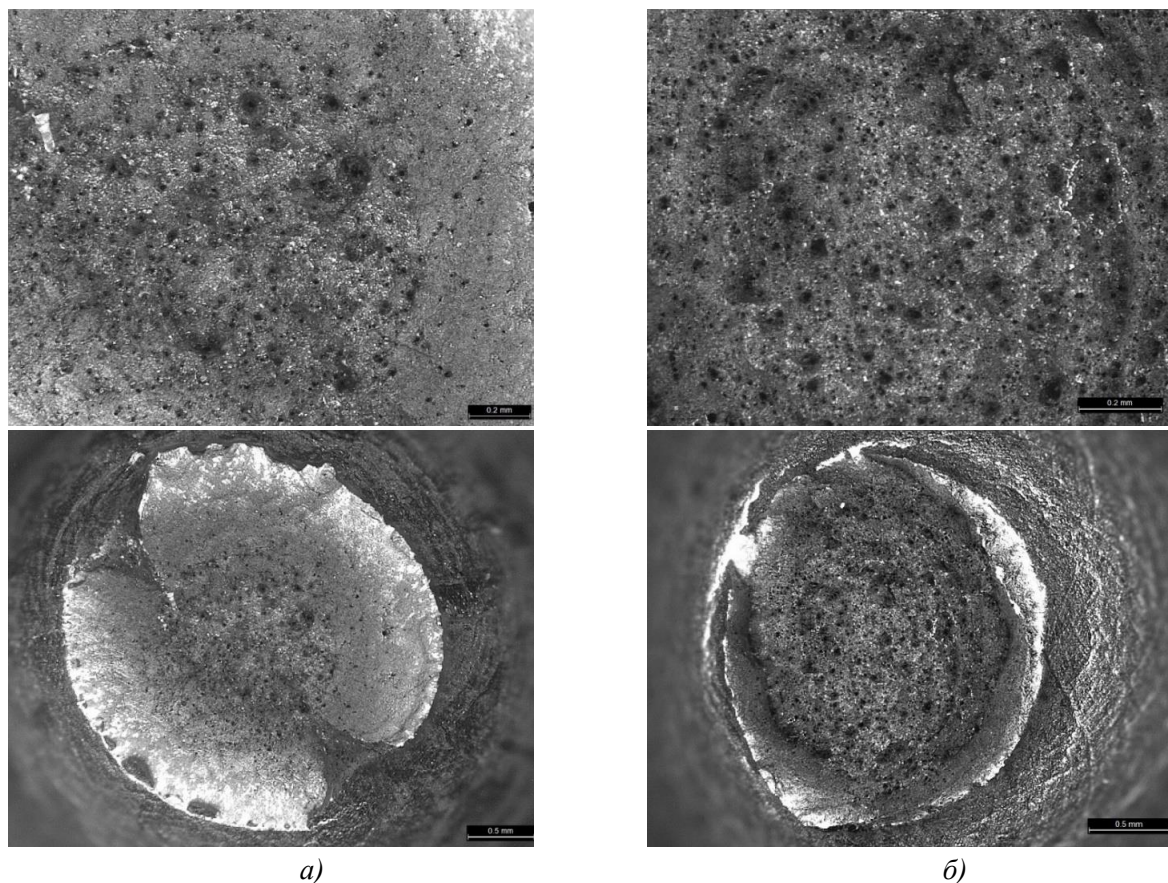


а) б)  
Слика 7.62 Макрофрактографски снимци епрувета са завареним спојем:  
а)  $T=22\text{ °C}$  и б)  $T=100\text{ °C}$



а) б)  
Слика 7.63 Макрофрактографски снимци епрувета са завареним спојем:  
а)  $T=200\text{ °C}$  и б)  $T=300\text{ °C}$





Слика 7.64 Макрофрактографски снимци епрувета са завареним спојем:  
а)  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  и б)  $T=500\text{ }^{\circ}\text{C}$

### 7.4.3.3 Оптичко 3D скенирање

Оптичко 3D скенирање је извршено у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. Скенирањем оба типа епрувета после лома, извршена је дигитална реконструкција тродимензионалне геометрије епрувете у тренутку непосредно пре настанка лома. Циљ овог дела испитивања на повишеним температурама био је да се одреде стварне пластичне деформације при којима долази до лома епрувета. С тим у вези, извршено је мерење најмањег попречног пресека епрувете на месту лома, на основу којег је одређена његова површина.

Опрема коришћена за скенирање је:

- 3D оптички систем ATOS CompactScan 5M и
- Стезни алат, слика 7.65



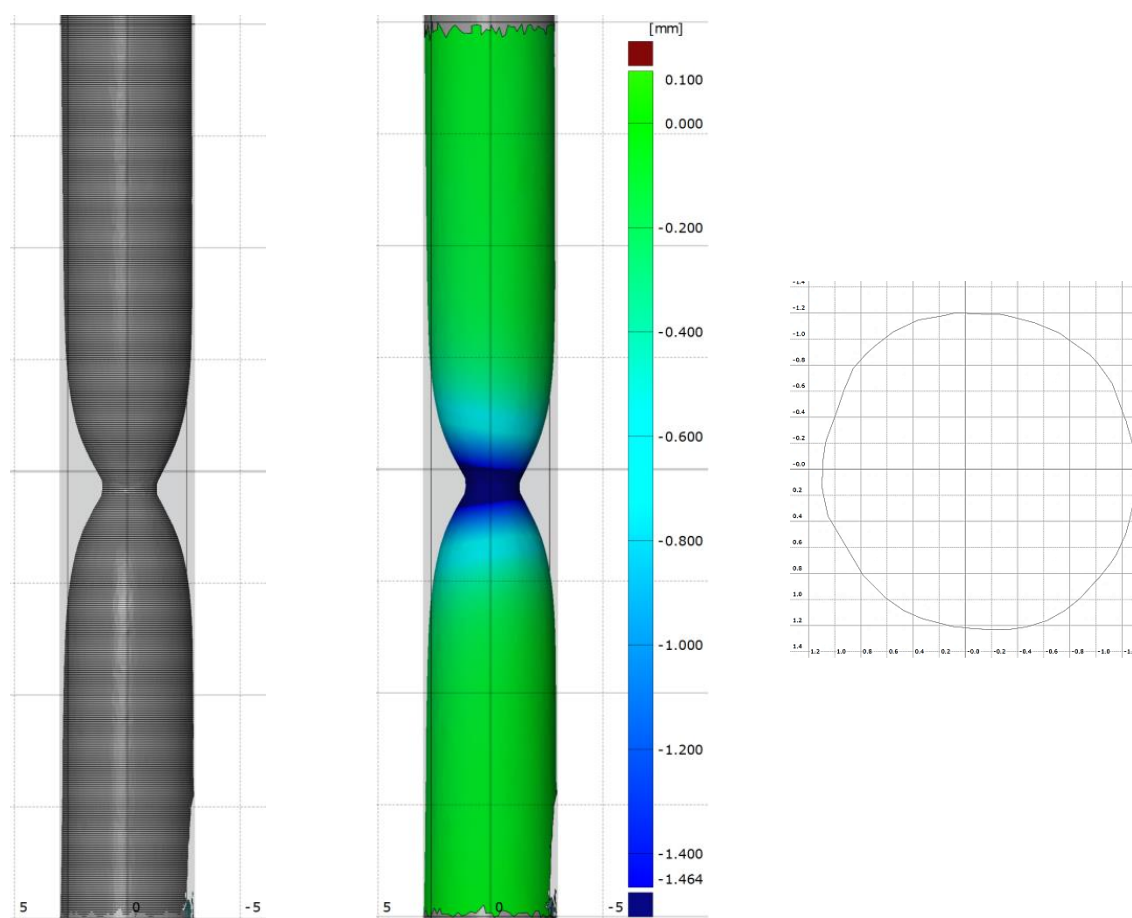
Слика 7.65 Стезни алат за довођење у контакт раздвојених делова епрувете преко преломних површина

За одређивање најмањег попречног пресека, раздвојени делови одговарајуће епрувете су помоћу стезног алата постављани у међусобни контакт на месту лома, спајањем њихових преломних површина. На тај начин су раздвојени делови доведени у стање непосредно пре лома, односно у стање које одговара наглом паду силе затезања.

Методологија примењена у овом делу испитивања епрувете на затезање, састоји се из следећих корака:

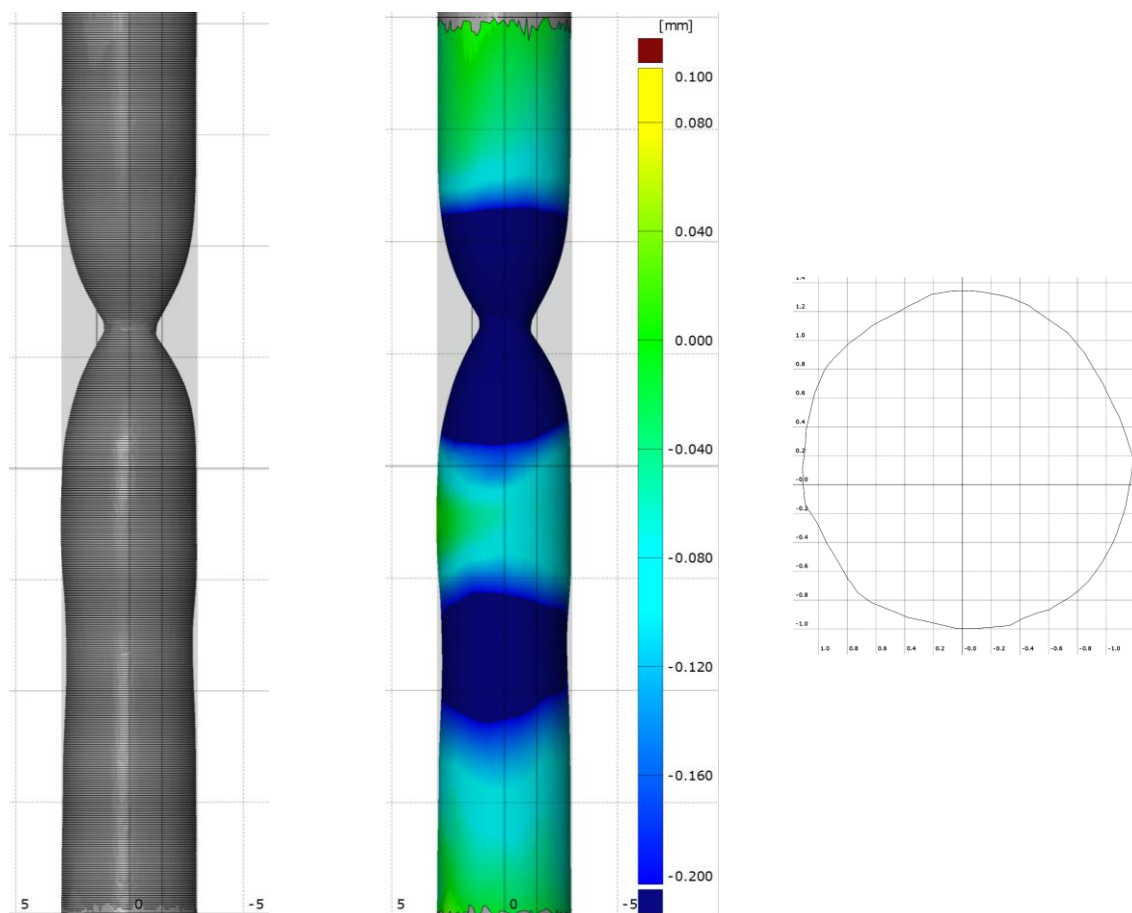
- Позиционирање раздвојених делова епрувете у стезном алату,
- Наношење белог праха  $TiO_2$  по површини епрувете у зони мерне дужине,
- 3D скенирање и генерисање дигиталног полигоналног модела и
- Обрада резултата скенирања.

Обрада резултата скенирања подразумевала је одређивање подужне осе симетрије дигитализованог модела епрувете, а затим њено поклапање са осом пројектованог модела епрувете. Да би се одредио најмањи попречни пресек у зони некинга, извршена је подела мерне дужине дигитализованог модела епрувете подеоним равнима управно на подужну осу симетрије епрувете. Изабрано међусобно растојање између равни је  $0,1\text{ mm}$ . На слици 7.66 и слици 7.67 су приказани генерисани дигитални полигонални модели епрувета са подеоним равнима и резултатима скенирања за епрувете од основног материјала и за епрувете са завареним спојем, респективно. Због обимности резултата испитивања, приказане су само епрувете после испитивања на температури од  $400\text{ }^\circ\text{C}$  (епрувете N° 14 и N° 27).



Слика 7.66 Подеоне равни и резултати скенирања испитане епрувете N° 14 од основног материјала на температури од  $400\text{ }^\circ\text{C}$





*Слика 7.67 Подеоне равни и резултати скенирања испитане епрувете № 27 са завареним спојем на температури од 400 °С*

Анализирајући резултате приказане на сликама, уочава се одступање центара профила попречног пресека у односу на усвојени координатни систем, односно осу епрувета, при чему је та разлика израженија код епрувете са завареним спојем. Могући разлог ове појеве, јесте локалитет настанка и даљег развоја лома епрувета. Други феномен који је уочљив, односи се на постојање другог некинга код епрувете са завареним спојем, али који је знатно мање изражен. Јасно је да се други некинг налази са супротне стране завареног споја, односно, да су оба некинга у зони утицаја топлоте.

Усвојена методологија је примењена на сваки испитиван узорак оба типа епрувета. Додатна обрада резултата се односила на осредњавање измерених вредности за сваку температуру појединачно, а за потребе даљих анализа. Резултати овог дела испитивања су приказани у оквиру табеле 7.14. Поред резултата оптичког скенирања, овом табелом је обухваћен преглед стања некинга, колона 8, унутар мерног опсега екстензиометра (нотација ОК) или ван мерног опсега екстензиометра (нотација NO), као и преглед епрувета које су испитиване на микроскопу, колона 9, са идентичном нотацијом. Графички приказ резултата испитивања и одређених стварних деформације лома је приказан на слици 7.68 за оба типа епрувета при свим испитиваним температурама. Уочљиво је да су најмање вредности деформације лома за температурни опсег од 200 °С и 300 °С, што је у складу са раније уоченим ефектом за овај температурни опсег. Такође, порастом температуре долази до смањења разлике између стварних пластичних деформација лома епрувета од основном материјала и епрувета са завареним спојем.

Табела 7.14 Преглед резултата стварне пластичне деформације лома епрувете добијеним оптичким скенирањем

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
	Р. Бр.	№	Темп [°C]	$R_0$ [mm]	$A_0$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{0_{sr}}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_f$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{f_{sr}}$ [mm <sup>2</sup> ]	$\varepsilon_{psf}$ [-]	Статус некинга	Микр оскоп
ОМ	1	31	22	5,91	27,432	27,759	6,522	6,372	1,4716	ОК	NO
	2	32		5,98	28,086		6,221			ОК	ОК
	3	1	100	5,95	27,805	27,618	6,271	6,542	1,4402	ОК	ОК
	4	3		5,91	27,432		6,812			ОК	NO
	5	5	200	6,05	28,747	28,163	8,303	8,350	1,2157	NO	NO
	6	6		5,95	27,805		8,729			NO	NO
	7	7		5,95	27,805		8,273			ОК	ОК
	8	22		6,04	28,652					NO	NO
	9	23		5,95	27,805		8,095			ОК	NO
	10	10	300	6,03	28,557	28,133	7,938	7,387	1,3372	NO	ОК
	11	12		6,01	28,368		7,667			NO	NO
	12	25		5,96	27,898		7,522			NO	NO
	13	26		5,94	27,711		7,612			NO	NO
	14	28		5,99	28,180		7,062			ОК	NO
	15	29		5,98	28,086		6,521			ОК	NO
	16	14	400	5,94	27,711	28,087	4,641	4,697	1,7884	ОК	ОК
	17	16		6,02	28,463		4,752			ОК	NO
	18	18	500	6	28,274	28,039	3,955	3,690	2,0279	ОК	NO
	19	20		5,95	27,805		3,425			ОК	ОК
MS	20	33	22	5,94	27,711	27,572	8,055	8,793	1,1428	ОК	NO
	21	34		5,91	27,432		9,530			ОК	ОК
	22	2	100	6,02	28,463	28,134	9,415	9,986	1,0357	ОК	ОК
	23	4		5,95	27,805		10,557			ОК	NO
	24	8	200	6,02	28,463	28,243	11,658	11,77	0,8750	ОК	ОК
	25	9		5,99	28,180		12,678			ОК	NO
	26	24		5,98	28,086		10,982			ОК	NO
	27	11	300	5,98	28,082	28,322	8,958	10,20	1,0207	ОК	ОК
	28	13		6,03	28,557		11,452			ОК	NO
	29	15	400	6	28,274	28,149	5,511	5,822	1,5757	NO	ОК
	30	17		6	28,274		5,403			ОК	NO
	31	27		5,96	27,898		6,553			ОК	NO
	32	19	500	5,99	28,180	28,274	3,931	4,478	1,8427	ОК	ОК
	33	21		6,01	28,368		5,024			ОК	NO

$R_0$  – почетни пречник епрувете

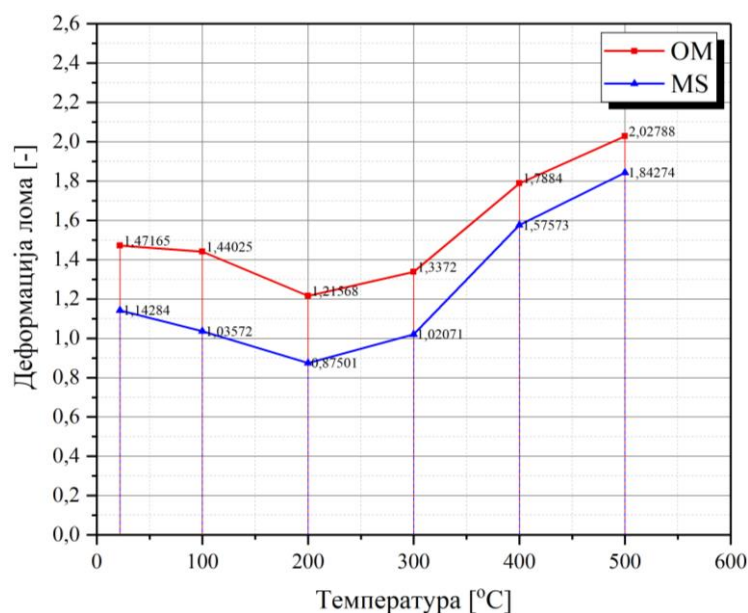
$A_0$  – почетна површина епрувете

$A_{0_{sr}}$  – средња почетна површина епрувете

$A_f$  – површина на месту лома епрувете

$A_{f_{sr}}$  – средња површина на месту лома епрувете

$\varepsilon_{psf} = \ln \frac{A_0}{A_L}$  – стварна деформација лома

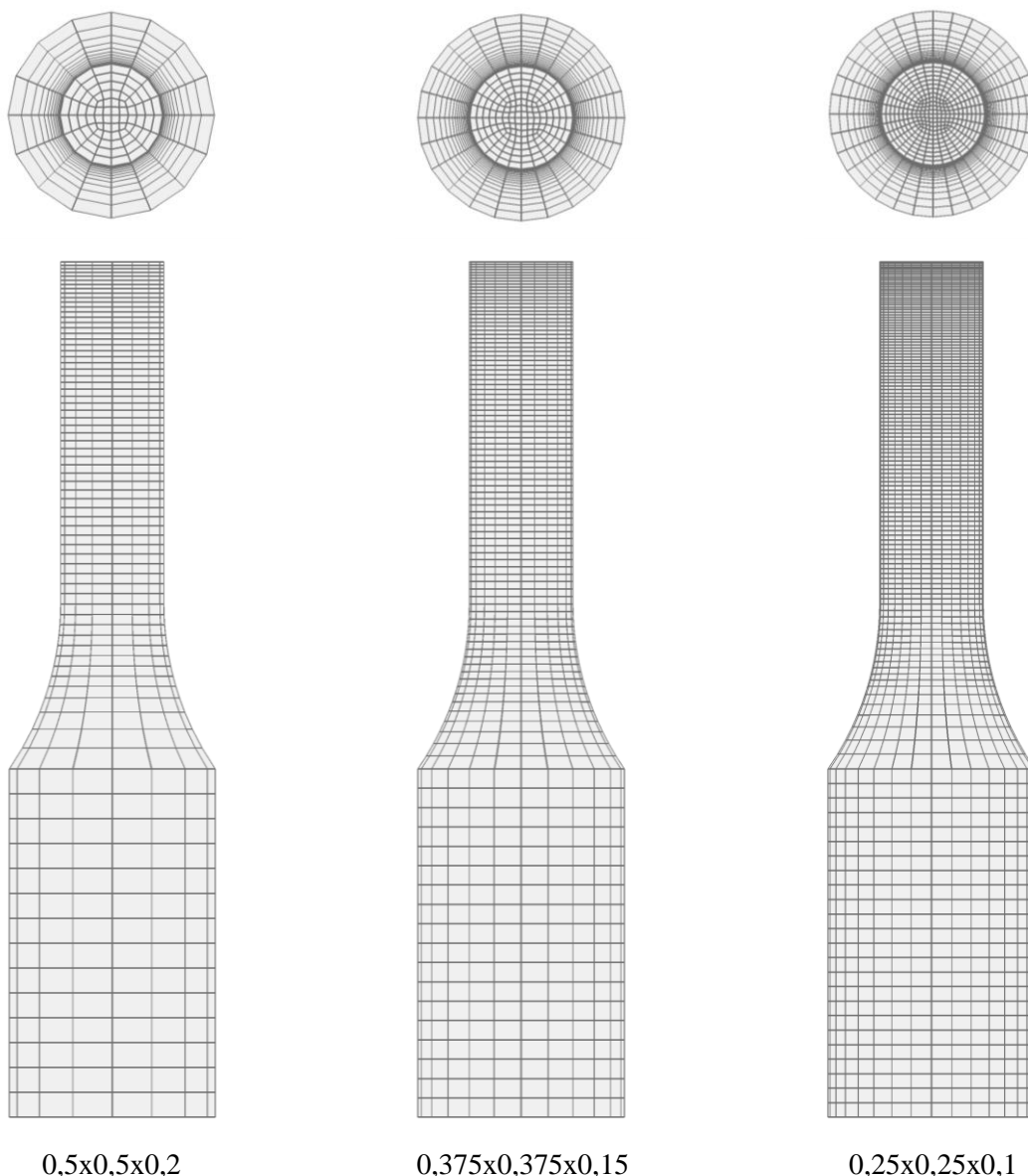


Слика 7.68 Стварна деформација лома при различитим температурама за епрувете од основног материјала (OM) и епрувете са завареним спојем (MS)

#### 7.4.4 Нумеричка верификација резултата испитивања на затезања

Да би се извршила провера механичких карактеристика које су одређене испитивањем затезањем епрувета од основног материјала и епрувета са завареним спојем на повишеним температурама, спроведена је њихова верификација нумеричким симулацијама. Циљ је био да се у потпуности понови процес испитивања на затезање употребом одређених параметара, како би се њихове вредности потврдиле и предложиле евентуалне корекције. Симулације су реализоване помоћу програмског пакета LS-DYNA, употребом алгоритама имплицитне интеграције. Упоредно су коришћена два материјална модела, са ознакама MAT\_018 и MAT\_098 [64]. Њихове једначине криве течења материјала одговарају раније објашњеним једначинама за које су одређени материјални параметри после обраде резултата испитивања на затезања епрувете на повишеним температурама. Овим материјалним моделима није обухваћено оштећење које настаје у реалним условима испитивања епрувета на затезање, већ нестанак елемената после достизања стварне деформације лома, а што се поклапа са већ изнетим у поглављу 7.3.

Први корак у верификацији резултата испитивања, односи се на дефинисање оптималне величине минималног 3D елемента за израду МКЕ модела епрувете, који треба да омогући поуздане резултате симулације уз прихватљиво време трајања исте. С тим у вези, изабране су три димензије минималног елемента за дискретизацију епрувете. Код овог елемента, најмања ивица се поклапа са подужном осом епрувете, имајући у виду чињеницу да се чворови елемената највише померају у правцу затезања. Такође, најмањи елемент се налази у централном делу епрувете, где се очекује попречно сужење после максималне силе затезања, односно, настанак некинга, а самим тим и лома епрувете. Идући ка крајевима епрувете, његова величина се постепено повећава, да би на месту везивања епрувете са носачем за испитивање, његова величина достигла максималну вредност. На слици 7.69 су приказане мреже за све три изабране величине минималног елемента. Приказане се половине епрувета са попречним пресецима на месту минималног елемента.



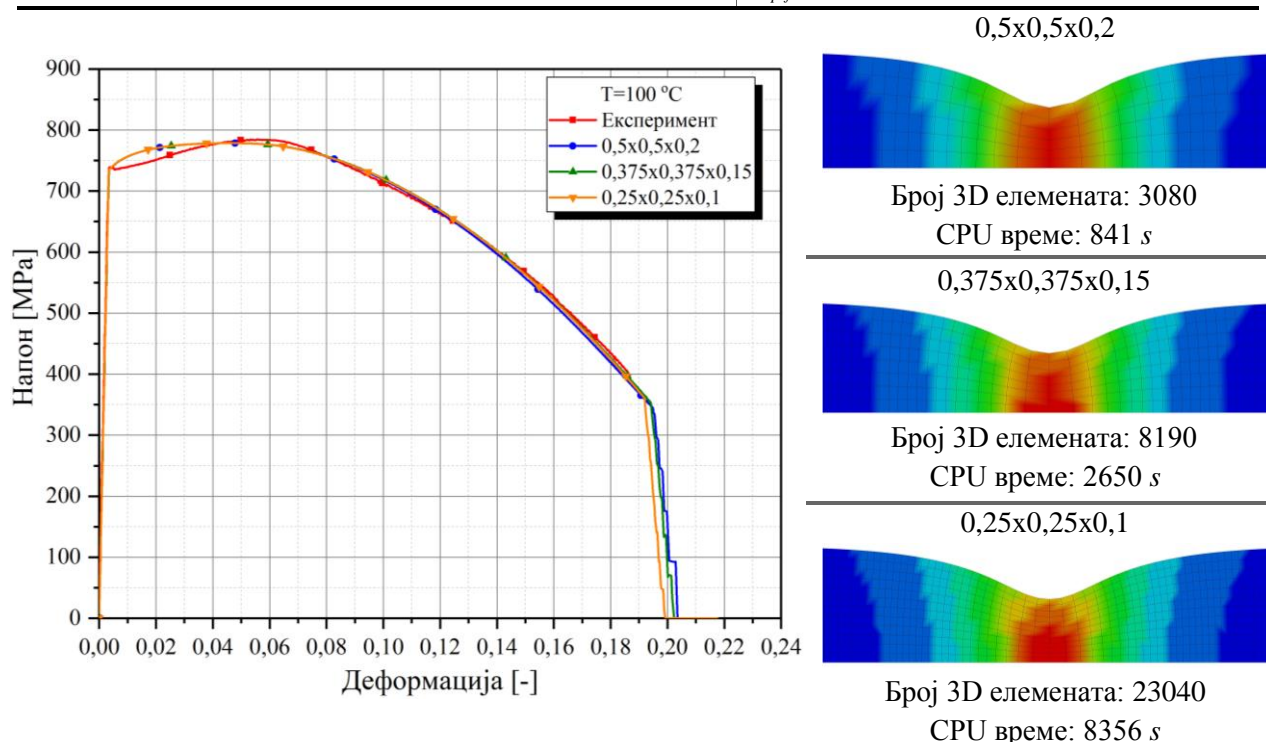
**Слика 7.69** Различите димензије минималног елемента

За одређивање оптималних димензија минималног 3D елемента, спроведена је серија симулација, користећи четвртине модела епрувета. Као меродавни, изабрани су улазни подаци о механичким карактеристикама епрувета од основног материјала добијени испитивањем на температури од 100 °C за материјални модел MAT\_018. У табели 7.15 су приказани параметри материјалног модела који су коришћени за наведену сврху. У симулацијама, модели епрувета у потпуности димензионо одговарају стварним епруветама коришћеним у експериментима. Такође, један крај епрувете је фиксиран, а другом се саопштава задато померање тако да се остварује брзина од 0,02 mm/s. Добијени резултати експеримента и симулација са различитим димензијама минималног елемента су приказани на слици 7.70, у оквиру упоредног дијаграма. На истој слици се налази приказ стања модела епрувета непосредно пре лома, са прегледом укупног броја 3D елемената, као и појединачним временима симулација за сваку димензију минималног елемента. Када је у путању деформација лома, најбољи резултати симулација су постигнути са најмањим елементима на месту настанка некинга. На основу овога се може закључити да би елементи реда величине металног зрна довели до резултата који би највише одговарали стварним резултатима експеримента. Ипак, моделирање 3D елемената на нивоу металног зрна би било знатно отежано, са великим бројем елемената који би неколико десетина пута повећали време трајања симулације.

На основу добијених резултата, приказаних у оквиру дијаграма, као и појединачног времена трајања симулација, усвојена је средња величина минималног елемента за даље потребе верификација.

**Табела 7.15** Материјалне карактеристике за епрувету од основног материјала – MAT\_018

	1	2	3	4	5	6	7	8
	Температура [°C]	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$E$ [MPa]	$\nu$	$K$ [MPa]	$n$	$R_e$ [MPa]	$\epsilon_{psf}$
<b>ОМ</b>	100	7,85e <sup>-9</sup>	216926,42	0,33	936,61	0,04616	735,68	1,4402
$\rho$ - густина $E$ – модул еластичности $\nu$ - Поасонов коефицијент					$K$ – коефицијент пропорционалности $n$ – експонент ојачања $R_e$ – граница течења $\epsilon_{psf}$ - стварна деформација лома			



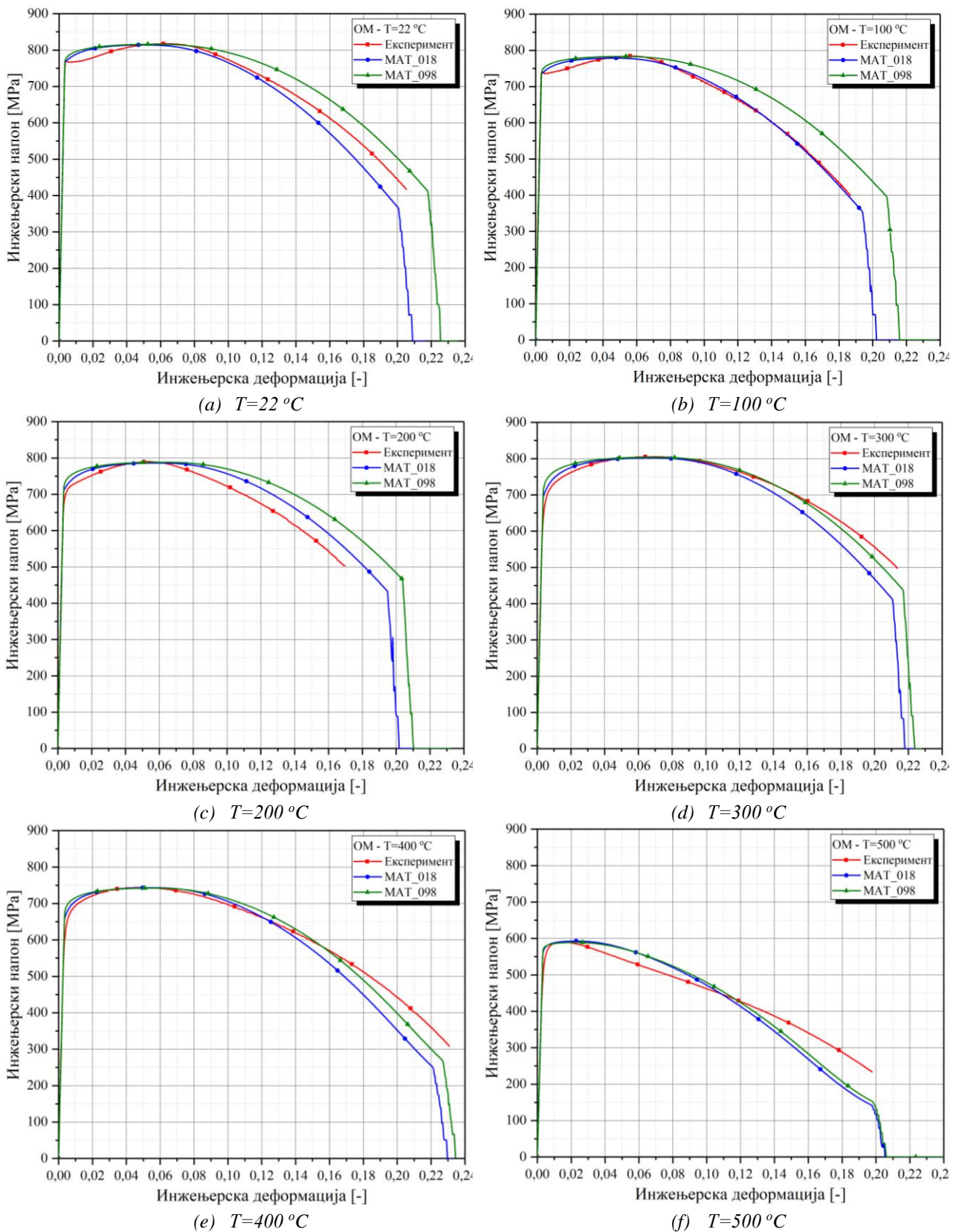
**Слика 7.70** Упоредни преглед резултата за различите димензије минималног елемента

Упоредни прикази резултата испитивања на затезање на повишеним температурама и нумеричких симулација су приказани на слици 7.71 и слици 7.72 за епрувете од основног материјала и за епрувете са завареним спојем, респективно. У односу на преглед упоредних резултата епрувета од основног материјала, који показују знатно поклапање, резултати поређења у случају епрувета са завареним спојем показују знатно одступање после достизања затезне чврстоће па све до прекида епрувета. Како је раније наведено, овим материјалним моделима није обухваћено моделирање утицаја оштећења материјала, те је ово одступање с разлогом израженије код епрувета са завареним спојем. Код ових епрувета, током процеса заваривања, услед уноса топлоте, долази до структурних промена у зони утицаја топлоте, односно до присуства почетног оштећења у материјалу.

Да би се добијени резултати боље сагледали и упоредили, извршено је поређење карактеристичних механичких величина из експеримената и нумеричких симулација. Извршено је поређење границе течења, затезне чврстоће и напона лома, као и њима одговарајућих деформација, који су добијени нумеричким симулацијама са експерименталним резултатима. У табели 7.16 су приказана наведена одступања, односно, девијације нумеричких резултата од експерименталних. На основу ових резултата се може закључити да је поклапање нумеричких резултата са експерименталним



результатима задовољавајуће до достизања затезне чврстоће са све температуре испитивања оба типа епрувета.

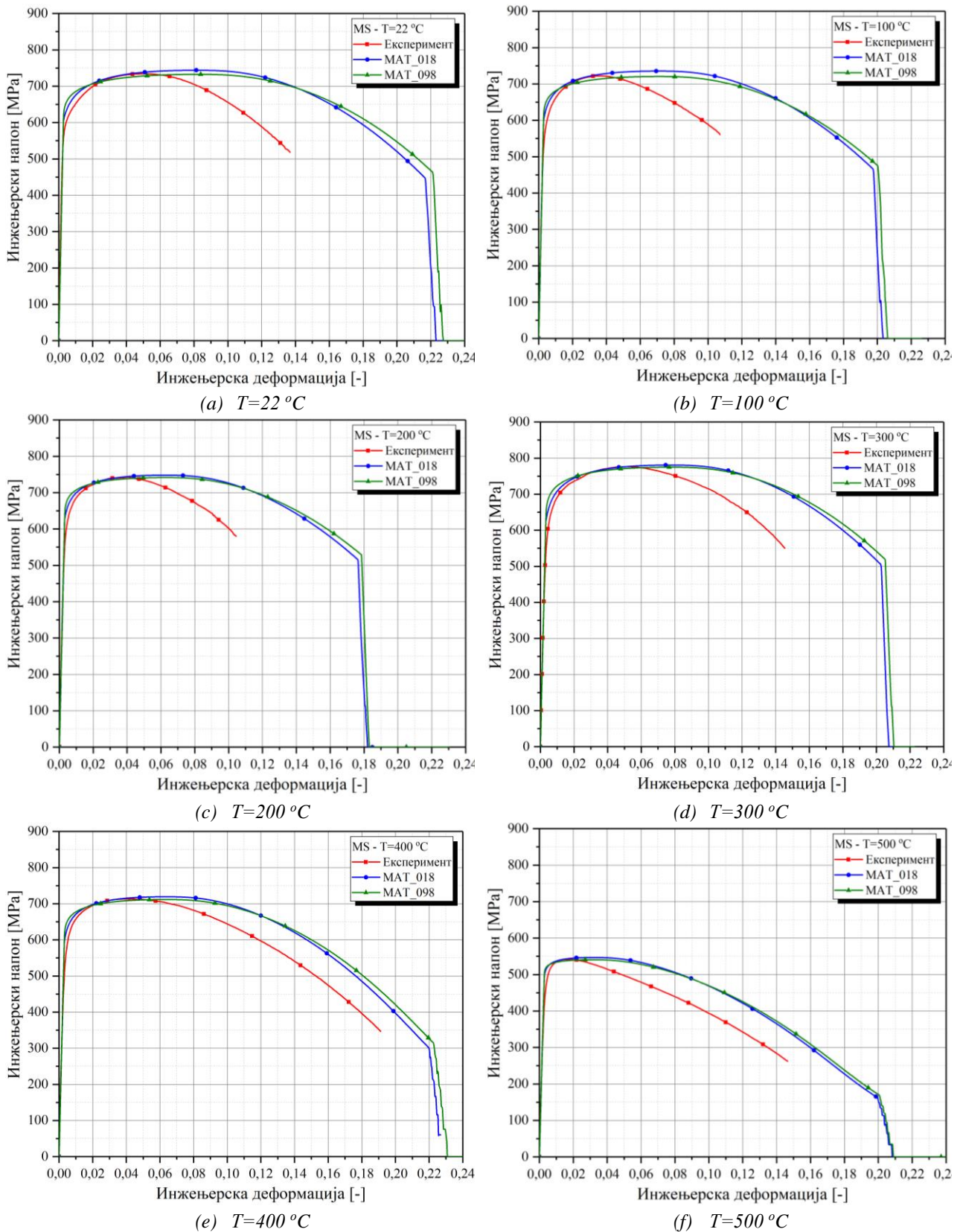


Слика 7.71 Упоредни приказ резултата експеримента и нумеричких симулација за епрувете од основног материјала (OM)

Знатно одступање настаје после достизања затезне чврстоће, односно, када се јавља акумулација оштећења материјала, како је то раније објашњено, а поготово за епрувете са завареним



спојем. Када је у питању стварна деформација лома, приказане вредности одступања у колони 8, табеле 7.16 могу представљати додатну меру корекција улазних параметара за одговарајући материјални модел.



Слика 7.72 Упоредни приказ резултата експеримента и нумеричких симулација за епрувете са завареним спојем (MS)

Табела 7.16 Упоредни приказ одступања нумеричких резултата од експерименталних

	1	2	3	4	5	6	7	8	
	Темп [°C]	МАТ	$DR_e$ [-]	$D\varepsilon_e$ [-]	$DR_m$ [-]	$D\varepsilon_m$ [-]	$DR_f$ [-]	$D\varepsilon_e$ [-]	
ОМ	22	MAT_018	0,990	0,994	1,004	1,265	1,142	1,023	
		MAT_098	0,978	0,987	1,002	1,131	1,011	0,943	
	100	MAT_018	0,990	0,993	1,008	1,165	1,121	0,963	
		MAT_098	0,976	0,984	1,002	1,056	1,004	0,897	
	200	MAT_018	0,978	0,970	1,005	0,927	1,163	0,871	
		MAT_098	0,956	1,007	1,002	0,886	1,083	0,832	
	300	MAT_018	0,964	0,965	1,005	1,053	1,210	1,013	
		MAT_098	0,932	0,945	1,002	1,024	1,136	0,985	
	400	MAT_018	0,964	0,976	1,001	0,943	1,230	1,044	
		MAT_098	0,939	0,961	1,002	0,906	1,141	1,019	
	500	MAT_018	0,966	0,976	0,996	0,628	1,644	1,001	
		MAT_098	0,965	0,974	1,002	0,630	1,529	0,999	
	MS	22	MAT_018	0,951	0,972	0,987	0,607	1,158	0,632
			MAT_098	0,918	0,950	1,002	0,597	1,119	0,619
		100	MAT_018	0,935	0,960	0,982	0,539	1,203	0,542
			MAT_098	0,910	0,945	1,002	0,523	1,182	0,534
200		MAT_018	0,943	0,965	0,994	0,658	1,124	0,593	
		MAT_098	0,915	0,947	1,002	0,646	1,098	0,585	
300		MAT_018	0,932	0,957	0,994	0,689	1,089	0,718	
		MAT_098	0,893	0,931	1,003	0,690	1,061	0,709	
400		MAT_018	0,932	0,958	0,992	0,628	1,151	0,870	
		MAT_098	0,905	0,940	1,002	0,633	1,097	0,860	
500		MAT_018	0,946	0,968	0,991	0,562	1,607	0,735	
		MAT_098	0,942	0,966	1,002	0,561	1,540	0,731	

$DR_e$  – одступање границе течења  
 $D\varepsilon_e$  – одступање деформације на граници течења  
 $DR_m$  – одступање затезне чврстоће  
 $D\varepsilon_m$  – одступање деформације на затезној чврстоћи  
 $DR_f$  – одступање напона лома  
 $D\varepsilon_e$  – одступање деформације лома

## 7.4.5 Температурни параметри ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела

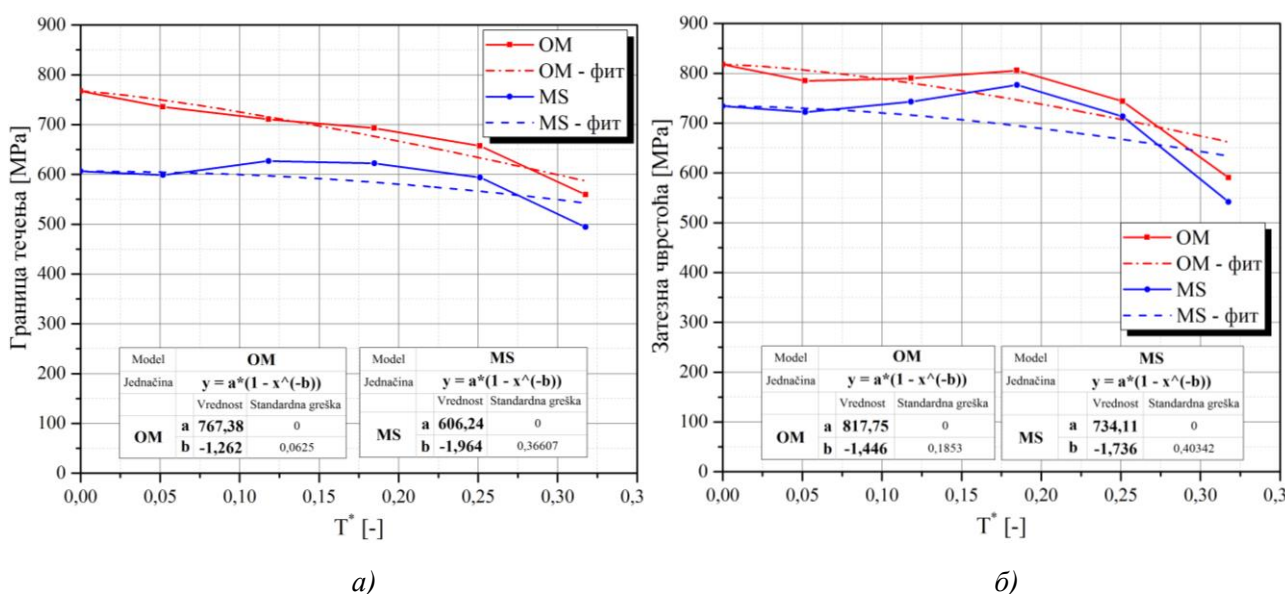
### 7.4.5.1 Параметар ојачања

Након спроведених испитивања затезањем на повишеним температурама, могуће је одредити параметар  $m$  који узима у обзир температурно омекшање криве течења Johnson-Cook-овог материјалног модела. Имајући у виду да су испитиване стандардне епрувете, при константној брзини деформације која одговара квази-статичком опсегу брзина, једначина која је коришћена за одређивање параметра  $m$  је облика:

$$\sigma(\bar{\varepsilon}_p, T) = \left[ A + B(\bar{\varepsilon}_p)^n \right] \left[ 1 - (T^*)^m \right]. \quad (7.9)$$

Како је раније уочено и наведено, *blue brittle* регион је присутан у температурном опсегу од 200 °C до 300 °C, за који је карактеристично да утиче на чврстоћу материјала, поготово при великим деформацијама. При обради резултата, ова појава је приказана на дијаграмима промене затезне чврстоће и стварној деформацији лома у функцији од промене температуре. Овим материјалним моделом ова појава није обухваћена, тако да се према аутору Vorvik-у [17] препоручује поступак одређивања параметра *m* који се своди на употребу границе течења која показује мању осетљивост у овом температурном региону. Ипак, како је дисертацијом обухваћено одређивање параметара испитивањем епрувета са завареним спојем, а код којих је уочено присуство утицаја критичног температурног опсега и на границу течења, параметар *m* је одређен као средња вредност појединачног температурног омекшања границе течења и затезне чврстоће.

На слици 7.73 су приказане зависности границе течења и затезне чврстоће од бездимензионе температуре,  $T^*$ , за оба типа епрувета. Испрекиданим линијама су приказане апроксимације кривих, према једначини (7.9). У оквиру истих дијаграма, налазе се и таблице са добијеним вредностима параметра *m*. За епрувете од основног материјала, његова средња вредност је 1,354, а за епрувете са завареним спојем 1,85.



Слика 7.73 Апроксимација: а) границе течења и б) затезне чврстоће

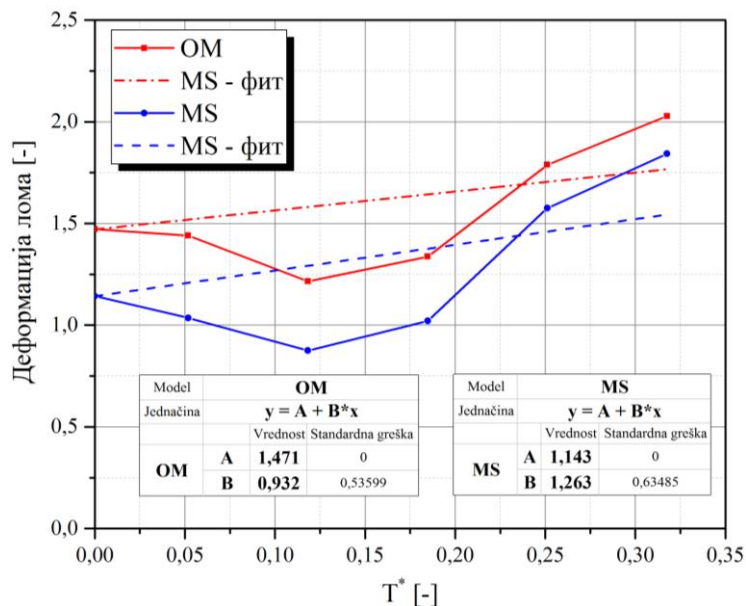
### 7.4.5.2 Параметар оштећења

На основу експерименталних резултата је могуће одредити и параметар оштећења,  $D_5$ , који узима у обзир утицај температуре на деформацију лома. Једначина која се користи за његово одређивање је облика

$$\bar{\epsilon}_p^f(\sigma^*, T^*) = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)][1 + D_5 T^*]. \tag{7.10}$$

Температурни опсег за који се одређује овај параметар одговара температурном опсегу на коме је спроведено испитивање, што упућује на закључак да у случају примена где није присутно ослобађање топлоте током течења, овај параметар треба кориговати према циљаној температури. Наиме, према аутору Vorvik-у [18], код примене прорачуна пробоја пројектила максимално забележена температура је око 300 °C, што значи да се овај параметар одређује у опсегу од собне температуре до измерене.

За потребе ове дисертације, вредност параметра  $D_5$  је одређена за цео опсег измерених температура за епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем. Одређене вредности су приказане на дијаграмима, слика 7.74. За основни материјал, вредност параметра је  $D_5 = 0,633$ , а за материјал са завареним спојем  $D_5 = 1,105$ .



Слика 7.74 Температурни параметар оштећења

## 7.5 Одређивање механичких (материјалних) карактеристика испитивањем на затезање при различитим брзинама деформација

При различитим брзинама деформације и на собној температури је извршено мерење кривих течења испитивањем на затезање осносиметричних епрувета, истовремено код епрувета од основног материјала и епрувета са завареним спојем. На основу резултата испитивања, одређени су параметри ојачања и оштећења за оба типа епрувета. Стварна деформација лома је одређивана употребом оптичког скенера, довођењем преломних површина одвојених крајева епрувете у контакт. Програмом испитивања су обухваћене брзине деформације које су оствариве на основу расположиве и додатно развијене опреме. Испитивање је реализовано у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. Верификација резултата испитивања је спроведено нумеричким симулацијама у програмском пакету LS-DYNA.

### 7.5.1 Методологија и уређаји за испитивање затезањем на собној температури

Експериментално одређивање кривих течења осносиметричних епрувета од основног материјала и епрувета са завареним спојем је реализовано на сервохидрауличном уређају са статичка и динамичка испитивања SHIMADZU и на развијеном Хопкинсоновом штапу.

При мањим брзинама деформације, испитивања су реализована на сервохидрауличном уређају уз примену додатне опреме која је већ коришћена код квазистатичког испитивања на собној температури.

Испитивања при већим брзинама деформације и на собној температури су реализована на Хопкинсоновом штапу, слика 7.75.



Слика 7.75 Хопкинсонов штап



Максимална брзина деформације остварена помоћу сервохидрауличног уређаја одговара брзини покретне главе од  $30 \text{ mm/s}$  и износи  $\dot{\epsilon} = 1 \text{ s}^{-1}$ . Остваривање ове брзине деформације на наведеном уређају, у односу на остале мање брзине, је захтевало додатно подешавање уређаја и програма за аквизицију. Као и у случају квазистатичког испитивања, директно је мерена сила затезања, ход и деформација. Методологија, поступак и остали услови експерименталног испитивања на сервохидрауличном уређају су изведени у складу са међународним стандардом за испитивање материјала затезањем на собним температурама ISO 6892-1 [90].

Брзина деформације која је остварена помоћу Хопкинсоновог штапа износила је око  $\dot{\epsilon} = 500 \text{ s}^{-1}$ . Сва мерења на уређају су остварена помоћу мерних трака, са директним читавањем вредности на рачунару. Због велике брзине простирања таласа и велике фреквенције снимања, додатно подешавање уређаја се односило на *тригерованье* мерења, односно, да подешавање почетка снимања простирања таласа непосредно пре самог затезања епрувете. Методологија, поступак и остали услови испитивања су изведена у складу са раније наведеним описом решења затезног Хопкинсоновог штапа.

Пре почетка сваког испитивања, вршено је мерење пречника епрувете помоћу кљунастог мерила, слика 7.76. Иако је називна мере пречника  $3 \text{ mm}$ , током израде је дошло до незнатног одступања.



Слика 7.76 Мерење пречника епрувете

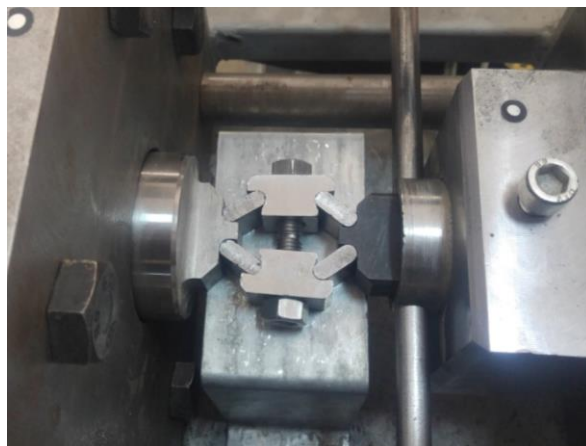
Епрувете су уграђиване навијањем у инцидентни штап, а затим навијањем предајног штапа на епрувету, водећи рачуна о жичним везама мерних трака. На слици 7.77 је приказан уграђена епрувета између инцидентног и предајног штапа.



Слика 7.77 Уграђена епрувета



Остваривање укљештења прво подразумева навијање додатне епрувете за окидање са елементима везе, а затим постављање на непокретни ослонац. Благим повећањем притиска у цилиндру, врши се формирање везе за укљештење. На слици 7.78 је приказано укљештење штапа.



Слика 7.78 Укљештење штапа

Након формирања *TETA* везе, додатним повећањем притиска у цилиндру, остварено је укљештење штапа. Уобичајена вредност измереног притиска помоћу манометра износи око 75 bar. Затезање штапа је остваривано помоћу цилиндра са пролазном клипњачом до вредности од 70 bar. Подсклоп укљештења и окидања и затезни подсклоп су приказани на слици 7.79.



Слика 7.79 Подсклоп укљештења и окидања и затезни подсклоп

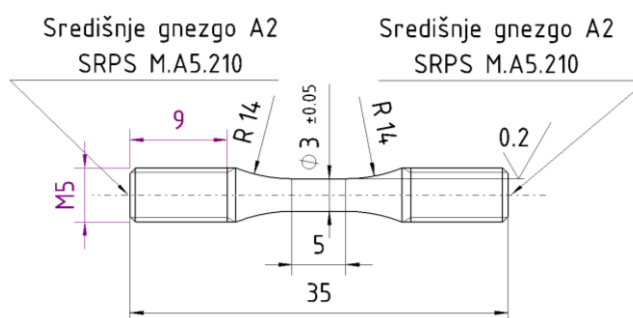
Аквизициони систем, Слика 7.80 се стартује после формирања *TETA* везе, са раније дефинисаним *тригерањем*. Накнадним повећањем притиска у цилиндру подскопа укљештења и окидања, локализованим кртим ломом додатне епрувете, ослобађа се акумулирана енергија у инцидентном штапу. Укупно време снимања резултата је ограничено на 2.5 s.



Слика 7.80 Аквизициони систем

## 7.5.2 Испитивање затезањем при различитим брзина деформације

Програмом испитивања, за мање брзине деформација су испитиване оносиметричне епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем које су димензионо идентичне епруветама коришћене у оквиру квазистатичких испитивања. При већим брзинама деформације на Хопкинсоновом штапу, облик и димензије епрувете су изведени на основу представљене теорије, слика 7.81. Код епрувета са завареним спојем, исти је изведен по средини цилиндричног дела.

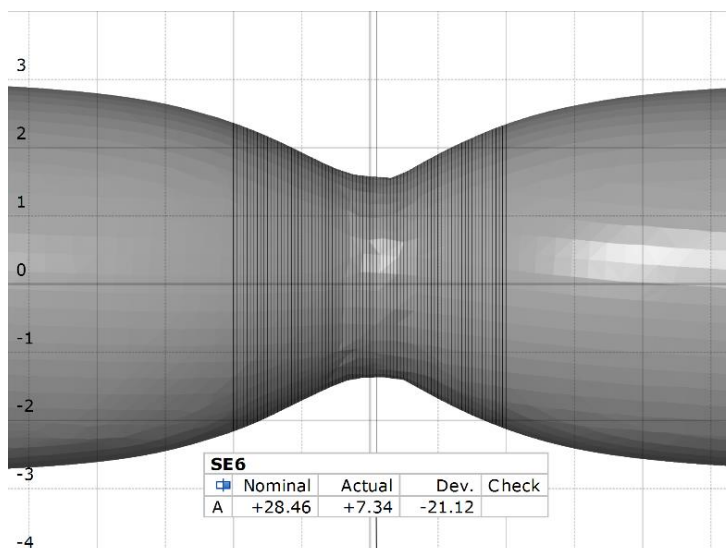


Слика 7.81 Епрувета за затезни Хопкинсонов штап

## 7.5.3 Резултати испитивања

Испитивање на затезање при различитим брзинама деформације на собној температури извршено је у Центру за инжењерски софтвер и динамичка испитивања Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу.

Методологија и поступи испитивања на сервохидрауличној кидалици су у потпуности идентични квазистатичким испитивањима, уз коришћење оптичком мерног система за дигитализацију површина оносиметричних епрувета након испитивања. Одређивање стварне деформације лома, на основу претпоставке да не долази до промене запремине епрувете, је захтевало утврђивање најмањег попречног пресека у некингу након спајања преломних површина одвојених делова епрувете. Најмањи попречни пресек је одређен након дискретизације области некинга помоћу равни које су управне на осу епрувете, са међусобним растојањем од  $0,1 \text{ mm}$ . На слици 7.82 је приказана измерена најмања вредност попречног пресека за епрувету СЕ6. Измерене вредности стварне деформације лома за све епрувете су приказане у оквиру табеле 7.17. На основу приказаних вредности, закључује се да брзина деформације не утиче битно на стварну деформацију лома.



Слика 7.82 Дискретизована област некинга са површином најмањег попречног пресека за епрувету СЕ6

Табела 7.17 Стварне деформације лома при различитим брзинама деформације

		1	2	3	4	5	6	7	
		Р. Бр.	№	$\dot{\epsilon}$ [ $s^{-1}$ ]	$R_0$ [mm]	$A_0$ [ $mm^2$ ]	$A_f$ [ $mm^2$ ]	$\epsilon_{psf}$ [-]	$\bar{\epsilon}_{psf}$ [-]
ОМ	1	31	5e <sup>-4</sup>	5,91	27,432	6,5224	1,436	1,472	
	2	32							
	3	СЕ1	e <sup>-2</sup>	5,98	28,086	6,160	1,517	1,493	
	4	СЕ2							
	5	СЕ3	e <sup>-1</sup>	5,98	28,086	6,710	1,432	1,436	
	6	СЕ5							
	7	СЕ4	1	6,02	28,463	7,410	1,346	1,351	
	8	СЕ6							
	9	СХ5	~500	2,99	7,022	1,720	1,406	1,406	
МС	10	33	5e <sup>-4</sup>	5,94	27,712	8,0556	1,235	1,208	
	11	34							
	12	СЕВ1	e <sup>-2</sup>	6,00	28,274	8,110	1,249	1,169	
	13	СЕВ4							
	14	СЕВ2	e <sup>-1</sup>	5,98	28,086	8,110	1,242	1,197	
	15	СЕВ5							
	16	СЕВ3	1	5,99	28,180	9,730	1,063	1,115	
	17	СЕВ6							
	18	СХВ5	~500	3,00	7,069	2,270	1,136	1,136	

$\dot{\epsilon}$  – брзина деформације  
 $R_0$  – почетни пречник епрувете  
 $A_0$  – почетна површина епрувете  
 $A_f$  – површина на месту лома епрувете  
 $\epsilon_{psf} = \ln \frac{A_0}{A_f}$  – стварна деформација лома  
 $\bar{\epsilon}_{psf}$  – средња стварна деформације лома

Испитивање при већим брзинама деформације, подразумева претходну процену очекиване вредности брзине на основу силе затезање. На основу процедуре која је раније описана и објашњена, у оквиру табеле 7.18 је приказана процењена вредност брзине деформације за одговарајући силу затезања. Приказане вредности се односе на епрувету од основног материјала, имајући у виду да се епрувете са завареним спојем незнатно разликују само у погледу пречника и модула еластичности.

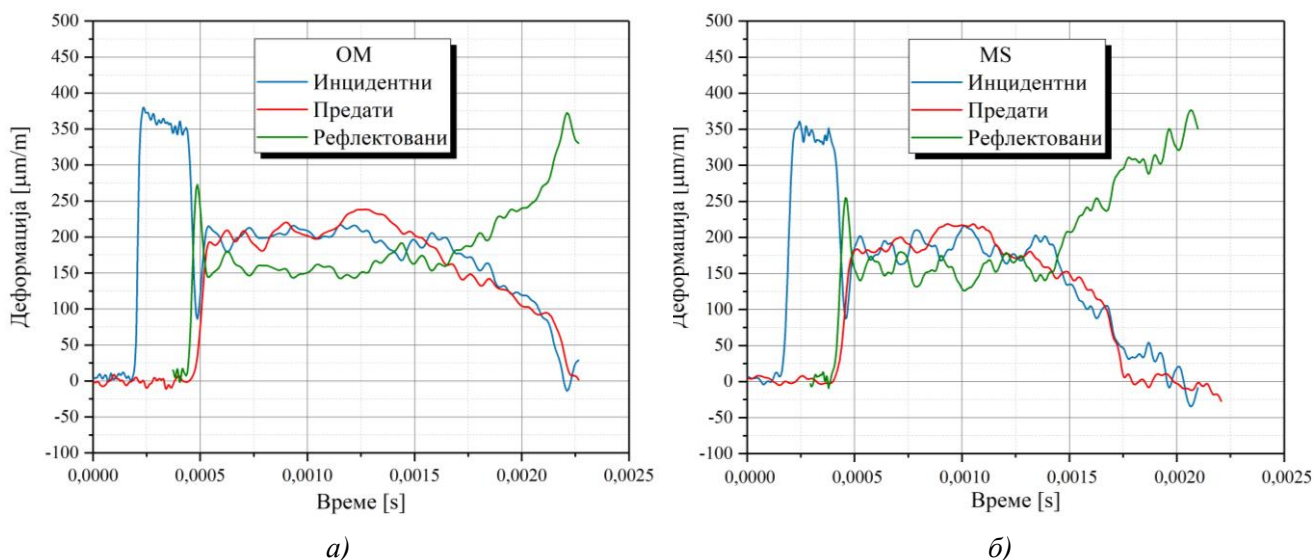
Табела 7.18 Процењена брзина деформације

Штап							Епрувета						
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
$F_0$ [kN]	$p_0$ [bar]	$r_0$ [mm]	$A_0$ [mm <sup>2</sup> ]	$E$ [MPa]	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$C$ [m/s]	$L_0$ [mm]	$r_s$ [mm]	$A_s$ [mm <sup>2</sup> ]	$E$ [MPa]	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$C$ [m/s]	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]
23	72	7,1	158,4	2,1e <sup>5</sup>	7,85e <sup>-3</sup>	5,17e <sup>3</sup>	5	1,495	7,02	2,2e <sup>5</sup>	7,85e <sup>-3</sup>	5,29e <sup>3</sup>	5,45e <sup>2</sup>

<p><math>F_0</math> – сила затезања</p> <p><math>p_0</math> – притисак у цилиндру затезања</p> <p><math>r_0</math> – полупречник штапа</p> <p><math>A_0</math> – површина попречног пресека штапа</p> <p><math>E</math> – модул еластичности</p> <p><math>\rho</math> – густина</p> <p><math>C</math> – брзина простирања таласа</p>	<p><math>L_0</math> – мерна дужина епрувете</p> <p><math>r_s</math> – полупречник епрувете</p> <p><math>A_s</math> – површина попречног пресека епрувете</p> <p><math>\dot{\epsilon}</math> – брзина деформације</p>
--	--

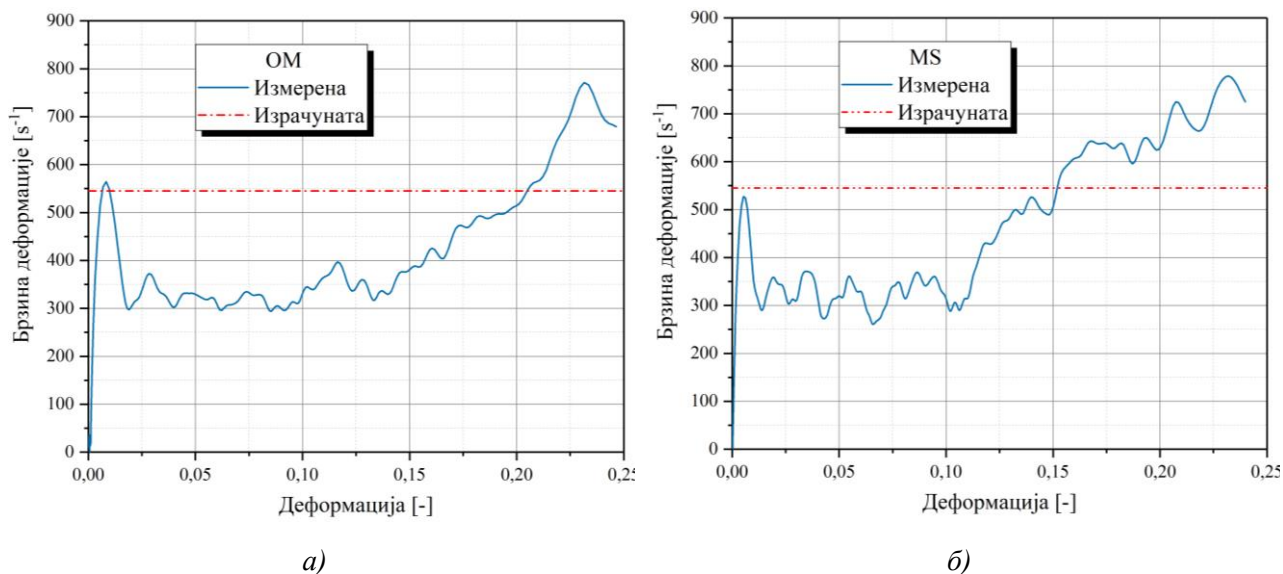
Резултати који представљају простирање таласа деформације на местима мерних трака 2 и 3 су приказани у оквиру дијаграма на слици 7.83. Приказани дијаграми садрже инцидентне, предате и рефлектоване таласе деформација за епрувете од основног и епрувете са завареним спојем при брзини деформације од око 545 s<sup>-1</sup>. Рефлектовани таласи су добијени као разлика инцидентних таласа пре и након рефлектовања.



Слика 7.83 Упоредни приказ измерених таласа: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS)

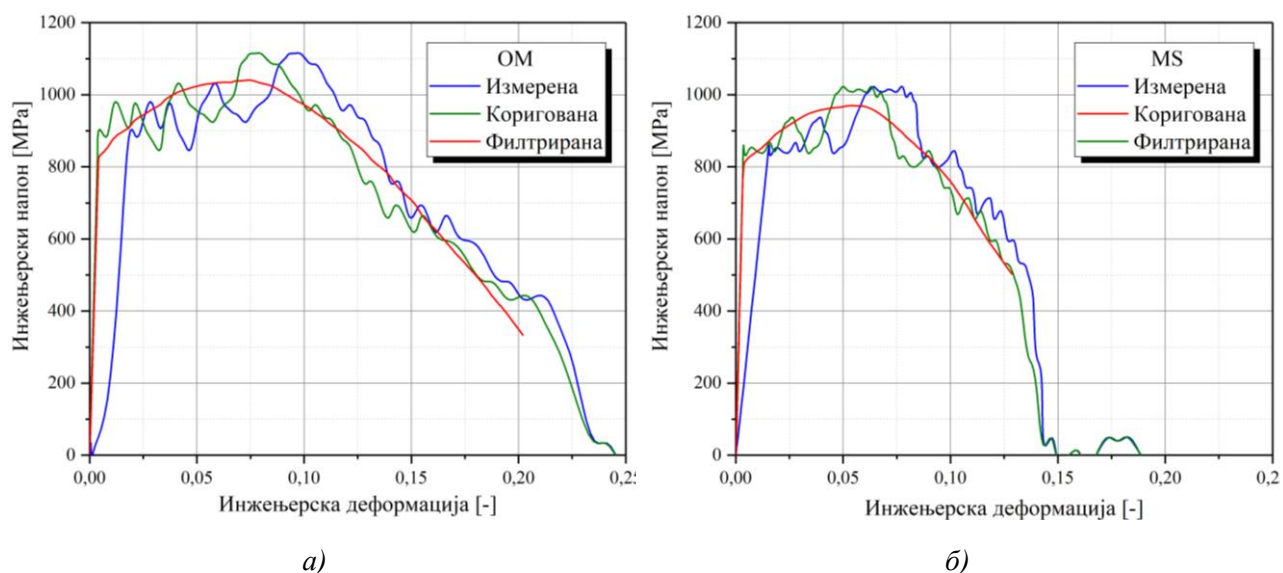
Процењена брзина деформације и измерена вредност су приказани у оквиру дијаграма на слици 7.84, за оба типа епрувете. На основу резултата се закључује да се у области еластичности, аналитичка вредност брзине деформације знатно поклапа са измереном вредношћу. Када наступи течење

материјала, брзина се смањује, да би непосредно пре лома опет почела да расте. Појава смањења брзине деформације је последица промене дужине епрувете, чија је вредност у једначинама за прорачун деформације и напона, константна.



Слика 7.84 Упоредни приказ брзина деформације: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS)

Обрада резултата криве течења је укључивала корекцију криве увођењем кориговане вредности деформације, према раније описаној процедури. Такође, због присуства шума у измереним сигнаlima, извршено је накнадно филтрирање. Коначни облици кривих течења су приказани на слици 7.85.

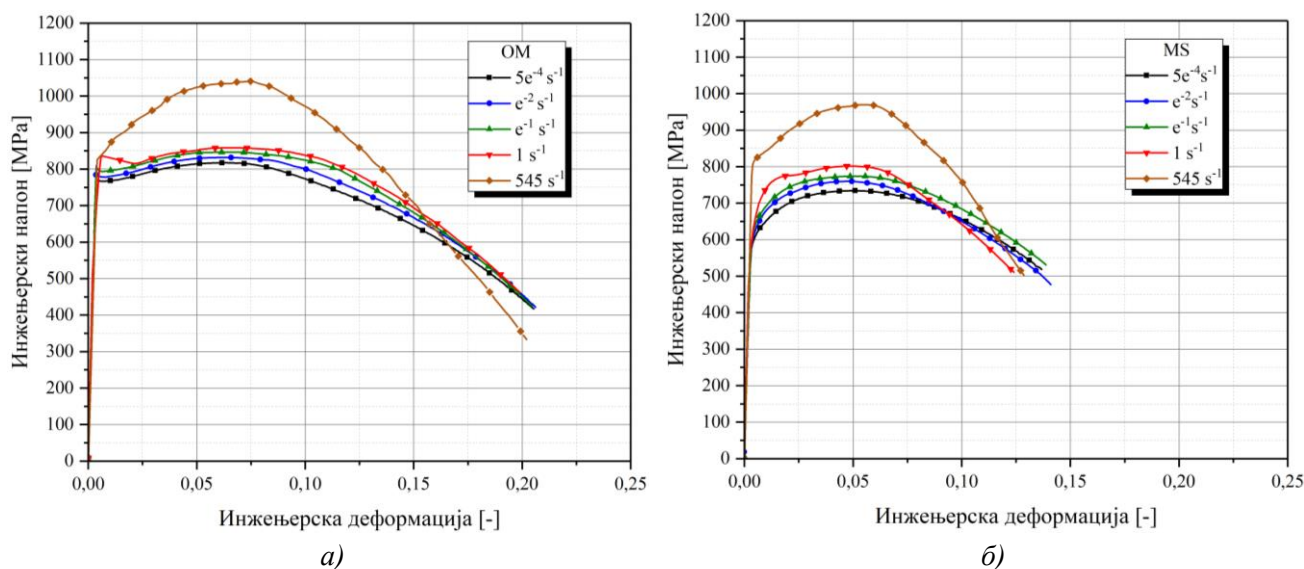


Слика 7.85 Упоредни приказ криве течења: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS)

Упоредни приказ резултата у облику кривих течења за све испитиване брзине деформација, за епрувете од основног материјала и са завареним спојем су приказане на дијаграму на слици 7.86. Како је раније наведено, намеће се главни закључак да брзина деформације не утиче битно на деформацију лома [17], [146], [155], док истовремено долази до знатног ојачања разматраног материјала. Такође, при



различитим брзинама деформације, затезна чврстоћа је приближно иста. Код епрувета са завареним спојем уочава се и нагли пораст границе течења код највеће брзине деформације.



Слика 7.86 Упоредни приказ кривих течења за различите брзине деформација: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (МS)

## 7.5.4 Параметри ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела

На основу спроведене серије испитивања при променљивим брзинама деформације, извршено је одређивање параметара ојачања и оштећења Johnson-Cook-овог материјалног модела, који одговарају условима динамичког затезања при константној собној температури. Иако је закључак, након спроведених испитивања, да брзина деформације, осим на ојачање, битно не утиче на деформацију лома разматраног материјала, упоредо ће бити одређени параметри ојачања и оштећења за епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем. Поред параметара ојачања и оштећења за основне облике једначина материјалног модела, одређени су и параметри модификованих облика једначина ојачања и оштећења.

### 7.5.4.1 Параметри ојачања

Одређивање параметара ојачања при променљивим брзинама деформације и константној температури полази од једначине облика

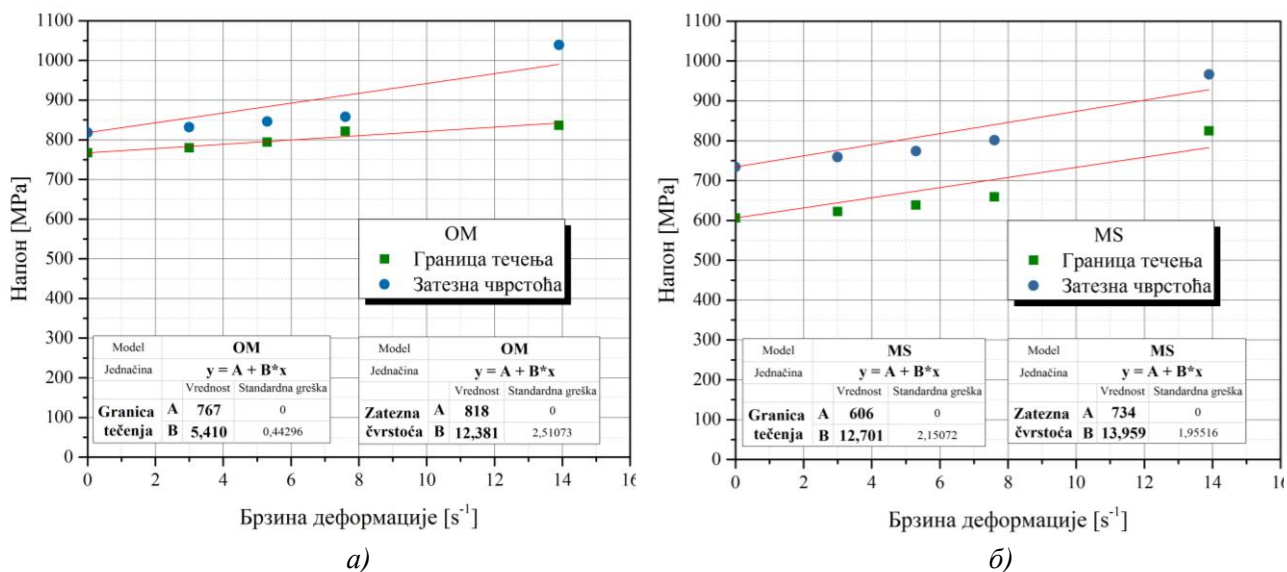
$$\sigma(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p) = \left[ A + B(\bar{\varepsilon}_p)^n \right] \left[ 1 + C \ln \dot{\bar{\varepsilon}}_p^* \right]. \quad (7.11)$$

Параметар из једначине (7.11) који се одређује на основу претходних резултата при променљивим брзинама деформације је параметар  $C$ . Као референтна брзина деформације је изабрана најмања брзина,  $\dot{\varepsilon} = 5e^{-4} \text{ s}^{-1}$  која је иначе коришћена при реализацији квазистатичких испитивања [156].

На слици 7.87 су приказане фитоване криве на основу које се одређује параметар ојачања  $C$ . За епрувете од основног материјала и са завареним спојем, упоредо су приказане криве које одговарају граници течења и затезној чврстоћи. Наведене брзине деформација на хоризонталној скали представљају логаритамске вредности, приказане у односу на референтну брзину. Коначне вредности



параметра ојачања  $C$  при променљивим брзинама, добијају се осредњавањем. За основни материјал параметар ојачања има вредност  $C = 0,0136$ , а за заварени спој  $C = 0,0199$ .



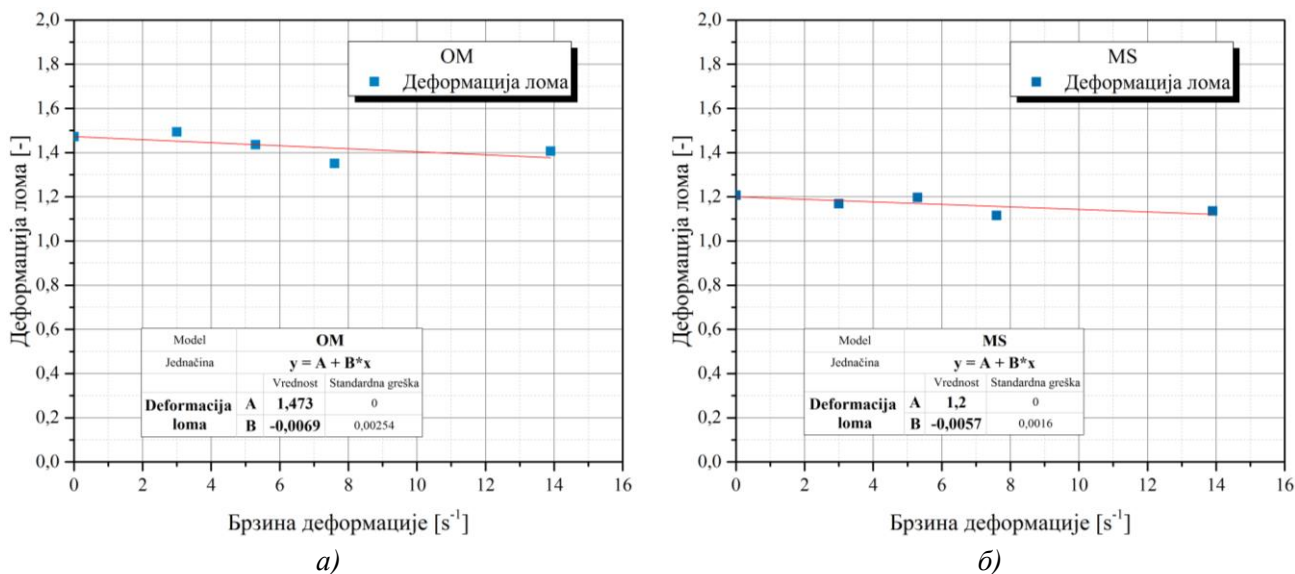
Слика 7.87 Параметри ојачања: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS)

### 7.5.4.2 Параметри оштећења

Одређивање параметара оштећења при променљивим брзинама деформације и константној температури полази од једначине облика

$$\bar{\epsilon}_p^f(\sigma^*, \bar{\epsilon}_p^*) = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] [1 + D_4 \ln \bar{\epsilon}_p^*]. \quad (7.12)$$

Параметар из једначине (7.12) који се одређује на основу претходних резултата при променљивим брзинама деформације је параметар  $D_4$ . Одређивање овог параметра је идентично као и у случају параметра ојачања. На слици 7.88 су приказани параметри оштећења. За основни материјал параметар оштећења има вредност  $D_4 = -0,00472$ , а за заварени спој  $D_4 = -0,00475$ .



Слика 7.88 Параметри оштећења: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS)

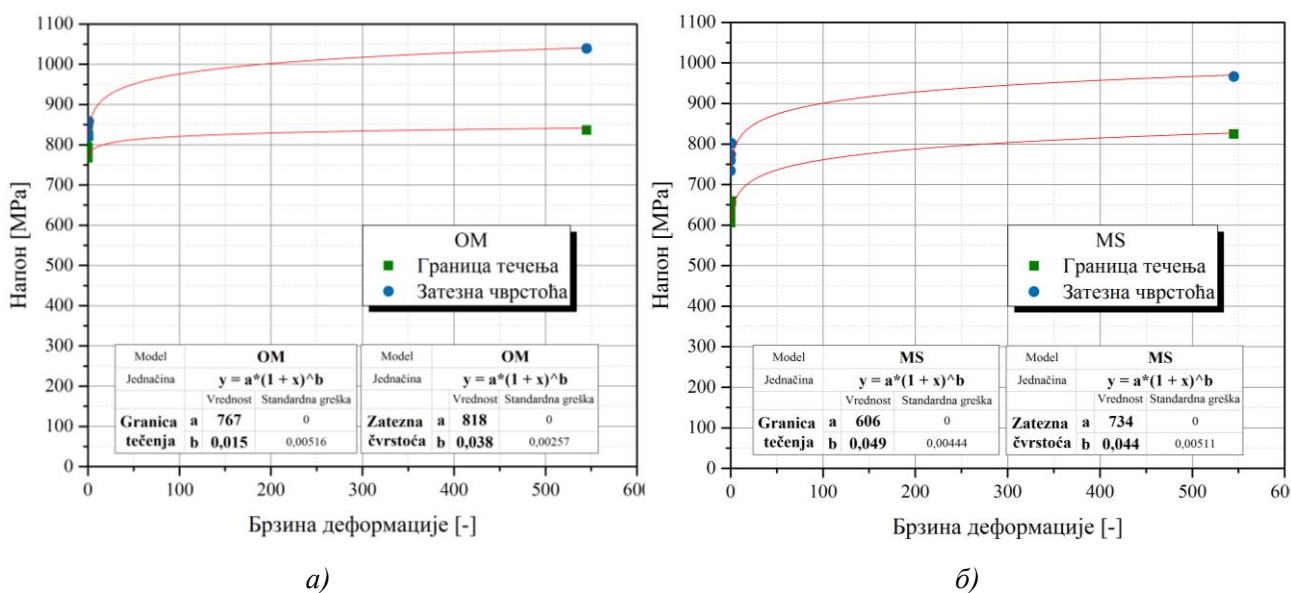
### 7.5.4.3 Параметри ојачања медофикованог Johnson-Cook-овог материјалног модела

Процедура одређивања параметара ојачања за модификовани облик материјалног модела је идентична као и за основни облик, уз примену одговарајућег облика једначине криве фитовања.

Одређивање параметара ојачања при променљивим брзинама деформације и константној температури полази од једначине облика

$$\sigma(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p) = \left[ A + B(\bar{\varepsilon}_p)^n \right] \left[ 1 + \dot{\bar{\varepsilon}}_p^* \right]^C. \quad (7.13)$$

На слици 7.89 су приказани одређени параметри ојачања, за одређене вредности границе течења и затезне чврстоће. Након осредњавања, за основни материјал параметар ојачања има вредност  $C = 0,0265$ , а за заварени спој  $C = 0,0468$ .



Слика 7.89 Параметри ојачања модификованог облика : а) основни материјал (OM) и б) са завареним спојем (MS)

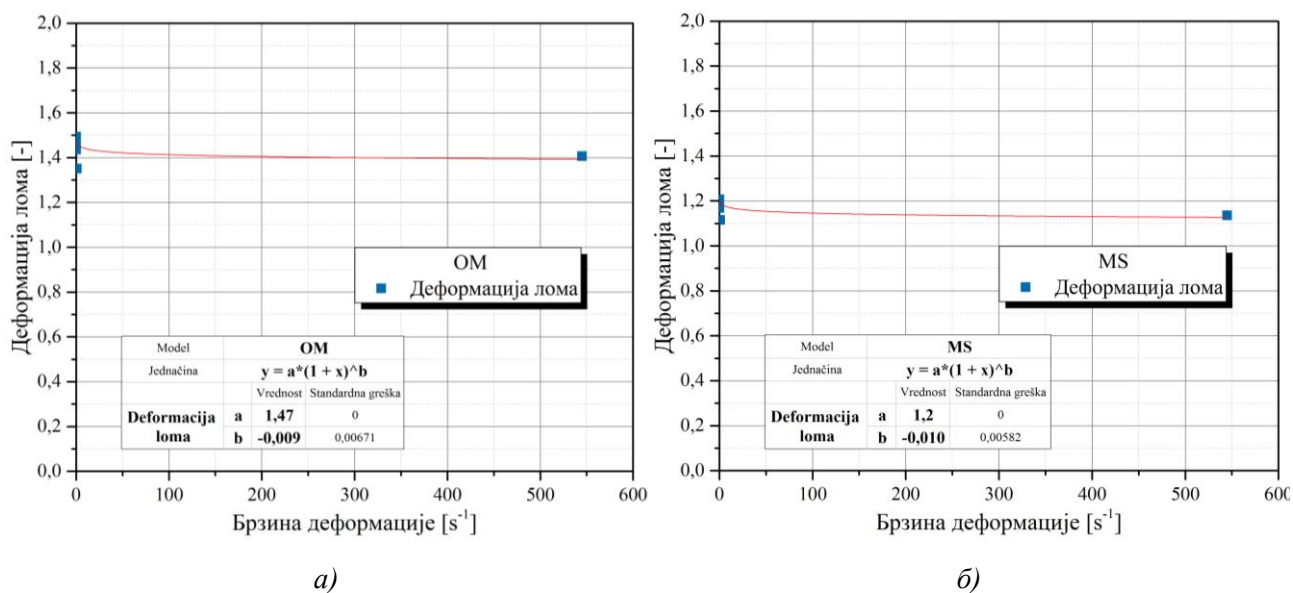
### 7.5.4.4 Параметри оштећења медофикованог Johnson-Cook-овог материјалног модела

Процедура одређивања параметара оштећења за модификовани облик материјалног модела је идентична као и за основни облик, уз примену одговарајућег облика једначине криве фитовања.

Одређивање параметара оштећења при променљивим брзинама деформације и константној температури полази од једначине облика

$$\bar{\varepsilon}_p^f(\sigma^*, \bar{\varepsilon}_p^*) = \left[ D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \right] \left[ 1 + \bar{\varepsilon}_p^* \right]^{D_4}. \quad (7.14)$$

На слици 7.90 су приказани одређени параметри ојачања. Након осредњавања, за основни материјал параметар ојачања има вредност  $D_4 = -0,00851$ , а за заварени спој  $D_4 = -0,01$ .



Слика 7.90 Параметри ојачања модификованог облика: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS)

### 7.5.5 Верификација параметара

Потврда параметара ојачања и оштећења који су одређени на основу експерименталних резултата је спроведена на нумеричком моделу Хопкинсовог штапа који је коришћен при верификацији решења његове конструкције. Материјалне карактеристике епрувете између два штапа одговарају одређеним карактеристикама разматраног челика повишене јачине STRENGTH700 за изабрани Johnson-Cook-ов материјални модел. Верификацијом су истовремено обухваћене епрувете од основног материјала и епрувете са завареним спојем. У оквиру табеле 7.19 су приказани параметри модификованог Johnson-Cook-овог материјалног модела који су коришћени за нумеричку симулацију у LS-DYNA (MAT\_107).

Табела 7.19 Параметри Johnson-Cook-овог материјалног модела

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$E$ [MPa]	$\nu$	$A$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$	$C$	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$
<b>ОМ</b>	7,85e-9	228399,93	0,33	767,38	445,13	0,5075	0,0265	-0,066	3,028	-1,408	-0,00851
<b>MS</b>	7,85e-9	218368,9	0,33	606,24	476,51	0,4038	0,0468	0,085	6,869	-4,691	-0,00997

$\rho$  – густина

$E$  – модул еластичности

$\nu$  – Поасонов коефицијент

$A$  – граница течења

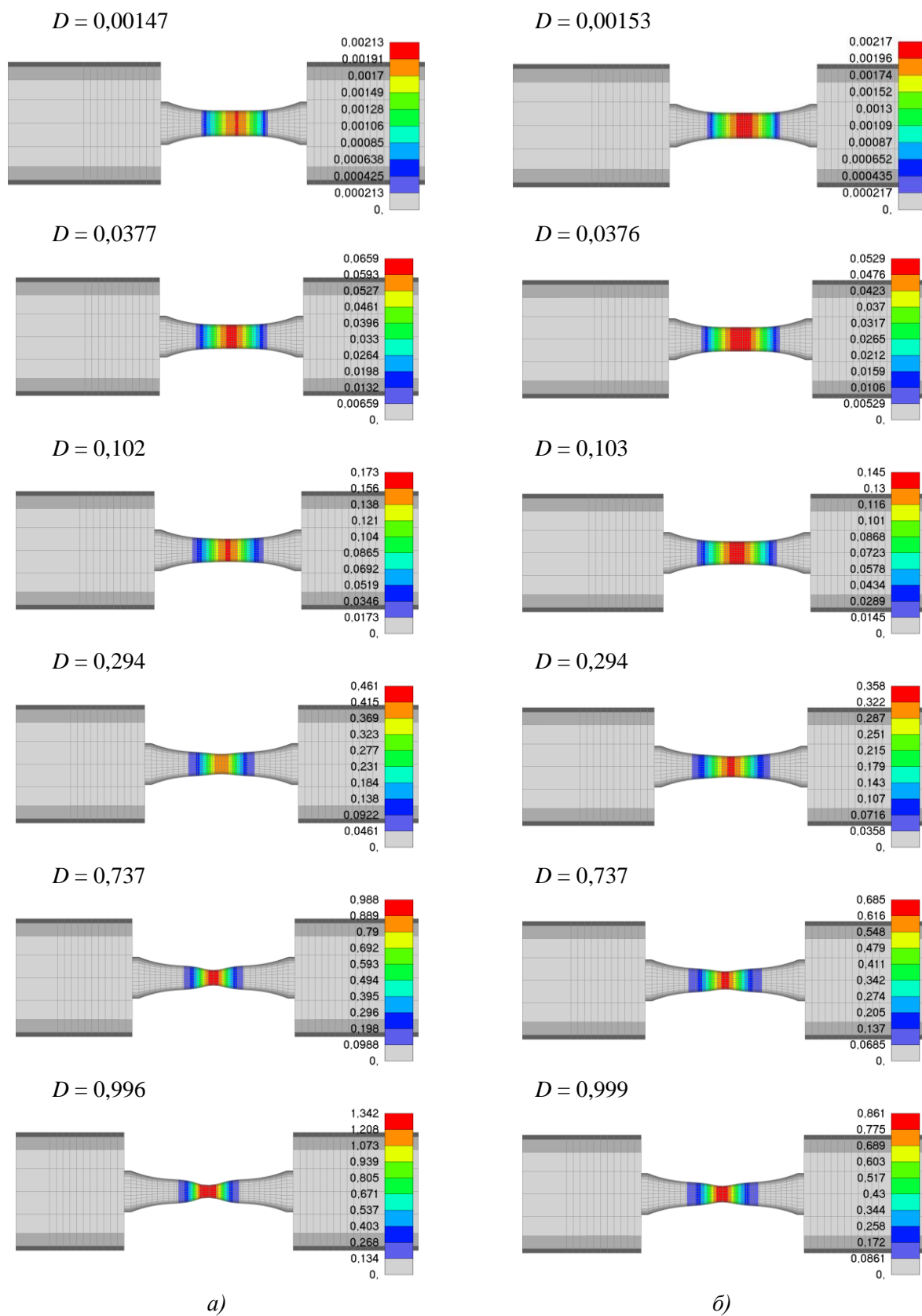
$B$  – коефицијент пропорционалности

$n$  – експонент ојачања

$C$  – параметар утицаја брзине деформације

$D_1, D_2, D_3, D_4$  – параметри оштећења

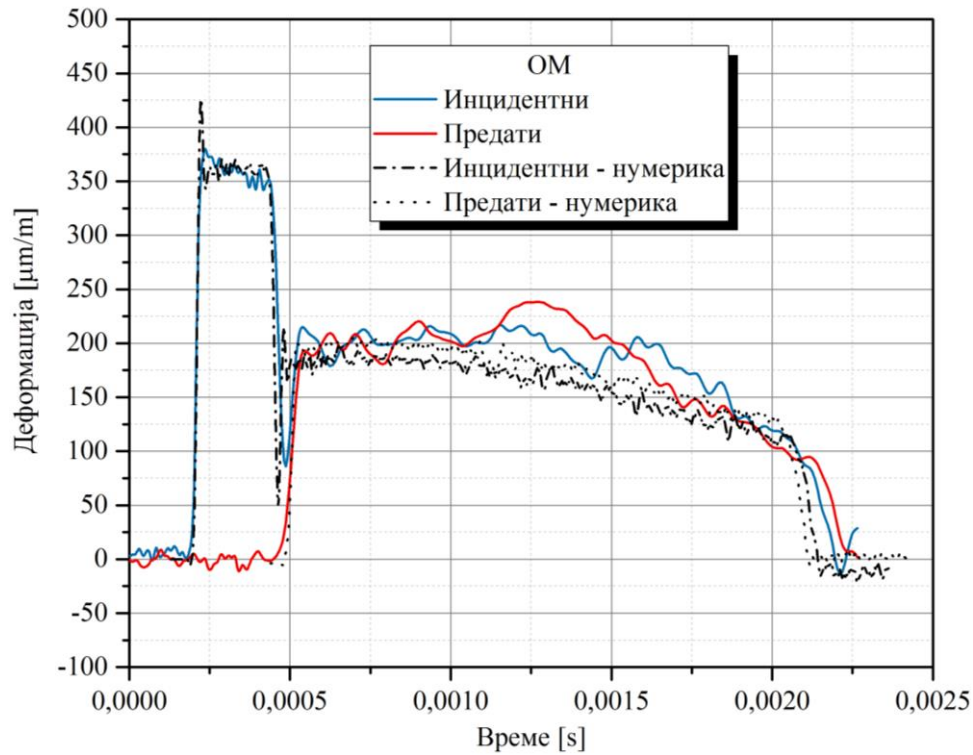
На слици 7.91 резултати поља ефективне пластичне деформације за одређене вредности критичног параметра оштећења  $D$ .



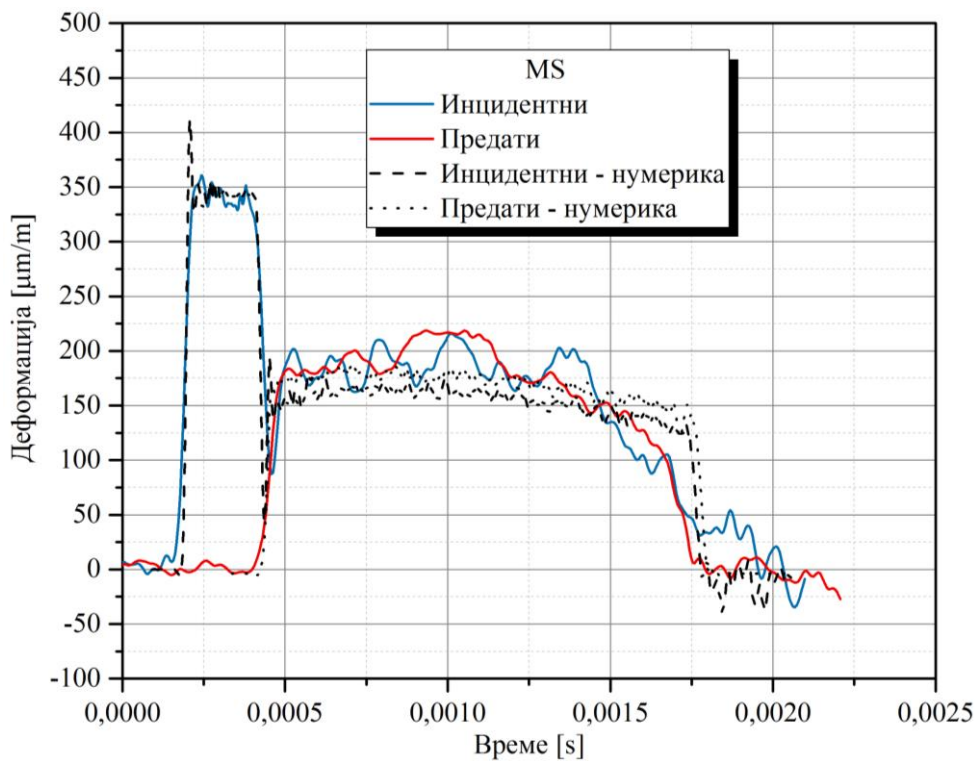
Слика 7.91 Поље ефективне пластичне деформације: а) основни материјал (ОМ) и б) са завареним спојем (MS)

Упоредни приказ измерених и нумеричких резултата простирања инцидентног и предајног таласа деформације за епрувету од основног материјала је приказан на слици 7.92, а за епрувету са

завареним спојем на слици 7.93. На основу резултата се закључује да су експериментално одређени параметри, према табели 7.19, прихватљиви за даљу употребу.



Слика 7.92 Упоредни приказ измерених и нумерички одређених таласа код епрувете од основног материјала (OM)



Слика 7.93 Упоредни приказ измерених и нумерички одређених таласа код епрувете са завареним спојем (MS)

## 7.6 Закључак

Након реализованих лабораторијских испитивања према плану и програму, обрадом резултата и њиховом верификацијом, установљена је методологија за одређивање параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела. Преглед усвојених параметара за челик STRENGTH700, за основни материјал и са завареним спојем, је приказан у оквиру табеле 7.20.

**Табела 7.20** Параметри Johnson-Cook-овог материјалног модела за STRENGTH700

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
	$\rho$ [t/mm <sup>3</sup> ]	$E$ [MPa]	$\nu$	$A$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$	$C$	$m$	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$
<b>OM</b>	7,85e-9	228399,9	0,33	767,38	445,13	0,5075	0,0265	1,354	-0,066	3,028	-1,408	-0,00851	0,633
<b>MS</b>	7,85e-9	218368,9	0,33	606,24	476,51	0,4038	0,0468	1,85	0,085	6,869	-4,691	-0,00997	1,105
$\rho$ – густина				$A$ – граница течења									
$E$ – модул еластичности				$B$ – коефицијент пропорционалности									
$\nu$ – Поасонов коефицијент				$n$ – експонент ојачања									
				$C$ – параметар утицаја брзине деформације									
				$m$ – параметар утицаја температуре									
				$D_1, D_2, D_3, D_4, D_5$ – параметри оштећења									



## 8 Примена у МКЕ анализама-противминска заштита

У оквиру ове дисертације, као пример употребе експериментално одређених параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела приказани у оквиру табеле 7.20, се користи МКЕ модел челичних плоча које су изложене инцидентном таласу притиска насталог као последица експлозије. Челичне плоче представљају део додатне заштите у циљу обезбеђења захтева противминске заштите борбених војних возила. Предпроцесирање, које је подразумевало припрему модела и израду мреже коначних елемената, је урађено у програмском пакету FEMAP [157]. Моделирање таласа експлозије је реализовано у програмском пакету LS-DYNA, у оквиру кога је имплементиран програм CONWEP (Convensional Weapons). Иако ово није једина метода за моделирање ударног таласа експлозије, због своје једноставности је изабрана за приказ примене остварених експерименталних резултата испитивања материјала.

### 8.1 Моделирање ударног таласа експлозије

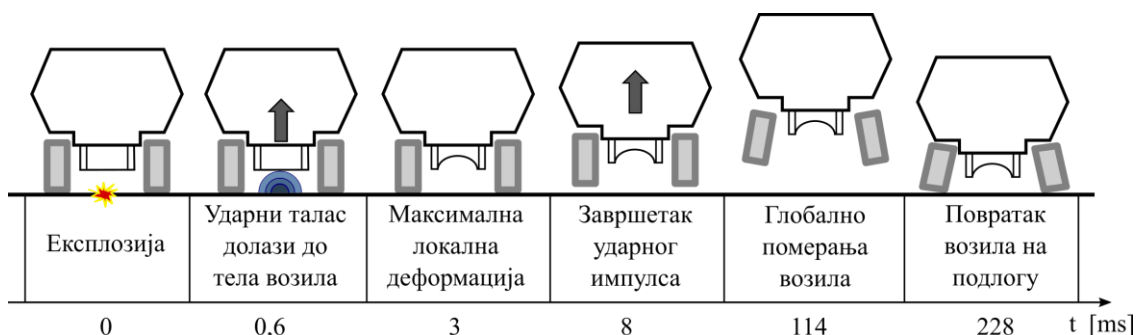
CONWEP у основи представља програм који је креиран на основу емпиријске базе података настале спровођењем огромног броја експеримената организованих од стране Министарства Одбране Сједињених Америчких Држава у другој половини XX века. Имплементација програма у LS-DYNA је спроведена од стране Randers-Pehrson и Vannister [30], који су извршили и његову верификацију којом се потврђује да је могућа употреба програма у прорачунима возила која су изложена деловању ударног таласа минско-експлозивних направа. Имплементирани програм се може користити у прорачунима када се разматра утицај експлозије настале у ваздуху, када је ударни талас сферног облика, или када је експлозија настала на површини формирајући полу-сферни ударни талас. Такође, програмом је могуће узети у обзир и утицај деловања Mach-овог фронта на конструкцију. Када је у питању прорачун утицаја минско-експлозивних средстава на возило, употреба површинске експлозије је оправдана, јер се она постављају на мањој дубини, уобичајено 5-15 *cm*. Иако је ова дубина релативно мала, она представља један од недостатака програма, с обзиром да се не узима у обзир утицај подлоге на укупан енергетски биланс ударног таласа, односно, колико енергије је потрошено на њено деформисање или колико је додатни утицај новонасталих рефлектованих таласа. Такође, програмом се не узима у обзир утицај затвореног простора (нови рефлектовани таласи), облик експлозивног пуњења, утицај на објекте који се налазе у заклону (иза неког прво-изложеног објекта). Основни услов за његову употребу се односи на дефинисање масе експлозива изражене преко еквивалентне масе TNT-а. Функција која уводи оптерећење у програм LS-DYNA одговара раније наведеној једначини (3.6).

### 8.2 Представљање проблема

Повећање заштите посаде војног возила данас представља један од главних приоритета током процеса развоја нових возила. Суочени са новим правцима ратовања, као што су терористички напади у урбаним срединама или употреба неконвенционалног наоружања и опреме на војним ратиштима, заштита возила мора у потпуности да задовољи високе критеријуме дефинисане ка заштити првенствено људства, а затим и војне технике. Стечена искуства на ратним бојиштима широм света су искоришћена за дефинисање стандарда који укључује високе критеријуме за испуњење захтева у погледу безбедности посаде. Тренутни документ који, поред балистичке заштите, јасно дефинише противминску заштиту возила јесте NATO стандард STANAG 4569 [67]. Овим документом је извршена стандардизација нивоа заштите (опасности) возила, са посебним освртом на заштиту чланова посаде. Иако је стандардом јасно дефинисана методологија испитивања и потребни критеријуми за

одговарајући ниво противминске заштите, непосредно је овим стандардом омогућено да се у току развоја војног возила, концепција возила одвија у правцу жељеног нивоа заштите посаде с циљем обезбеђења гарантоване заштите. Значи, концепција возила треба да буде базирана на основу жељеног нивоа заштите, са тежњом да се возило даље развија према изабраном нивоу. Развијање противминске заштите према усвојеном концепту возила или већ развијеном возилу, представља пут ка креирању изнуђених решења са неизвесним исходом. Такође, због сложености проблема противминске заштите, употреба проверених и савремених материјала не представља довољан услов који ће гарантовати успех, већ је потребно решење тражити у правцу њиховог комбиновања са конструкторским решењима и предвиђањима на основу резултата савремених метода као што су нумеричке методе.

Деловање таласа експлозије на возило је вишеструко и може се поделити на: локално, глобално и завршно деловање [158], слика 8.1. Приказане вредности времена појединих фаза одговарају одређеним условима који се односе на масу експлозива, његовом растојању од возила и маси возила [159].



Слика 8.1 Вишеструко деловање таласа експлозије на возило [159]

Локално деловање таласа експлозије настаје у почетном тренутку експлозије минско-експлозивног средства испод возила или точка. Карактерише га удар инцидентног таласа, који је појачан и рефлектованим таласом тла на коме се налази возило, у најближи део структуре возила. Кључан фактор у овој фази представља растојање минско-експлозивног средства од возила. Максимални притисак и импулс експлозије су обрнуто пропорционални овом растојању, према следећим једначинама за притисак

$$p_{\max} = A \frac{W^{2/3}}{R^2} \quad (7.15)$$

односно за ударни импулс

$$I_{\max} = B \frac{W^{2/3}}{R}. \quad (7.16)$$

у којима је  $A$  константа  $20 \cdot 10^5 \left[ Pa \frac{m^2}{kg^{-2/3}} \right]$ ,  $W$  је тежина експлозивног пуњења,  $R$  је растојање минско-експлозивног средства од возила и  $B$  је константа  $\approx 10 \cdot 10^5$ .

Из једначина (7.15) и (7.16) се закључује да је клиренс возила веома битан фактор при пројектовању возила, гледано из угла противминске заштите. Такође, у овој фази, део возила испод минско-експлозивног средства је изложен највећим оптерећењима која неминовно доводе до трајних пластичних деформација и оштећења.

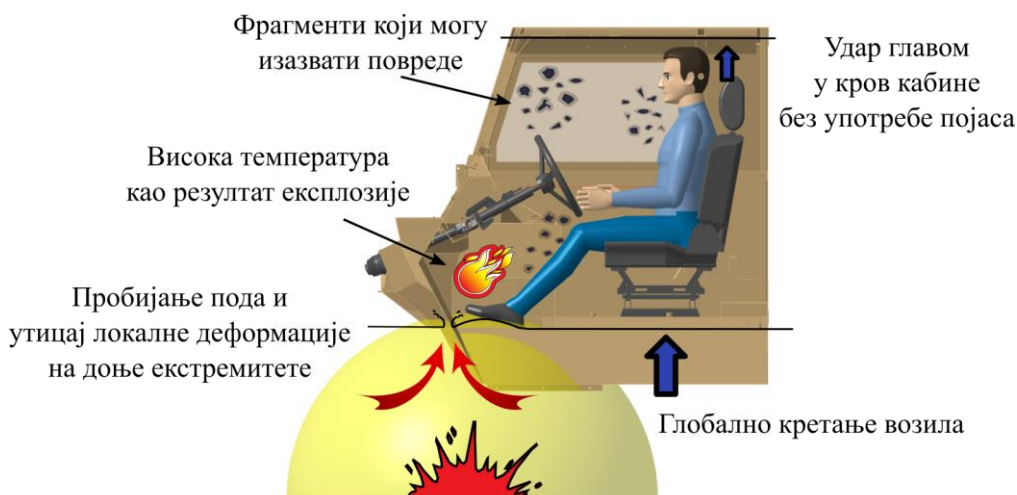
Глобално дејство настаје простирањем ударног таласа кроз остатак структуре носеће конструкције и осталих делова. Тада се јавља ефекат да се максимална оптерећења са места локалног деловања пренесе, на основу простирања таласа кроз конструкцију, на супротан крај где се таласи додатно суперпонирају и утичу на елементе у том делу возила. Иако тај део конструкције није директно

изложен удару, знатно је оптерећенији у односу на остале, тако да се током испитивања противминске заштите посебна пажња поклања елементима ентеријера или опреме који су вијчаним везама повезани са носећом конструкцијом. Одвајање ових елемената или опреме могу додатно да угрозе безбедност чланова посаде.

Коначни ефекат у фази глобалног деловања, се односи на импулс који делује на комплетно возила, а на начин да доводи до подизања комплетног возила у вис. Када возило достигне максималну висину, која зависи од укупне масе возила, момента инерције возила и ударног притиска, услед деловања силе земљине теже, возило почиње да пада.

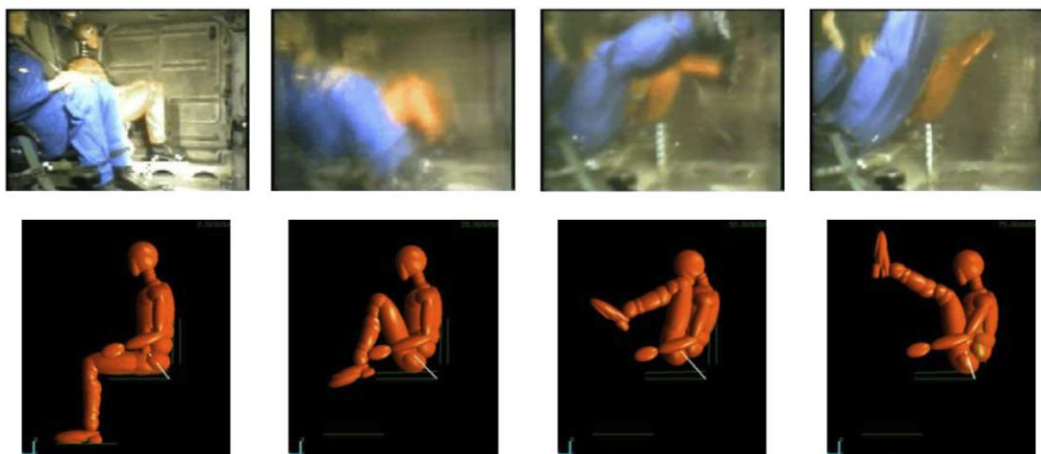
Место где ће се наћи возило после пада, представља завршну фазу деловања минско-експлозивног средства. С обзиром да возило у већини случајева поседује одређену количину кретања пре експлозије, возило ће пасти на друго место, са потенцијалним превртањем и даљим окретањем.

Дејство минско-експлозивног средства утиче и на чланове посаде возила. Оптерећења које делује на путнике првенствено зависе од његове локације у односу на центар експлозије, односно, његовог растојања од места детонације експлозива, слика 8.2 [160]. Такође, зависи и од саме конструкције возила и ентеријера у шта спадају седишта, механизам везивања седишта, конфигурација пода и остали елементи и опрема окружења. Уколико се седиште налази близу места детонације, ударни талас се преко пода проноси на стопала, колена, ноге и кичму. У том случају, могући ниво повреде зависи од почетног положаја тела, као и присуства и коришћења личне заштитне опреме (ојачане чизме, шлем и др.) и појасева за везивање. Здравствено стање, старосно доба, обученост могу утицати на вероватноћу преживљавања.



Слика 8.2 Утицај експлозије на члана посаде возила [160]

Због своје близине месту центра експлозије, стопа и ноге/колена су први делови људског тела који су оптерећени. Усред деловања ударног таласа, ноге се крећу на горе, повећавајући могућност удара у друге унутрашње делове возила. То неконтролисано кретање ногу, додатно утиче на кичму и остале делове тела, слика 8.3. Карлица, као део људског тела, може бити оптерећена преко доњих екстремитета или од седишта возила на коме се налази путник. Убрзање карлице, такође оптерећује горње делове тела, укључујући врат и главу путника. Све ово доводи до комплетног кретања тела путника са седиштем, на горе. Уколико се не користе одговарајући појасеви за везивање путника за седиште, цело тело наставља да се креће док глава не удари у кров возила. Контакт главе и крутих делова крова може довести до озбиљних повреда главе и великог оптерећења врата. Овако висока оптерећења угрожавају живот путника и она морају бити спречена [158]. Преглед могућих повреда и захтева за њихово спречавање су дати у табели 8.1.



Слика 8.3 Понашање људског тела након експлозије у непосредној близини као резултат експеримента и нумеричког прорачуна [158]

Табела 8.1 Преглед повреда посаде и захтева за њихово спречавање

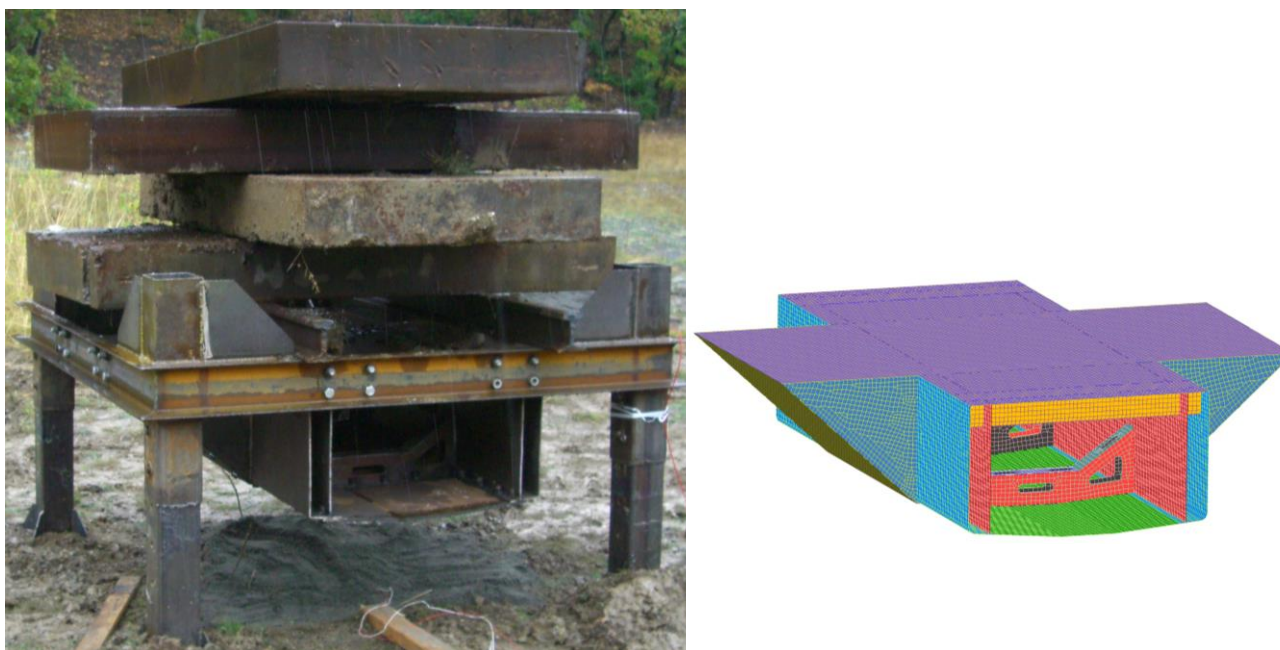
1	2	3	4	5
Повреда	Узрок повреде	Клиничке ране/повреде	Превентивне мере	Захтеви на возилу
Примарна	Ударни талас	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Трауматска ампутација</li> <li>• Деформација меких ткива</li> <li>• Отворени/затворени преломи костију</li> <li>• Повреде пробавног тракта</li> <li>• Примарне повреде плућног ткива</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Смањење утицаја ударног таласа</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Повећање клиренса возила</li> <li>• Одвођење ударног таласа</li> <li>• Употреба апсорбционих материјала</li> </ul>
Секундарна	Фрагменти минско-експлозивног средства, подлоге и возила	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Отворене ране доњих екстремитета</li> <li>• Отворене рана на глави од деловања стаклених парчића</li> <li>• Преломи екстремитета усред директног удара фрагмената</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Смањење количине фрагмената</li> <li>• Заштита од фрагмената</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Повећана заштита оклопног тела возила</li> <li>• Повећана лична заштита</li> </ul>
Терцијелна	Локална деформација пода и гловално кретање возила	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Повреда главе услед удара у кров возила</li> <li>• Повреде доњих екстремитета (посебно петне кости)</li> <li>• Повреде карлице и кичме</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Смањење глобалног кратења возила</li> <li>• Смањење цепова за скупљање таласа ударног притиска на возилу</li> <li>• Повећање чврстоће пода возила</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Повећане клиренса возила</li> <li>• V-облик доњег дела возила</li> <li>• Употреба појасева за вазивање за седиште</li> </ul>
Кватернерна	Висока температура	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Опекотине</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Заштита од високих температура</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Употреба система за заштиту од ватре</li> <li>• Употреба ватро-отпорних материјала у возилу и одеће</li> </ul>

Почетна разматрања у решавању противминске заштите, односе се на смањење утицаја таласа експлозије на два начина: повећањем клиренса возила и обликовањем доњег дела возила, или пода у V-облику. Када је у питању клиренс, јасно је да се са његовим повећањем смањује утицај експлозије,



једначине (7.15) и (7.16). За V-облик доњег дела возила или пода је већ раније доказано да знатно смањује утицај експлозије у односу на равне облике пода [161]. Недостаци у наведеним приступима смањења утицаја експлозије се огледају у повећању укупне висине борбеног војног возила. Посматрано из угла корисника, веће возило је уочљивије на бојишту, а самим тим и рањивије од непријатељских деловања. Такође, веће возило отежава логистичке активности када су у питању транспорти ових возила авионом, бродом или возом. Додатно ограничење се односи на примену ових приступа код возила са гусеницама, код који су они слабо или скоро немогуће применљиви. Увођење противминске заштите, која се најчешће реализује као додатна заштита возила, може битно да утиче на перформансе самог возила. Наиме, увођењем заштите или њеним повећањем на виши ниво, аутоматски значи да долази до повећања укупне масе возила, што се негативно одражава на корисну носивост возила, али и на његове перформансе.

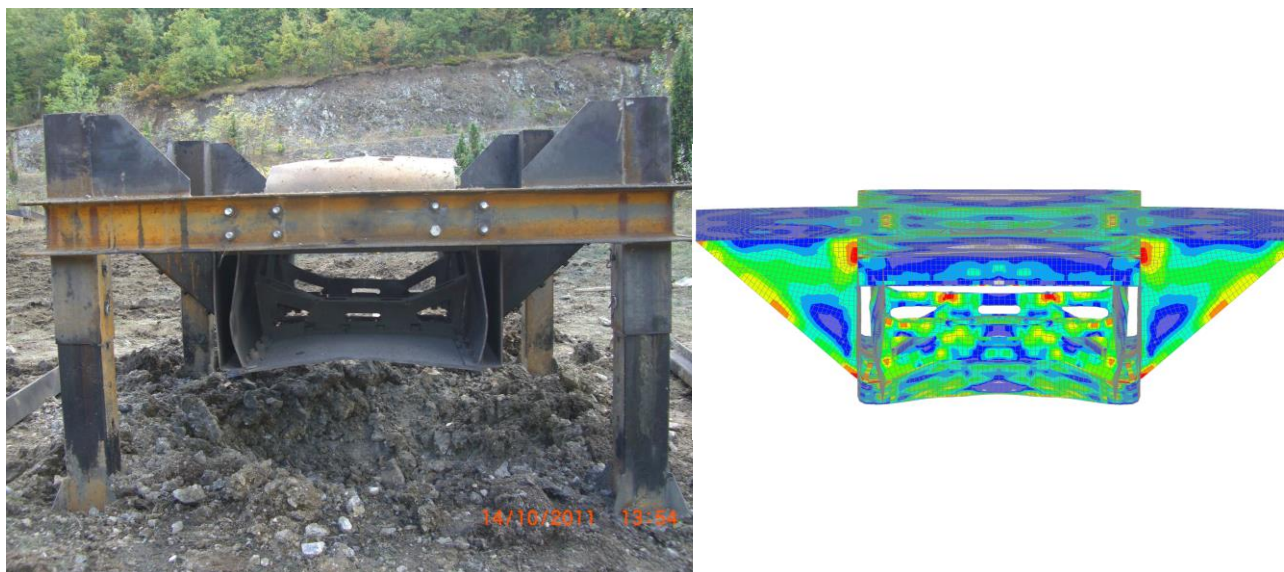
Наведена проблематика противминске заштите јасно указује на комплексност проблема, тако да и њено решавање представља изазов за пројектанте. Развојем савремених метода пројектовања, могуће је направити додатне кораке ка коначном решењу. Свакако, последња фаза у току пројектовања, треба да представља полигонско испитивање, јер једино оно може да да коначан став о противминској заштити које возило пружа. С друге стране, планирање и извођење полигонског испитивања према стандарду, захтева знатно ангажовање људских ресурса и материјалних средстава. Закључак је да су полигонска испитивања неопходна, али их треба користити у финалној фази, односно, као потврда пројектоване концепције возила употребом савремених метода као што је метода коначних елемената или разлика.



*Слика 8.3 Упоредни приказ припремљеног дела возила за испитивање и МКЕ модела*

Почетна фаза у решавању противминске заштите, се према стандарду односи на проверу интегритета конструкције, односно, да ли је дошло до пробоја основне и додатне заштите возила, уколико она постоји. Због раније наведеног економског утицаја на решење, употреба одређених модела возила или њихових делова за спровођење експерименталних истраживања је оправдана. На слици 8.3 је приказан доњи део возила, ткз. сурогат, који геометријски у потпуности одговара пројектованом решењу. Да би испитни модел био што реалнији пројектованом решењу, маса возила се симулира преко додатних челичних плоча, еквивалентне масе том делу возила. У оквиру исте слике је приказан и ФЕМ

модел. Упоредни приказ полигонског испитивања и резултата МКЕ анализе су приказани на слици 8.4, на којој се види њихово слагање. Упоређивањем резултата, закључује се да употреба нумеричких прорачуна може да смањи број полигонских тестова, а самим тим и да утиче на коначну цену решења противминске заштите.



Слика 8.4 Упоредни приказ полигонског испитивања и резултата МКЕ анализе

### 8.3 Анализа облика додатне заштите

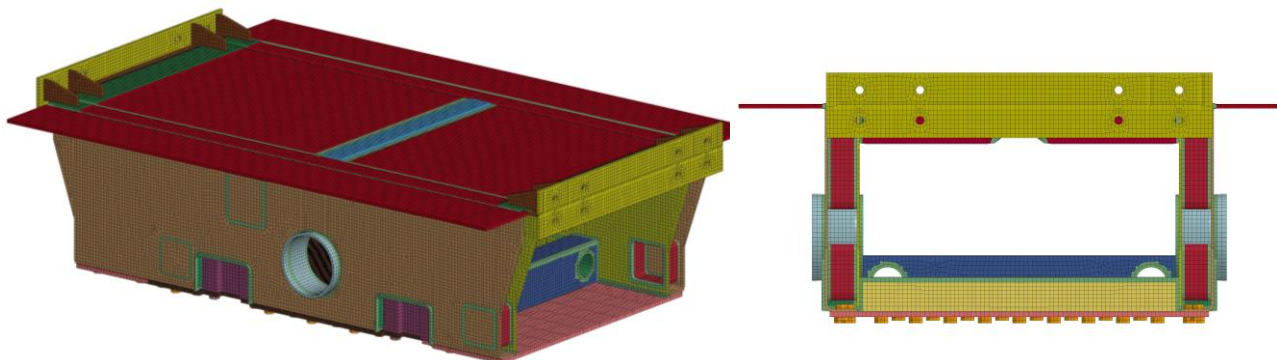
Значај геометријских фактора на смањење деловања таласа експлозије, као што су клиренс возила и облик додатне заштите, додатно је анализиран уз примену експериментално одређених материјалних карактеристика. Увођењем карактеристика заварених спојева, омогућена је анализа знатно сложенијих облика који се могу разматрати као решење противминске заштите, истовремено водећи се технолошким могућностима израде. Прегледом доступне литературе, установљено је да овакав приступ представља новину у анализи и решавању противминске заштите.

#### 8.3.1 Модел возила са основном плочом и модификованим облицима

Анализа облика додатне заштите је спроведена на моделу који представља шасијски део, а који укључује под борбеног војног возила (сурогат). На слици 8.5 је приказан модел, са противминском заштитом у виду додатне плоче која се за доњу страну возила везује вијцима. Због већег ограничења у погледу варирања клиренса у односу на модификован облик додатне заштите, разматране су само две вредности клиренса: почетни и крајњи клиренс. Почетна вредност односи се на уграђену равну плочу и износи  $450\text{ mm}$ , док је крајња вредност заједничка за све варијације модификованог облика додатне заштите и износи  $375\text{ mm}$ . Уједно, ове вредности представљају и растојање експлозивног пуњења од додатне заштите, сматрајући да се мина налази на самој површини тла. Тежина TNT експлозива одговара нивоу 3 заштите према стандарду и њена маса износи  $8\text{ kg}$ . За сваки облик плоча, анализирани су резултати за три положаја експлозива у односу на подужну равну симетрије. Разматрани облици додатне заштите у основи имају два облика:  $V$  и  $U$  облик. У зависности од решења облика, поједине варијанте укључују заварене спојеве. Дебљина плоча свих варијанти облика је иста и износи  $12\text{ mm}$ . Маса возила која одговара том делу модела, је апроксимирана концентрисаном масом на крајевима

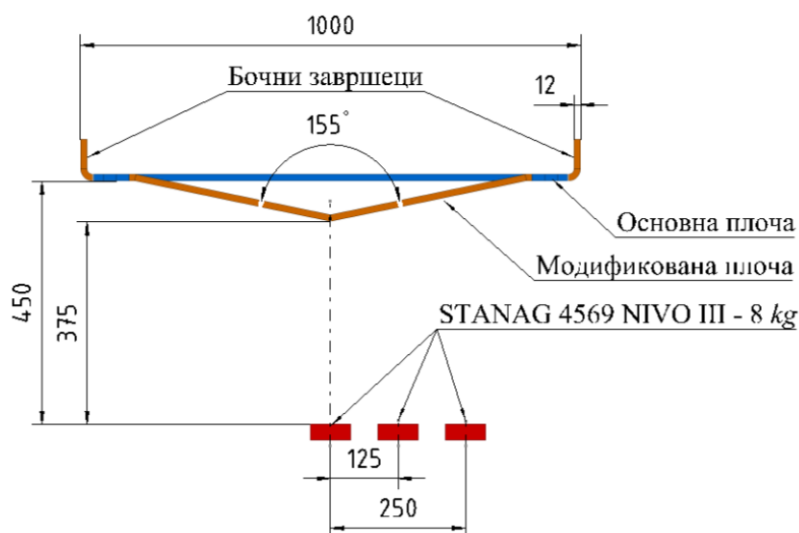


модела и њена укупна тежина износи 5000 kg. Сви нумерички прорачуни су урађени у програмском пакету LS-DYNA.



Слика 8.5 Изометријски и чеони приказ ФЕМ модела сурогата возила и додатне заштите

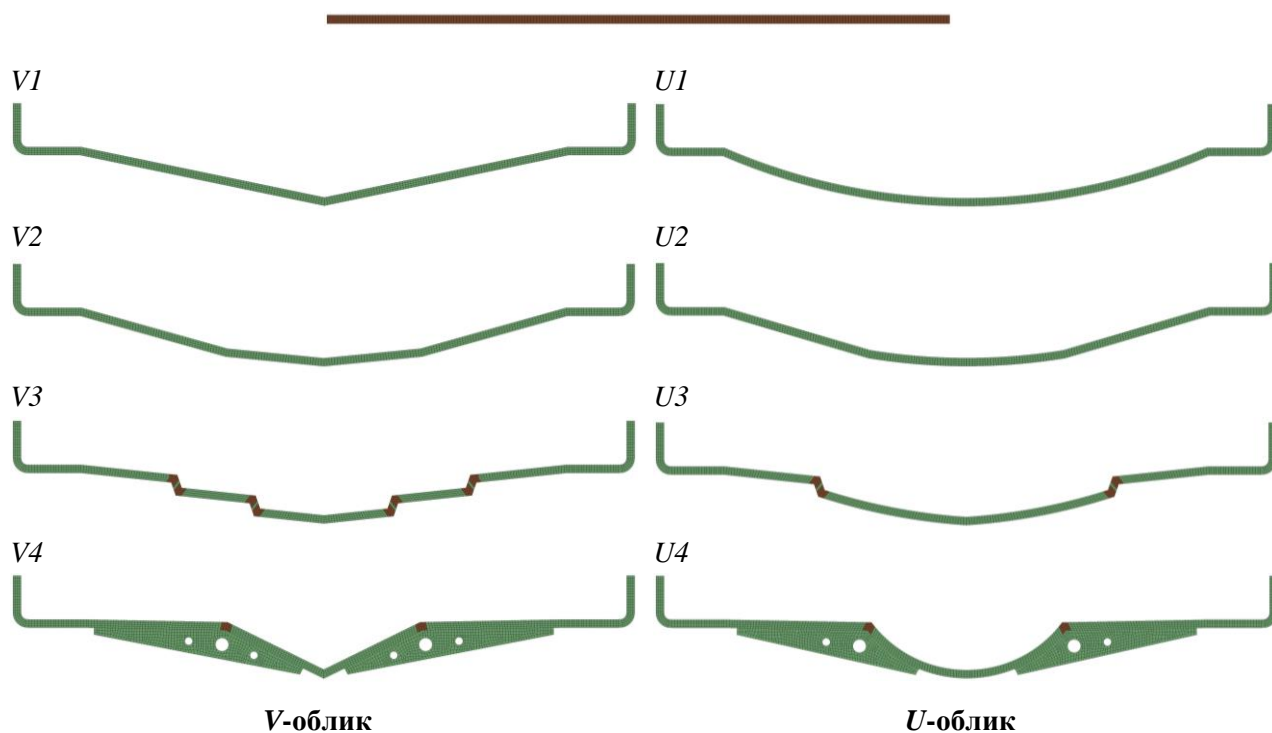
У односу на почетни раван облик додатне заштите, остали модификовани облици плоча се разликују по додатим бочним завршецима, слика 8.6. Следећа разлика се огледа у начину везивања плоча за носећу структуру. Наиме, равна плоча се везује вијцима са све четири стране, док се модификоване плоче, због свог облика и мањег растојања од експлозива, везују за носећу структуру само по бочним крајевима. На слици 8.6 су приказане битне димензије плоча, њихово растојање од експлозива, као и варијације положаја експлозива у односу на подужну раван симетрије возила. Све варијанте плоча су изложене деловању полусферног ударног таласа. Делови носеће конструкције су моделирани коначним елементима типа љуске, док су основна и модификоване плоче моделиране 3D елементима.



Слика 8.6 Димензије основне (RP) и модификоване плоче (VI)

Анализирана основна плоча и модификовани облици су приказани на слици 8.7. Габаритне димензије и остале битне карактеристике плоча одговарају оним које су наведена на слици 8.6. Модификоване плоче чија је конфигурација добијена поступком заваривања, су као такве моделиране. Плоче са завареним спојем су: V3, V4, U3 и U4.

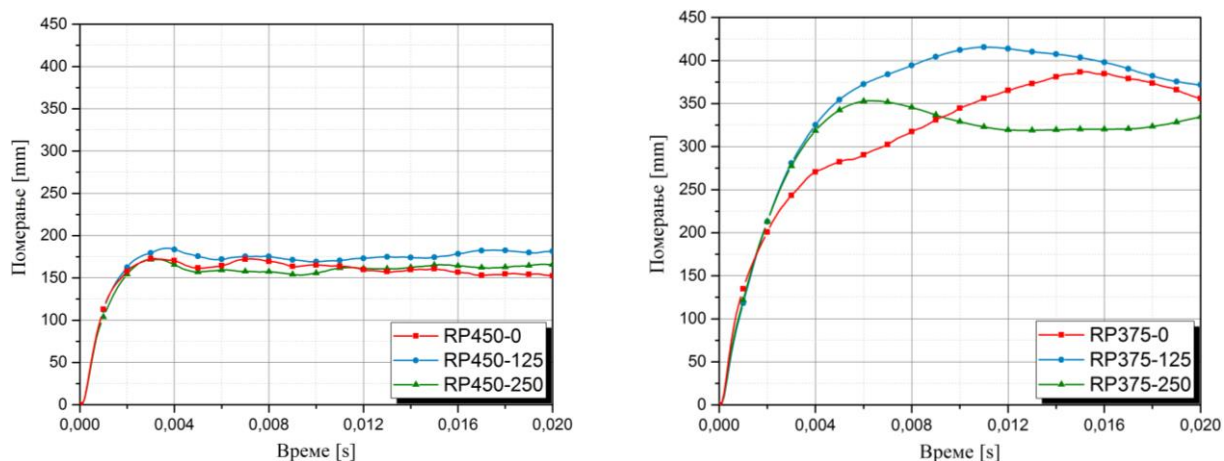
RP



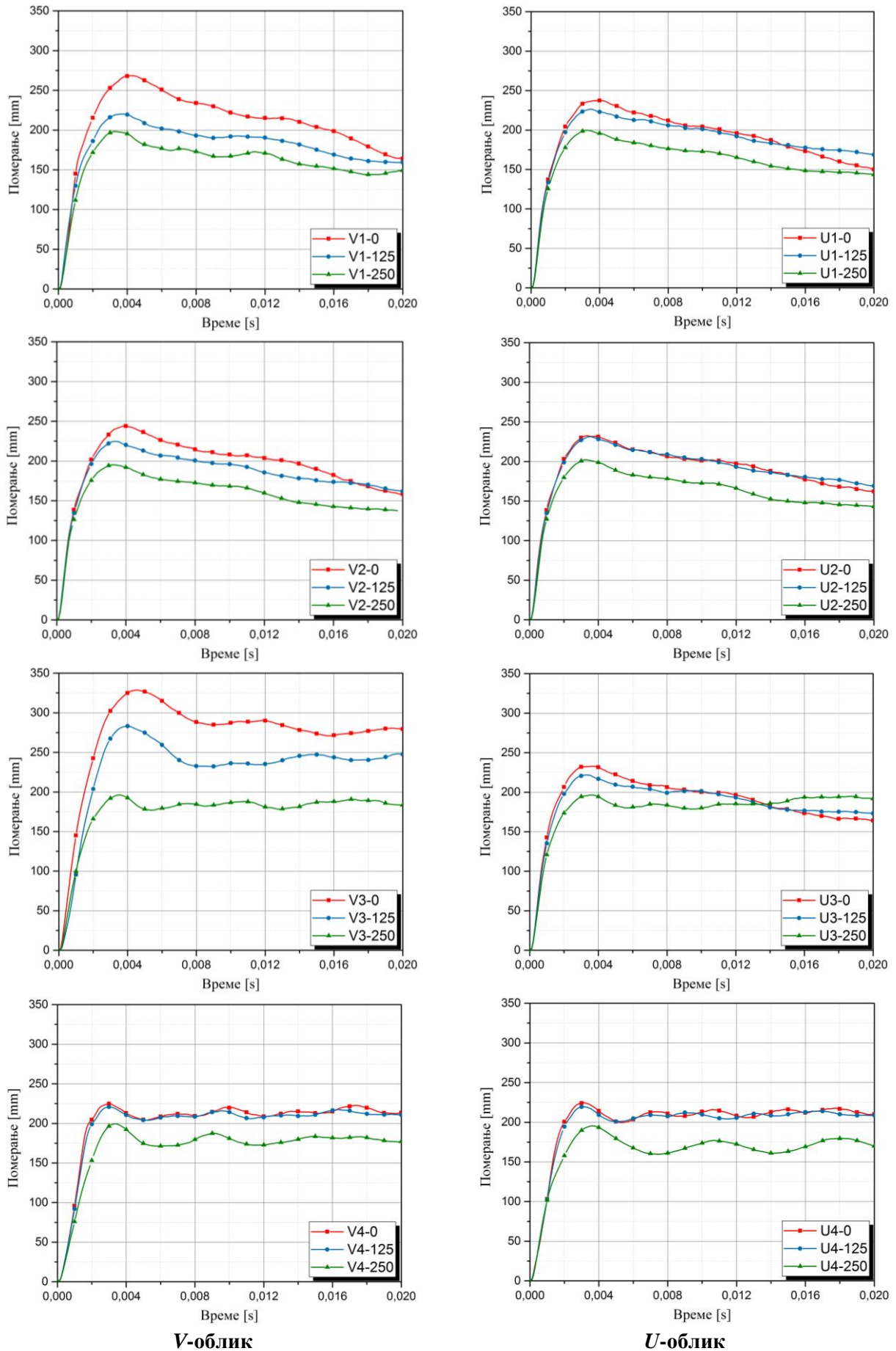
Слика 8.7 Основна плоча и модификовани облици

### 8.3.2 Резултати анализе облика плоча додатне заштите

Величина која је изабрана за поређење добијених резултата основне плоче и модификованих облика је померање централног чвора на плочи који се налази и на подужној равни симетрије у правцу управном на основну плочу. Резултати су приказана на дијаграмима у оквиру слика 8.8 и 8.9.



Слика 8.8 Померање централног чвора на подужној равни симетрије код основне плоче: а) клиренс 450 mm и б) клиренс 375 mm

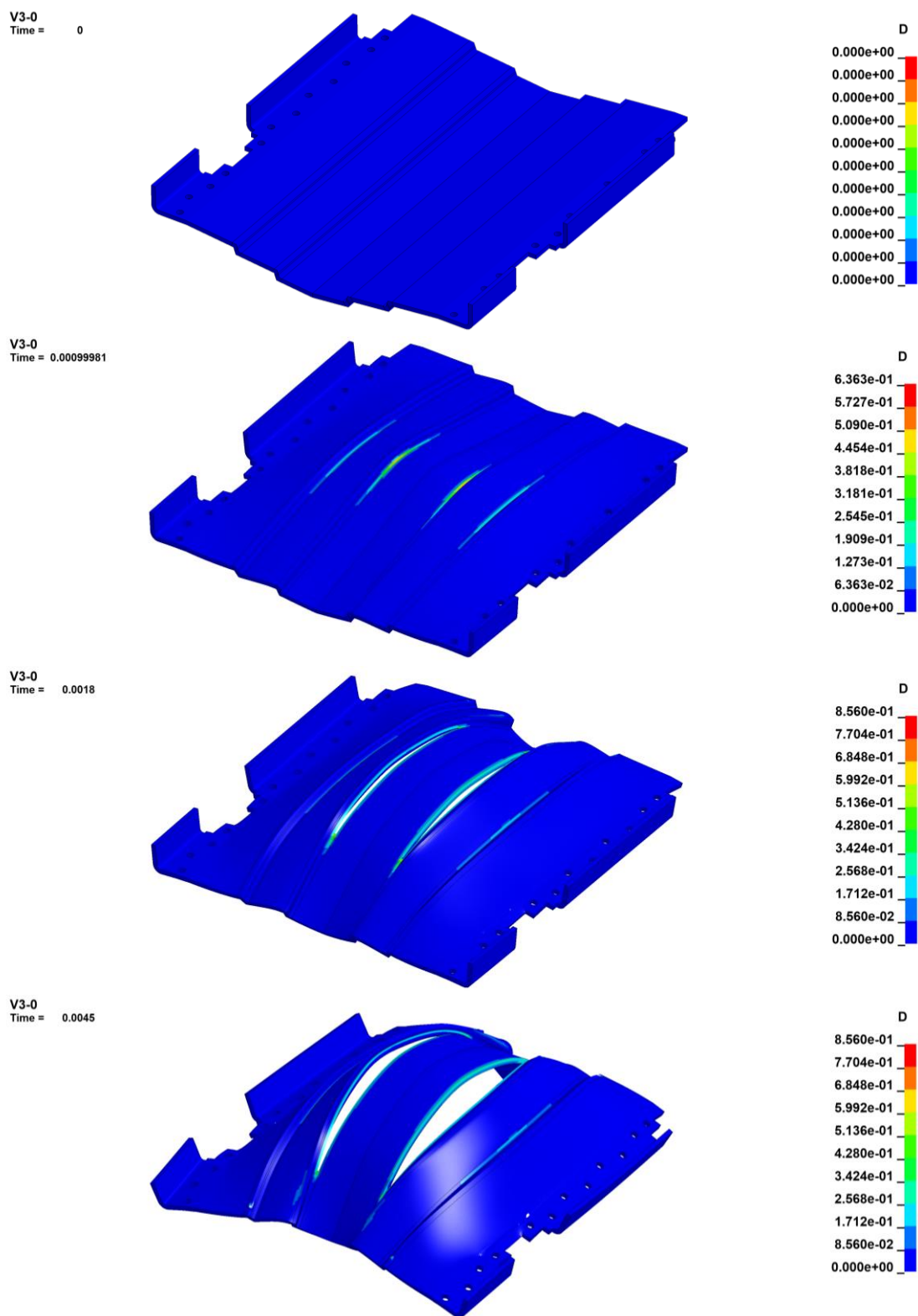


V-облик

U-облик

Слика 8.9 Померање централног чвора на подужној равни симетрије код модификованих плоча

### 8.3.3 Закључак анализе облика плоча противминске заштите



Слика 8.10 Оштећења и одвајање плоча на месту завареног споја модификованог облика V3-0

На основу добијених резултата, може се закључити следеће:

- Разлика у клиренсу између основне плоче и модификованих облика плоча је утицала на разлику у померању у корист основне плоче са клиренсом од 450 mm.

- Утицај клиренса је јасно уочљив поређењем резултата померања основне плоча за случајеве растојања од експлозивног пуњења од 450 *mm* и 375 *mm*. Када је мање растојање, основна плоча се деформише у сферни облик, који улази у простор носеће конструкције, понашајући се као пројектил који удара у под возила.
- Плоче из групе са *U*-обликом имају мања померања у односу на групу плоча са *V*-обликом. Закључује се да се ове плоче понашају круће.
- Вијчане везе су попуцале у свим варијантама плоча, што наводи на закључак да везивање није адекватно. У случају равних плоча које немају додатне бочне завршетке, после пуцања вијака, долази до промене облика плоче која се при повећању ударног притиска експлозије може понашати као пројектил, додатно угрожавајући под возила. Ово одговара равној плочи са клиренсом 375 *mm*.
- Најповољнији резултати модификованих облика плоча су плоче *V4* и *U4*, које имају највећу површину поклапања са основним плочама.
- Модификовани облици заварених плоча без ојачања нису у стању да задрже ударне таласе експлозије, јер долази до раздвајања плоча не месту завареног споја. На слици 8.10 је приказано одвајање плоча модификованог облика *V3-0*, на местима заварених спојева плоча.
- Употреба модификованих облика плоча са завареним спојевима је могућа, али уз употребу додатних ојачања.
- Пројектовање противминске заштите треба да буде саставни део процеса пројектовања комплетног возила, јер се на тај начин може остварити повољнија конфигурација заштите.
- Развој додатне заштите на већ израђеним и експлоатисаним возилима, која не поседују заштиту, је отежано захтевима клиренса, присутних геометријских ограничења и постојећим перформансама возила која се не смеју угрозити.

Детаљнији приказ резултата налази се у прилогу А.

Применом развијене методологије одређивања параметара Johnson-Cook-овог материјалног модела на решавању проблема противминске заштите борбених војних возила, омогућен је увид у природу понашања додатне заштите. Приказаном анализом основне равне плоче и модификованих облика, са и без заварених спојева, установљен је облик који је најповољнији за конкретну израду и уградњу.

## 8.4 Полигонска испитивања интегритета конструкције сурогата борбеног возила

Закључно разматрање у оквиру анализе облика додатне заштите, којим је представљен утицај облика плоча додатне заштите и клиренса возила, утицали су на избор конфигурације сурогата борбеног возила који је испитан на полигону. С тим у вези, извршена је израда сурогата, идентичне конфигурације и уз употребу разматраног челика повишене јачине STRENX700. Носилац развоја и овог испитивања је компанија ЈугоИмпорт СДПР из Београда, а реализатор Технички Опитни Центар (ТОЦ) на свом опитном полигону у Никинцима.

Додатну заштиту испитаног узорка представља равна плоча. Њеним избором, анализиран је повољнији случај када је у питању клиренс возила.

Резултат опитног испитивања, за ниво 3б према стандарду STANAG 4569, је приказан на слици 8.11. Приказани склоп сурогата је окренут за 180° због бољег увида у деформисано стање плоче додатне

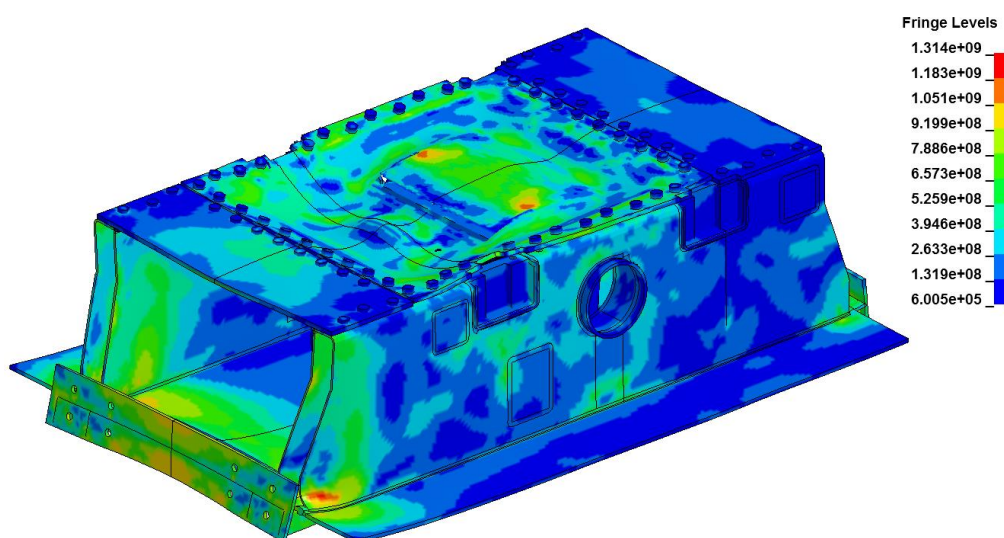


заштите. Присуство елемената трансмисије погона возила унутар шасијског дела, су утицали на концентрацију напона у одређеним зонама плоче додатне заштите и стварање оштећења у виду пукотина. Поред овога, уочљиво је пуцање бочних вијака са обе стране везивања плоче додатне заштите.



Слика 8.11 Деформисано стање плоче додатне заштите

Резултат нумеричког прорачуна, поље ефективног напона, је приказан на слици 8.12. Уочено оштећење у виду великих пластичних деформација и пукотина, као и пуцање вијака, код испитаног модела сурогата је присутно и у резултатима нумеричког прорачуна. Овим слагањем, истовремено је потврђен потенцијал и значај нумеричких метода, као што су методе коначних елемената или разлика. Такође, остварени резултати представљају основу за даље пројектовање противминске заштите борбеног мозила.



Слика 8.12 Поље ефективног напона [MPa]





## 9 Закључна разматрања

Остваривање техничко-технолошког напретка у пројектовању сложених и одговорних челичних конструкција треба да представља тежњу сваког пројектанта који иоле мало држи до општег развоја друштва. Повезивање научних поставки са експерименталним истраживањима, свакако представља један од начина развоја конкретних методологија за решавање присутних проблема. Савремено доба, не само да нуди савремене технологије и решења, већ је упоредо изложено сталним изазовима и настанку савремених проблема. Посматрано кроз призму заштите, појавом и развојем челика повишене јачине, отвориле су се нове могућности у погледу пружања балистичке и противминске заштите. Нажалост, оружани конфликти у скоријој прошлости су показали да ратовања уз употребу конвенционалног наоружања представљају прошлост, а самим тим и да употреба проверених материјала није довољан услов за пружање адекватне безбедности. Да ли је у питању напад или одбрана, заштита људског живота представља приоритет у пројектовању војних средстава.

Историјска чињеница да са оружаним конфликтима упоредо долази да техничко-технолошког напретка, је присутна и у данашњици. Наиме, почетак XX је обележен првим глобалним сукобом, Први светски рат, који је истовремено био прећен развојем војне технике. Прве идеје и методологије које су требале да одговоре сложеним захтевима су настале у том периоду. Идејни творац данас најраспрострањенијег уређаја за испитивање материјала при великим брзинама деформације је Британац John Hopkins, који је мотив за развој уређаја нашао у тежњи ка достизању нових сазнања и њиховој конкретној примени. Каснији развој и примењене модификације уређаја су довеле до данашњих савремених решења уређаја, чија је примена порасла развојем рачунарских система, истовремено праћена потребама за одговорима на савремене изазове као што је противминска заштита. Оружани конфликти почетком XXI века су обележени новим видом ратовања, којим је ратиште замењено новим урбанијим теренима. Количина и доступност минско-експлозивних средстава омогућили су нови облик терористичког деловања. Јадан од одговора се односио на развој борбених војних возила, у чијем пројектовању су укључивани нови савремени материјали истовремено са новим техничко-технолошким решењима. Познавање карактеристика материјала при динамичким оптерећењима је поново дошло до изражаја у пракси као неопходно за пројектовање заштите чланова посаде.

Имајући у виду потребе нашег друштва, истраживање и развој уређаја, а затим успостављање методологије за конкретизовање резултата испитивања, представљају логичну последицу. Постављени захтеви у погледу остваривања противминске заштите на постојећим борбеним војним возилима, омогућили су повлачење првих корака ка остварењу циља. Упознавање сложености проблематике, из инжењерског угла је довело до разматрања, а каснијег развоја затезног Хопкинсоновог штапа за испитивање материјала при великим брзинама деформације. Развој уређаја је био базиран на постојећим решењима, уз примену неких сопствених модификација које су дошле као резултат анализа. Савремене методе, као што је метод коначних елемената, су показале да је предност данашњице велика, а будућност немерљива. Основе теорије простирања таласа примењене током дизајнирања и провере решења затезне варијанте Хопкинсоновог штапа, омогућиле су успешност уређаја.

Високи захтеви у погледу заштите, као последица неконвенционалног ратовања и даљег усавршавања убојитих средстава, довели су до истовременог развоја и примене савремених материјала као што су полиамиди или керамика. Ипак, њихова употреба је ограничена и базирана је на комбинацији са челицима, углавном из групе повишене јачине. Висок технолошки ниво обрадивости и познате механичке карактеристике, које остају непроменљиве дуги низ година, омогућио је челику доминантну улогу у погледу противминске заштите. Његова употреба са другим материјалима представља основу ка решењима противминске заштите. Један од типичних представника савремених

челика повишене јачине је употребљен за спровођење експеримената и успостављање методологије одређивања параметара материјалног модела за потребе напонско-деформационих анализа на бази коначних елемената или разлика.

Сложеност проблематике противминске заштите, довела је до разматрања једног од главних проблема нумеричких прорачуна, а који се односи на избор материјалног модела који треба на што приближнији начин да одговори потреби. Конкретно, проблематика је укључила истовремено материјалну нелинеарност до самог лома, затим, променљиву брзину деформације уз евентуални утицај високе температуре. Анализирајући доступну литературу и према наведеним карактеристикама проблема, уз могућност примене у комерцијалним софтверима за напонско-деформациону анализу, изабран је Johnson-Cook-ов материјални модел. Иако је у питању феноменолошки материјални модел, његова примена у решавању сличних проблема је опште прихваћена од стране научне и истраживачке заједнице. Ипак, доступност параметара изабраног материјалног модела за конкретан материјал као и њихова веродостојност представљају главни разлог провере и верификације.

Развијена методологија омогућава самостално одређивање параметара и њихову верификацију за материјал који се испитује. Представљена методологија се одликује великим бројем експеримената који укључују употребу развијеног затезног Хопкинсоновог штапа и савремених уређаја за испитивање и мерење. Испитивања на сервохидрауличној кидалици уз употребу оптичких мерних система за дигитализацију површину, су коришћени за прецизно и поуздано одређивање кривих течења и стварних деформација лома на основу којих су одређивани параметри материјалног модела. Испитивања на повишеним температурама, свакако представљају велики изазов сваке лабораторије. Методологија је укључила испитивање епрувета различитих облика и димензија, истовремено испитујући епрувете од основног материјала и са завареним спојем.

Коначни резултати испитивања су употребљени за анализу утицаја облика додатне противминске заштите на моделу борбеног војног возила. Анализом су обухваћене основне равне плоче, као и модификовани облици који су добијени поступком заваривања. Иако досадашња експериментална искуства у оквиру полигонских испитивања противминске заштите указују на изразит проблем употребе заваривања као поступка спајања плоча, утврђено је да се употребом додатних ојачања њихов негативан ефекат може поништити. На овом примеру је конкретизована методологија одређивања параметара модела, чиме се омогућава анализа утицаја таласа на интегритет носеће конструкције. Наравно, ово представља само један део у остваривању укупне противминске заштите. Остварена сазнања нису условљена само разматрањем проблематиком противминске заштите, већ су применљива и у осталим областима за која су карактеристична слична динамичка оптерећења. Дакле, допринос приказане методологије се може посматрати као значајан у области пројектовања сложених конструкција.

Установљена методологија одређивања материјалних карактеристика и њихова конкретна примена, представљају основу за потенцијална будућа истраживања која се могу поделити у следеће категорије:

- Наставак развоја и даље усавршавање методологије испитивања материјала при великим брзинама деформације
- Развој материјалног модела
- Имплементација Johnson-Cook-ов материјалног модела у програмски пакет ПАК
- Противминска заштита

## Референце

- [1] J. A. Zukas, T. Nicholas, H. F. Swift, L. B. Greszczuk и D. R. Curran, *Impact Dynamics*, Malabar, FL: Krieger Publishing Co, 1992.
- [2] J. A. Bailey, J. Barson, P. Blau, K. Budinski и i. ostali, „ASM Handbook,“ у *Mechanical Testing and Evaluation*, ASM International, 2000.
- [3] A. M. Hamouda и M. S. Hashmi, „Testing of composite materials at high rates of strain: advances and challenges,“ *Journal of Materials Processing Technology*, т. 77, pp. 237-336, 1998.
- [4] B. Hopkinson, "A Method of Measuring the Pressure Produced in the Detonation of High Explosives of by the Impact of Bullet," *The Royal Society*, vol. 213, pp. 497-508, 1914.
- [5] H. Kolsky, „An Investigation of the Mechanical Properties of Materials at very High Rates of Loading,“ *Proceedings of the Physical Society*, т. 62, бр. 11, pp. 676-700, 1949.
- [6] J. M. Krafft, A. M. Sullivan и C. F. Tipper, „The Effect of Static and Dynamic Loading and Temperature on the Yield Stress of Iron and Mild Steel in Compression,“ *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical*, т. 221, бр. 1144, pp. 114-127, 1954.
- [7] U. S. Lindholm, „Some Experiments with the Split Hopkinson Pressure Bar,“ *J.Mesh.Phys.Solids*, т. 12, pp. 317-335, 1964.
- [8] J. Harding, E. O. Wood и J. D. Campbell, „Tensile Testing of Materials at Impact Rates of Strain,“ *Journal of Mechanical Engineering Science*, т. 2, бр. 2, pp. 88-96, 1960.
- [9] U. S. Lindholm и L. M. Yeakley, „High Strain Rate Testing: Tension and Compression,“ *Experimental Mechanics*, т. 8, pp. 1-9, 1968.
- [10] T. Nickolas, „Tensile testing of materials at high rates of strain,“ *Experimental Mechanics*, т. 21, бр. 5, pp. 177-185, 1981.
- [11] C. Albertini и M. Montagnani, „Wave propagation effects in dynamic loading,“ *Nuclear Engineering and Design*, т. 37, pp. 115-124, 1976.
- [12] M. Živković, A. Dišić, R. Slavković, M. Ravlić, R. Vujanac, D. Rakić, M. Blagojević и V. Milovanović, „Uređaj za ispitivanje materijala pri velikim brzinama deformacije - Zatezni Hopkinsonov štap,“ Fakultet inženjerskih nauka u Kragujevcu, Univerzitet u Kragujevcu, Kragujevac, 2011.
- [13] D. Forni, B. Chiaia и E. Cadoni, „Strain rate behaviour in tension of S355 steel: Base for progressive collapse analysis,“ *Engineering Structures*, т. 119, pp. 164-173, 2016.
- [14] G. J. Johnson и W. H. Cook, „A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strain. High Strain Rates and High Temperatures,“ *Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics*, Том. 1 од 219-21, pp. 541-547, 1983.
- [15] G. R. Johnson и W. H. Cook, „Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures and Pressures,“ *Engineering Fracture Mechanics*, т. 21, бр. 1, pp. 31-48, 1985.
- [16] T. J. Holmquist и G. R. Johnson, „Determination of constants and comparison of results for various constitutive models,“ *Journal de Physique IV*, т. 1, бр. C3, pp. 853-560, 1991.
- [17] T. Borvik, O. S. Hopperstad, T. Berstad и M. Langseth, „A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration,“ *European Journal of Mechanics -A/Solids*, т. 20, бр. 5, pp. 685-712, 2001.

- [18] T. Borvik, M. Langseth, O. S. Hopperstad и K. A. Malo, „Ballistic penetration of steel plates,“ *International Journal of Impact Engineering*, т. 22, pp. 855-886, 1999.
- [19] J. W. Hancock и A. C. Mackenzie, „On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steel Subjected to Multi-axial Stress-states,“ *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, т. 24, бр. 1-2, pp. 147-160, 1976.
- [20] J. W. Hancock и D. K. Brown, „On the Role of Strain and Stress State in Ductile Failure,“ *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, т. 31, бр. 1, pp. 1-24, 1983.
- [21] M. S. Mirza и D. C. Barton, „The effect of stress triaxiality and strain-rate on the fracture characteristics of ductile metals,“ *Journal of Materials Science*, т. 31, pp. 453-461, 1996.
- [22] R. Becker, A. Needleman, O. Richmond и V. Tvergaard, „Void growth and failure in notched bars,“ *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, т. 36, бр. 3, pp. 317-351, 1988.
- [23] Y. Bao и T. Wierzbicki, „A Comparative Study on Various Ductile Crack Formation Criteria,“ *Journal of Engineering Materials and Technology*, т. 126, pp. 314-324, 2004.
- [24] D. Holland, A. Halim и W. Dahl, „Influence of stress triaxiality upon ductile crack propagation,“ *y Meeting of the Committee for Fundamentals of Materials Science*, Dusseldorf, Germany, 1989.
- [25] J. R. Rice и D. M. Tracey, „On the Ductile Enlargement of voids in Triaxial Stress Fields,“ *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, т. 17, бр. 3, pp. 201-217, 1969.
- [26] F. A. McClintock, „A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes,“ *Journal of Applied Mechanics*, т. 35, бр. 2, pp. 363-371, 1968.
- [27] M. Alves и N. Jones, „Influence of hydrostatic stress on failure of axisymmetric notched specimens,“ *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, т. 47, pp. 643-667, 1999.
- [28] J. O. Hallquist, *LS-DYNA - Theory Manual*, Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2006.
- [29] C. N. Kingery и G. Bulmash, „Air Blast Parameters from TNT Spherical Air Burst and Hemispherical Surface Burst,“ *US Army Ballistic Research Laboratories*, Aberdeen, 1984.
- [30] G. Randers-Perhson и K. A. Bannister, „Airblast Loading Model for DYNA2D and DYNA3D,“ *Army Research Laboratory*, Aberdeen, 1997.
- [31] A. Showichen, „Numerical analysis of vehicle bottom structure subjected to anti-tank mine explosions,“ *College of Defence Management and Technology*, Cranfield University, Cranfield, 2008.
- [32] T. Borvik, A. G. Hanssen, M. Langseth и L. Olovsson, „Response of structures to planar blast loads – A finite element engineering approach,“ *Computers and Structures*, т. 87, pp. 507-520, 2009.
- [33] A. Neuberger, S. Peles и D. Rittel, „Scaling the response of circular plates subjected to large and close-range spherical explosions. Part I: Air-blast loading,“ *International Journal of Impact Engineering*, т. 34, pp. 859-873, 2007.
- [34] A. Brill, B. Cohen и P. A. Du Bois, „Simulation of a mine blast effect on the occupants of an APC,“ *y 6th European LS-DYNA Users' Conference*, Gothenburg, Sweden, 2007.
- [35] K. Williams и F. Fillion-Gourdeau, „Numerical simulation of light armoured vehicle occupant vulnerability to Anti-Vehicle Mine Blast,“ *y 7th International LS-DYNA Users Conference*, Bamberg, Germany, 2010.
- [36] S. Walley and D. Eakins, "Introduction," *The Royal Society*, vol. 372, 2014.

- [37] W. Chen and B. Song, Split Hopkinson (Kolsky) bar, New York: Springer, 2011.
- [38] J. W. Landon and H. Quinney, "Experiments with the Hopkinson Pressure Bar," *The Royal Society*, vol. 103, no. 723, 1923.
- [39] G. I. Taylor, "The Testing of Materials at High Rates of Loading," *Journal of the Institution of Civil Engineers*, vol. 26, no. 8, pp. 486-519, 1946.
- [40] G. I. Teylor, „The mechanical properties of cordite during impact stressing (Originally written for the Ministry of Supply of the UK Government, 1942.),“ *Mechanics of solids*, т. 1, pp. 480-495, 1958.
- [41] E. Volterra, „Alcuni risultati di prove dinamiche sui materiali,“ *Rivista Nuovo Cimento*, т. 4, pp. 1-28, 1948.
- [42] K. T. Ramesh, „High Strain Rate and Impact Experiments,“ у *Springer handbook of Experimental Solid mechanics*, New York, 2009, pp. 1-30.
- [43] A. Thakur, S. Nemat-Nasser и K. S. Vecchio, „Dynamic Baushinger Effect,“ *Acta Metallurgica*, т. 44, бр. 7, pp. 2797-2807, 1996.
- [44] S. Nemat-Nasser, J. B. Isaacs и J. E. Starrett, „Hopkinson Techniques for Dynamic Recovery Experiments,“ *Mathematical and Physical Sciences*, т. 435, бр. 1894, pp. 371-391, 1991.
- [45] C. Albertini, P. M. Bone и M. Montagnani, „Development of the Hopkinson bar for testing large specimens in tensio,“ *Journal de physique*, т. C5, бр. 8, pp. 499-503, 1985.
- [46] C. Albertini, L. J. Griffiths, M. Montagnani, A. Rodis, P. Mariotti, A. Paluffi и G. Paziienza, „Material characterization by an innovative biaxial shear experiment at very large strains and at very high strain rates,“ *Journal de physique*, т. 1, pp. 435-440, 1991.
- [47] G. H. Staab и A. Gilat, „A direct-tension split Hopkinson bar for high-strain rate testing,“ *Experimental mechanics*, т. 31, бр. 3, pp. 232-235, 1991.
- [48] U. o. Cambridge, „<http://www-g.eng.cam.ac.uk/125/1900-1925/hopkinson.html>,“ [На мрежи].
- [49] K. C. o. London, „<http://kingscollections.org/warmemorials/kings-college/memorials/hopkinson-bertram>,“ [На мрежи].
- [50] G. G. t. B. I. History, „[https://www.gracesguide.co.uk/Bertram\\_Hopkinson](https://www.gracesguide.co.uk/Bertram_Hopkinson),“ [На мрежи].
- [51] B. Hopkins, „The Effects of Momentary Stresses in Metals,“ *The Royal Society*, т. 74, pp. 498-506, 1904.
- [52] M. A. Mayers, *Dynamic behavior of materials*, New York: John Wiley Interscience Publication, 1994.
- [53] M. Kojić, R. Slavković, M. Živković и N. Grujović, *Metod konačnih elemenata I, Linearna analiza*, Kragujevac: Mašinski fakultet, Univerzitet u Kragujevcu, 1998.
- [54] V. Georgijević, *Tehnička fizika - izabrana poglavlja*, Beograd: Građevinski fakultat, Univerzitet u Beogradu, 2008.
- [55] P. Marinković, *Talasi*, Beograd: Elektrotehnički fakultet, Univerzitet u Beogradu, 2006.
- [56] H. R. Harrison и T. Nettleton, *Advanced Engineering Dynamics*, New York: John Wiley & Sons Inc, 1997.
- [57] J. D. Achenbach, *Wave propagation in Elastic solids*, Amsterdam: North-Holland Publishing Company, 1973.



- [58] G. W. Housner и D. E. Hudson, *Applied Mechanics Dynamics*, California Institute of Tehnology, 1991.
- [59] D. Royer и E. Dieulesaint, *Elastic Waves in Solids I - Free and Guided Propagation*, Berlin: Springer-Verlag, 1996.
- [60] A. H. Clausen и T. Auestad, *Split-Hopkinson Tension Bar: Experimental Set-up and Theoretical Considerations*, Trondheim: NTNU Department of Structural Engineering, Norwegian University of Science and Tehnology, 2002.
- [61] R. W. Clough и J. Penzien, *Dynamics of Structures*, New York: McGraw-Hill, 1975.
- [62] J. A. Zukas, *High velocity impact dynamics*, New York: John Wiley & Sons, Inc, 1990.
- [63] E. Cadoni, K. Labibes, C. Albertini, M. Berra и M. Giangrasso, „Strain-rate effect on the tensile behaviour of concrete at different relative humidity levels,“ *Materials and Structures*, т. 34, pp. 21-26, 2001.
- [64] LS-DYNA, *LS-DYNA Keyword Users Manual - Volume II: Material Models*, Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2016.
- [65] R. Meyer, J. Kohler и A. Homburg, *Explosives*, Hamburg: Wiley-VCH Verlag GmbH&Co, 2002.
- [66] J. A. Zukas и W. P. Walters, *Explosive Effects and Applications*, New York: Springer Science+Business Media, 1998.
- [67] NATO, „AEP-55 Vol2 Procedures for Evaluating the Protection Level of Armoured Vehicles - Mine Threat,“ NATO Standardization Agency, 2014.
- [68] S. Glasston и P. J. Dolan, *The effects of Nuclear Weapons*, Washington: United States Department of Defense and Energy Research and Development Administration, 1977.
- [69] C. E. Needham, *Blast Waves*, Berlin: Springer-Verlag, 2010.
- [70] t. N. a. t. A. F. i. U. Departments of the Army, TM 5-1300 - *Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions*, Washington: Headquarters, 1969.
- [71] T. P. Slavik, „A Coupling of Empirical Explosive Blast Loads to ALE Air Domains in LS-DYNA,“ y *7th European LS-DYNA Conference*, 2009.
- [72] D. Bjerketvedt, J. R. Bakke и K. van Wingerden, „Gas Explosion Handbook,“ *Journal of Hazadous Materials*, т. 52, pp. 1-150, 1997.
- [73] S. P. Todd, „Blast Loading in LS-DYNA,“ University of California, San Diego, 2012.
- [74] R. Jeremić и Z. Bajić, „An approach to determining the TNT equivalent of high explosives,“ *Scientific-Technical Review*, т. LVI, бр. 1, pp. 58-62, 2006.
- [75] V. Karlos и G. Solomos, „Calculation of Blast Loads for Application to Structural Components,“ Publications Office of the European Union, Luxembourg, 2013.
- [76] Z. Bajić, J. Bogdanov и R. Jeremić, „Blast Effects Evaluation Using TNT Equivalent,“ *Scientific Technical Review*, т. LIX, бр. 3, pp. 50-53, 2009.
- [77] D. B. Chang и C. S. Young, „Probabilistic Estimates of Vulnerability to Explosive Overpressures and Impulses,“ *Journal of Physical Security*, т. 4, бр. 2, pp. 10-29, 2010.
- [78] L. P. Orlenko, *ФИЗИКА ВЗРЫВА - Том I, ИЗДАТЕЛЬСТВО «НАУКА»*, 2004.

- [79] A. Kari и M. Milinović, „Borbena opterećenje višecevnog lansera usled dejstva udarnog talasa,“ *Vojnotehnički glasnik*, т. 1, pp. 31-41, 2008.
- [80] W. S. Association, *The white book of steel*, World Steel Association, 2012.
- [81] E. C. f. Standardization, „EN 10025-6:2004 Technical delivery conditions for flat products of high yield strength structural steels in the quenched and tempered condition,“ European Committee for Standardization, 2009.
- [82] E. C. f. 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,“ European Committee for Standardization, 1996.
- [83] SSAB, *The Steel Book*, SSAB.
- [84] SSAB, „Data sheet 2006 Strenx 700 2017,“ SSAB, 2017.
- [85] M. Jovanović и V. Lazić, *Tehnologija livenja i zavarivanja*, Kragujevac: Fakultet inženjerskih nauka, Univerzitet u Kragujevcu, 2015.
- [86] A. Ilić, „Doktorska disertacija - Uticaj složenosti oblika, materijala, koncentracije napna i temperature na projektovanje zavarenih konstrukcija,“ Fakultet inženjerskih nauka, Univerzitet u Kragujevcu, Kragujevac, 2015.
- [87] M. Jovanović и V. Lazić, „Uputstvo za zavarivanje čelika povišene jačine, čelik WELDOX 700,“ Mašinski fakultet, Univerzitet u Kragujevcu, Kragujevac, 2009.
- [88] SSAB, „Welding of Strenx,“ SSAB, Stockholm, 2017.
- [89] SSAB, „Welding handbook,“ SSAB Oxelosund AB, Stockholm, 2009.
- [90] E. C. f. Standardization, „EN ISO 6892-1:2009 Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature,“ European Committee for Standardization, 2009.
- [91] M. Jovanović, V. Lazić, D. Adamović и N. Ratković, *Mašinski materijali*, Kragujevac: Mašinski fakultet, Univerzitet u Kragujevcu, 2003.
- [92] A. Majstorović и V. Đukić, *Uputstva za ispitivanje mašinskih materijala*, Beograd: Stručna štampa, 1974.
- [93] M. Arsenijević, A. Valčić и M. Brekić, *Fizičko Mehaničko ispitivanje materijala*, Beograd: Građevinska knjiga, 1972.
- [94] V. Đukić и A. Majstovorić, *Uvod u ispitivanje metala*, Kragujevac: Viša škola za obrazovanje radnika u Kragujevcu, 1978.
- [95] P. Terzić, *Ispitivanje metala - mehanička ispitivanja*, Beograd: Tehnološko-Metalurški fakultet u Beogradu, 1988.
- [96] B. Devedić, *Obrada metala deformisanjem - Prvi deo: Plastičnost metala. Teorija plastičnog deformisanja*, 1980: Univerzitet Svetozar Marković u Kragujevcu, Kragujevac.
- [97] S. Jovičić, *Osnovi konstruisanja*, Kragujevac: Mašinski fakultet, Univerzitet u Kragujevcu, 2002.
- [98] A. S. Khan и S. Huang, *Continuum theory of plasticity*, New York: John Wiley & Sons, Inc, 1995.
- [99] R. Hill, *The Mathematical Theory of Plasticity*, New York: Oxford University Press Inc, 1950.

- [100] N. Tsuchida, T. Inoue и K. Enami, „Estimations of the True Stress and True Strain until Just before Fracture by the Stepwise Tensile Test and Bridgman Equation for Various Metals and Alloys,“ *Materials Transactions*, т. 53, бр. 1, pp. 133-139, 2012.
- [101] Y. Ling, „Uniaxial True Stress-Strain after Necking,“ *AMP Journal of Technology*, т. 5, pp. 37-48, 1996.
- [102] A. M. Meyers и K. K. Chawla, *Mechanical Behavior of Materials*, New York: Cambridge University Press, 2009.
- [103] K. S. Zhano и Z. H. Li, „Numerical analysis of the stress-strain curve and fracture initiation for ductile material,“ *Engineering Fracture Mechanics*, т. 49, бр. 2, pp. 235-241, 1994.
- [104] G. Le Roy, J. D. Embury, G. Edward и M. F. Ashby, „A model of ductile fracture based on the nucleation and growth of voids,“ *Acta Metallurgica*, т. 29, pp. 1509-1522, 1981.
- [105] E. C. f. Standardization, „EN ISO 377:1997 Steel and steel products - Location and preparation of samples and test pieces for mechanical testing,“ European Committee for Standardization, 1997.
- [106] E. C. f. Standardization, „EN ISO 7500-1:2004 Metallic materials - Verification of static uniaxial testing machines - Part 1: Tension/compression testing machines-Verification and calibration of the force-measuring system,“ European Committee for Standardization, 2004.
- [107] E. C. f. Standardization, „EN ISO 9513:2002 Metallic materials - Calibration of extensometer systems used in uniaxial testing,“ European Committee for Standardization, 2002.
- [108] E. C. f. Standardization, „EN ISO 6507-1:2005 Metallic materials - Vickers hardness test - Part1: Test method,“ European Committee for Standardization.
- [109] E. C. f. Standardization, „EN 23878:2011 Hardmetals - Vickers hardness test,“ European Committee for Standardization, 2011.
- [110] V. Milovanović, „Doktorska disertacija - Razvoj metodologije za esperimentalnu i numeričku procenu integriteta nosećih delova vagonске konstrukcije izloženih cikličnom dinamičkom opterećenju,“ Fakultet Inženjerskih nauka, Univerzitet u Kragujevcu, Kragujevac, 2016.
- [111] E. C. f. Standardization, „EN ISO 148-1:2010 Metallic materials - Charpy pendulum impact test - Part 1: Test method,“ European Committee for Standardization, 2010.
- [112] E. C. f. Standardization, „EN ISO 148-2:2008 Metallic materials - Charpy pendulum impact test - Part 2: Verification of testng machines,“ European Committee for Standardization, 2008.
- [113] J. R. Davis, *Tensile Testing*, ASM International, 2004.
- [114] K.-H. Chang и C.-H. Lee, „Characteristics of High Temperature Tensile Properties and Residual Stresses in Weldments of High Strength Steels,“ *Materials Transactions*, т. 47, бр. 2, pp. 348-354, 2006.
- [115] E. C. f. Standardization, „ISO 6892-2:2011 Metallic materials - Tensile testing - Part2: Method of test at elevated temperature,“ European Committee for Standardization, 2011.
- [116] E. a. de Souza Neto, D. Perić и D. R. Owen, *Computational methods for plasticity - Theory and applications*, Chichester: John Wiley and Sons, Ltd, 2008.
- [117] L. M. Kachanov, *Foundations of the theory of plasticity*, Amsterdam: Nord-Holland Publishing Company, 1971.
- [118] M. Kojić и K. Bathe, *Inelastic analysis of silids and structures*, Berlin: Springer-Varlag, 2003.

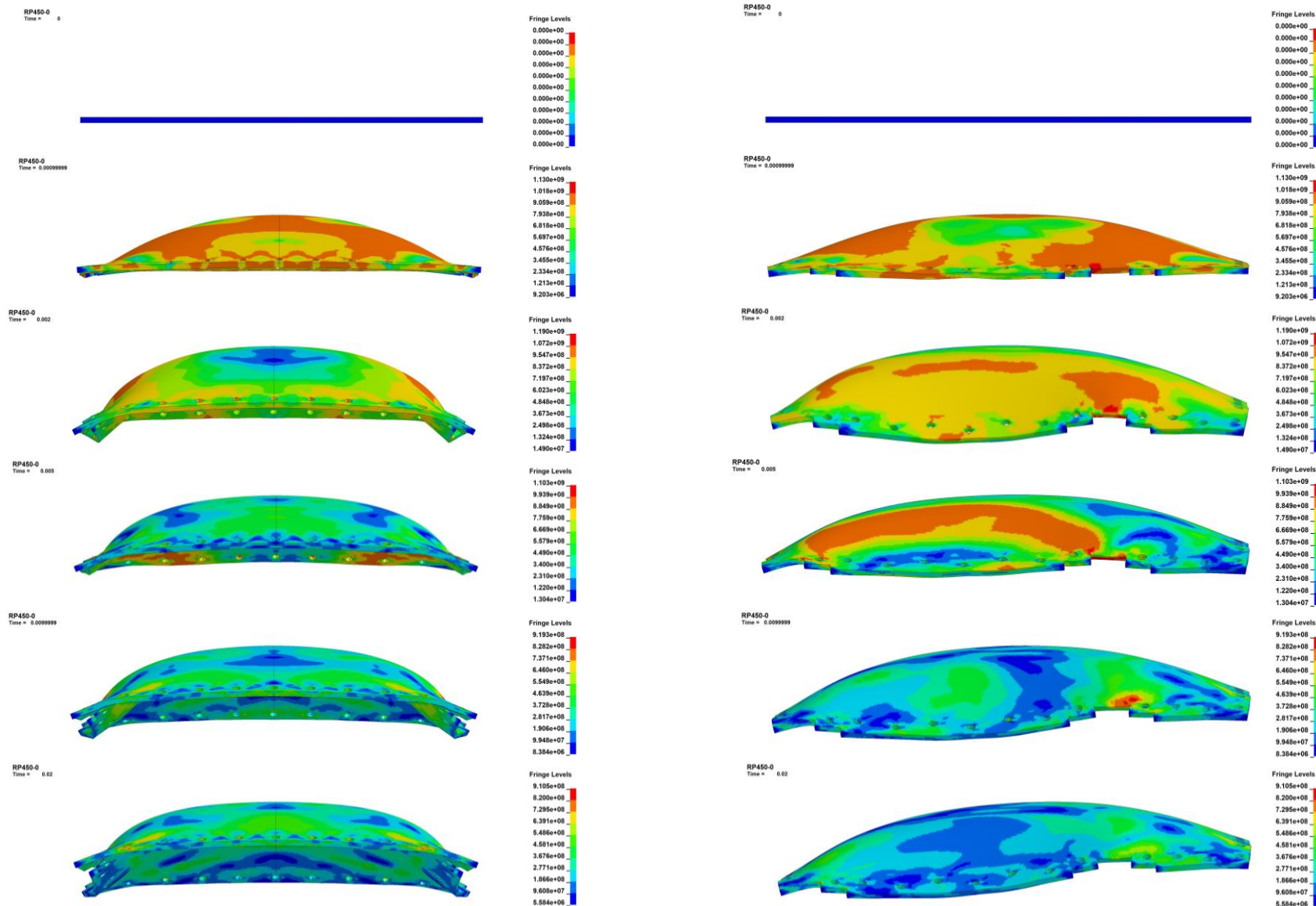
- [119] A. International, „E646-16 Standard Test Method for Tensile Strain-Hardening Exponents (n -Values) of Metallic Sheet Materials,“ ASTM International, 2016.
- [120] J. Lubliner, Plasticity theory, University of California at Berkeley, 2005.
- [121] J. Chakrabarty, Theory of Plasticity, Burlington: Elsevier, 2006.
- [122] W. Ramberg и W. R. Osgood, „Description of stress-strain curve by three parameters,“ National Advisory Committee for Aeronautics, Washington, 1943.
- [123] H. N. Hill, „Determination of Stress-Strain Relations from "Offset" Yield Strength Values,“ National Advisory Committee for Aeronautics, Washington, 1944.
- [124] D. Defense, „MIL-HDBK-5J Metallic materials and elements for aerospace vehicle structures,“ Department of Defence Unated States of America, Washington, 2003.
- [125] K. J. Rasmussen, „Full-range Stress-strain Curves for Stainless Steel Alloys,“ Department of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney, 2001.
- [126] K. Abdella, „A three-stage full-range stress–strain inversion for stainless steel alloys as an explicit function of temperature,“ *Thin-Waled Structures*, т. 53, pp. 9-14, 2012.
- [127] L. Gardner и D. A. Nethercot, „Experiments on stainless steel hollow sections—Part 1: Material and cross-sectional behaviour,“ *Journal of Constructional Steel Research*, т. 60, pp. 1291-1318, 2004.
- [128] L. Gardner и D. A. Nethercot, „Experiments on stainless steel hollow sections—Part 2: Member behaviour of columns and beams,“ *Journal of Constructional Steel Research*, т. 60, pp. 1319-1332, 2004.
- [129] R. Markandeya, S. Nagarjuna, D. V. Satyanarayana и D. S. Sarma, „Correlation of structure and flow behaviour of Cu–Ti–Cd alloys,“ *Materials Science and Engineering A*, т. 428, pp. 233-243, 2006.
- [130] M. Vuković, „Magistarski rad - Eksperimentalna ispitivanja i numerička analiza čvrstoće tačkasto zavarenih spojeva i konstrukcija,“ Mašinski fakultet, Univerzitet u Kragujevcu, Kragujevac, 2006.
- [131] D. Rakić, „Doktorska disertacija - Razvoj i primena materijalnig modela poroznih medija u statičkoj i dinamičkoj analizi nasutih brana,“ Fakultet inženjerskih nauka, Univerzitet u Kragujevcu, Kragujevac, 2014.
- [132] B. E. Echavarri, „Flow and Fracture Behaviour of High Performance Alloys - Tesis doctoral,“ Universidad Politecnica de Madrid, Madrid, 2012.
- [133] H. Tresca, L Ecoulement Des Corps Solides, Paris: Imprimerie Imperiale, 1869.
- [134] R. von Mises, „Mechanik der festen Korper im plastisch-deformablen Zustand,“ *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, pp. 582-592, 1913.
- [135] J. Lemaitre, Engineering Damage Mechanics, Berlin: Springer-Verlag, 2005.
- [136] L. M. Kachanov, „Rupture time under creep conditions,“ *Izvestia Akademii Nauk SSSR, Otdelenie tekhnicheskich nauk*, т. 8, pp. 26-31, 1958.
- [137] D. Krajčinović, Damage Mechanics, Amsterdam: Elsevier, North-Holland Series, 1996.
- [138] G. Z. Voyiadjis и P. I. Kattan, Damage Mechanics, New York: Taylor & Francis Group, LLC, 2005.
- [139] J. Lemaitre, A Course on Damage Mechanics, Berlin: Springer-Verlag, 1992.

- [140] A. Trondl и D.-Z. Sun, „Modelling of Strain-Rate Dependence of Deformation and Damage Behavior of HSS- and UHSS at Different Loading States,“ у *10 th European LS-DYNA Conference 2015*, Würzburg, Germany, 2015.
- [141] G. T. Camacho и M. Ortiz, „Adaptive Lagrangian modelling of ballistic penetration of metallic targets,“ *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, т. 142, бр. 3-4, pp. 269-301, 1997.
- [142] D. J. Allen, W. K. Rule и S. E. Jones, „Optimizing Material Strength Constants Numerically Extracted from Taylor Impact Data,“ *Experimental Mechanics*, т. 37, бр. 3, pp. 333-338, 1997.
- [143] A. He, G. Xie, H. Zhang и X. Wang, „A comparative study on Johnson–Cook, modified Johnson–Cook and Arrhenius-type constitutive models to predict the high temperature flow stress in 20CrMo alloy steel,“ *Materials and Design*, т. 52, pp. 677-685, 2013.
- [144] J. Q. Tan, M. Zhan, S. Liu, T. Huang, J. Guo и H. Yang, „A modified Johnson–Cook model for tensile flow behaviors of 7050-T7451 aluminum alloy at high strain rates,“ *Materials Science & Engineering A*, т. 631, pp. 214-219, 2015.
- [145] LS-DYNA, „Keyword users manual - Volume II Material Models,“ Livermore Software Technology Corporation, Livermore, 2016.
- [146] S. Day, T. Borvik, O. S. Hopperstad, J. R. Leinum и M. Langseth, „The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes,“ *International Journal of Impact Engineering*, т. 30, pp. 1005-1038, 2004.
- [147] O. S. Hopperstad, T. Borvik, M. Langseth, K. Labibes и C. Albertini, „On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part I. Experiments,“ *European Journal of Mechanics A/Solids*, т. 22, pp. 1-13, 2002.
- [148] A. Kane, T. Borvik, T. Berstad, A. Benallal и O. S. Hopperstad, „Failure criteria with unilateral conditions for simulation of plate perforation,“ *European Journal of Mechanics A/Solids*, т. 30, pp. 468-476, 2011.
- [149] T. Borvik, O. S. Hopperstad и T. Berstad, „On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study,“ *European Journal of Mechanics A/Solids*, т. 22, pp. 15-32, 2003.
- [150] J. Trajkovski, R. Kunc, V. Pepel и I. Prebil, „Flow and fracture behavior of high-strength armor steel PROTAC 500,“ *Materials and Design*, т. 66, pp. 37-45, 2015.
- [151] A. C. Mackenzie, J. W. Hancock и D. K. Brown, „On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels,“ *Engineering Fracture Mechanics*, т. 9, pp. 167-188, 1977.
- [152] Y. Bao и T. Wierzbicki, „On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space,“ *International Journal of Mechanical Sciences*, т. 46, pp. 81-98, 2004.
- [153] G. E. Dieter, *Mechanical Metallurgy*, London: McGraw-Hill Book Company, 1988.
- [154] K. Lange, *Handbook of Metal Forming*, Dearborn, Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 1985.
- [155] T. Borvik, S. Day и A. H. Clausen, „Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles,“ *International Journal of Impact Engineering*, т. 36, pp. 948-964, 2009.
- [156] L. Schwer, „Optional Strain-Rate Forms for the Johnson Cook Constitutive Model and the Role of the Parameter  $\epsilon_0$ ,“ у *6th European LS-DYNA Users' Conference* .

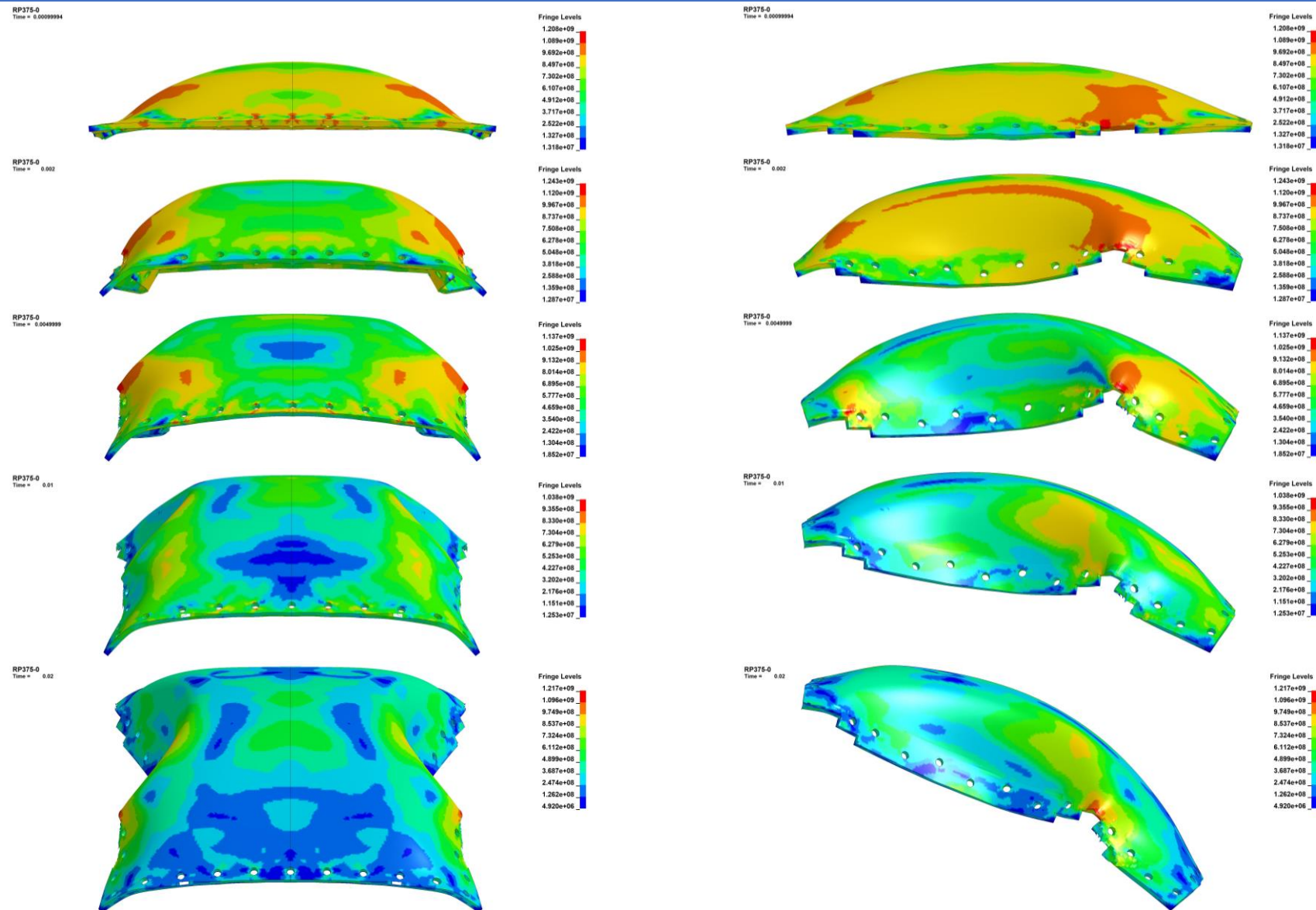
- [157] SIEMENS, „FEMAP v11.4.0 user guides,“ Simens Product Lifecycle Management Software, Munich, Germany, 2017.
- [158] NATO, „TR-HFM-090 Test Methodology for Protection of Vehicle Occupants against Anti-Vehicular Occupants against Anti-Vehicular,“ North Atlantic Treaty Organisation, 2007.
- [159] B. Zakrisson, „Doctoral thesis - Numerical simulations of blast loaded steel plates for improved vehicle protection,“ Department of Engineering Sciences and Mathematics, Luleå University of Technology, Lulea, Sweden, 2013.
- [160] A. Ramasamy, S. D. Masouros, N. Newell, A. M. Hill, W. G. Proud, K. A. Brown, A. M. Bull и J. C. Clasper, „In-vehicle extremity injuries from improvised explosive devices: current and future foci,“ *Philosophical Transactions of the Royal Society B*, т. 366, бр. 1562, pp. 160-170, 2011.
- [161] A. Ramasamy, A. M. Hill, A. E. Hepper, A. M. Bull и J. C. Clasper, „Blast Mines: Physics, Injury Mechanisms And Vehicle Protection,“ *Journal of the Royal Army Medical Corps.*, т. 155, бр. 4, pp. 258-64, 2009.



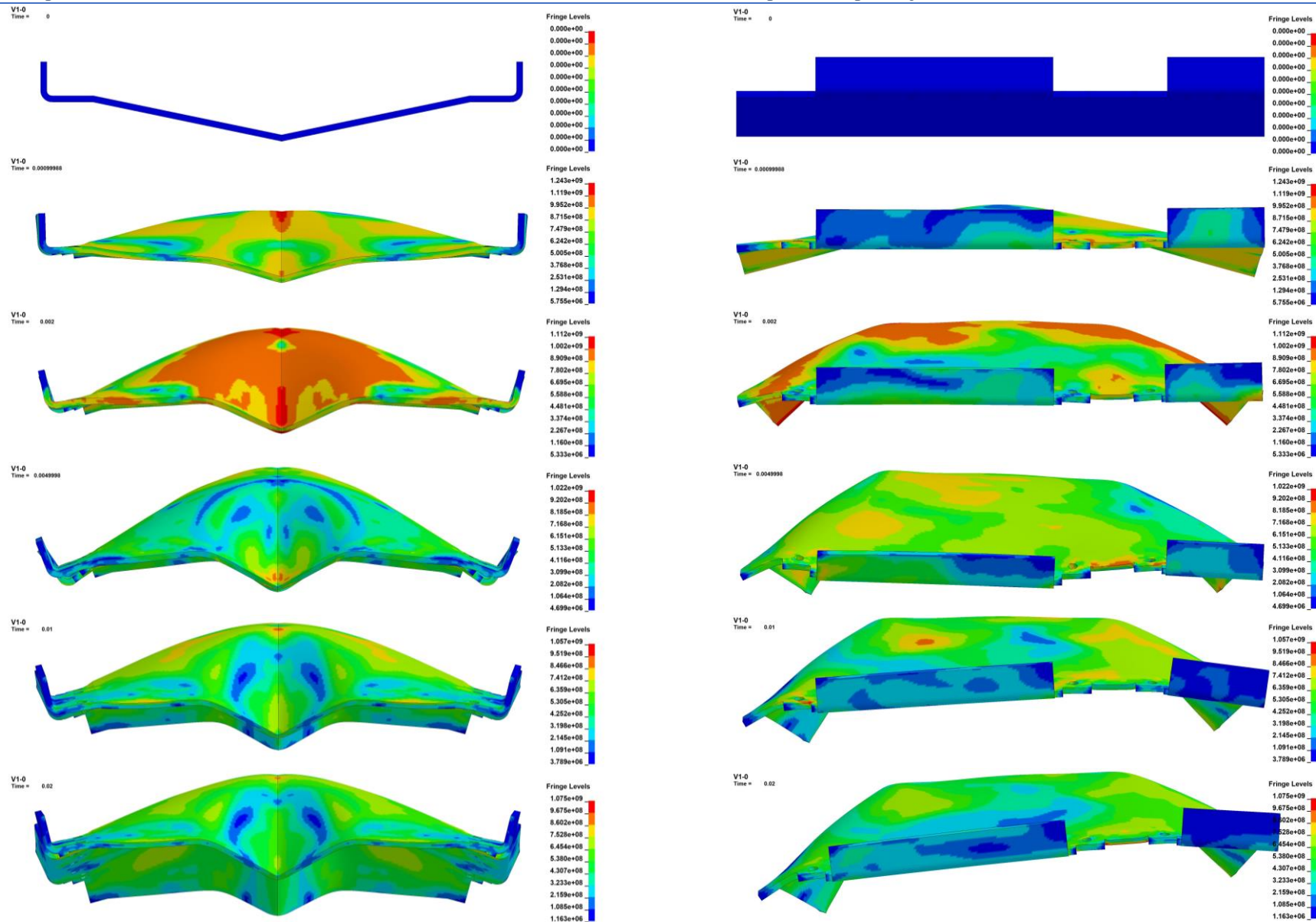
# 10 Прилог А



Слика А1 Поље напона за основну равну плочу RP450-0 – клиренс 450 mm

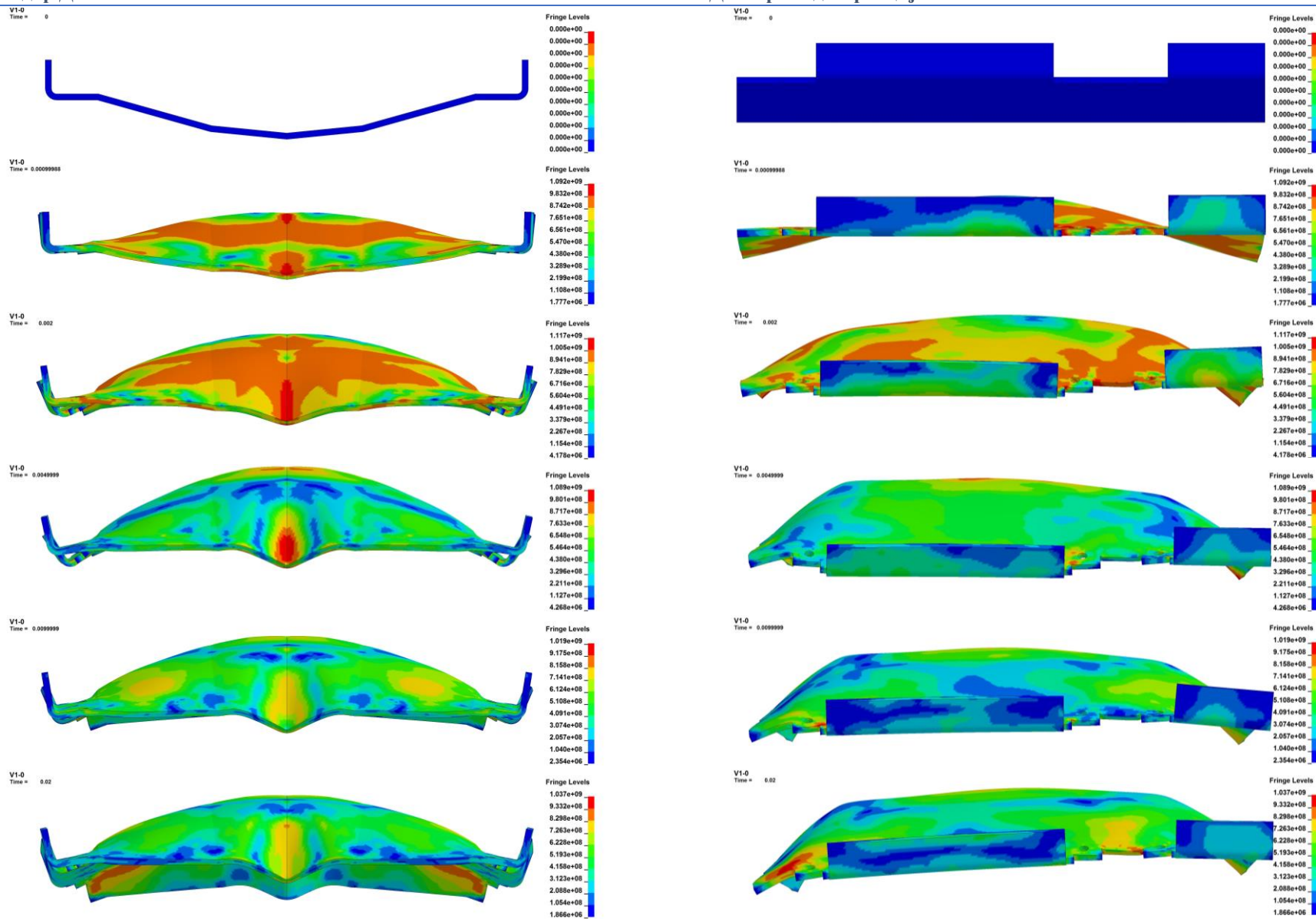


Слика А2 Поље напона за основну равну плочу RP375-0 – клиренс 375 mm

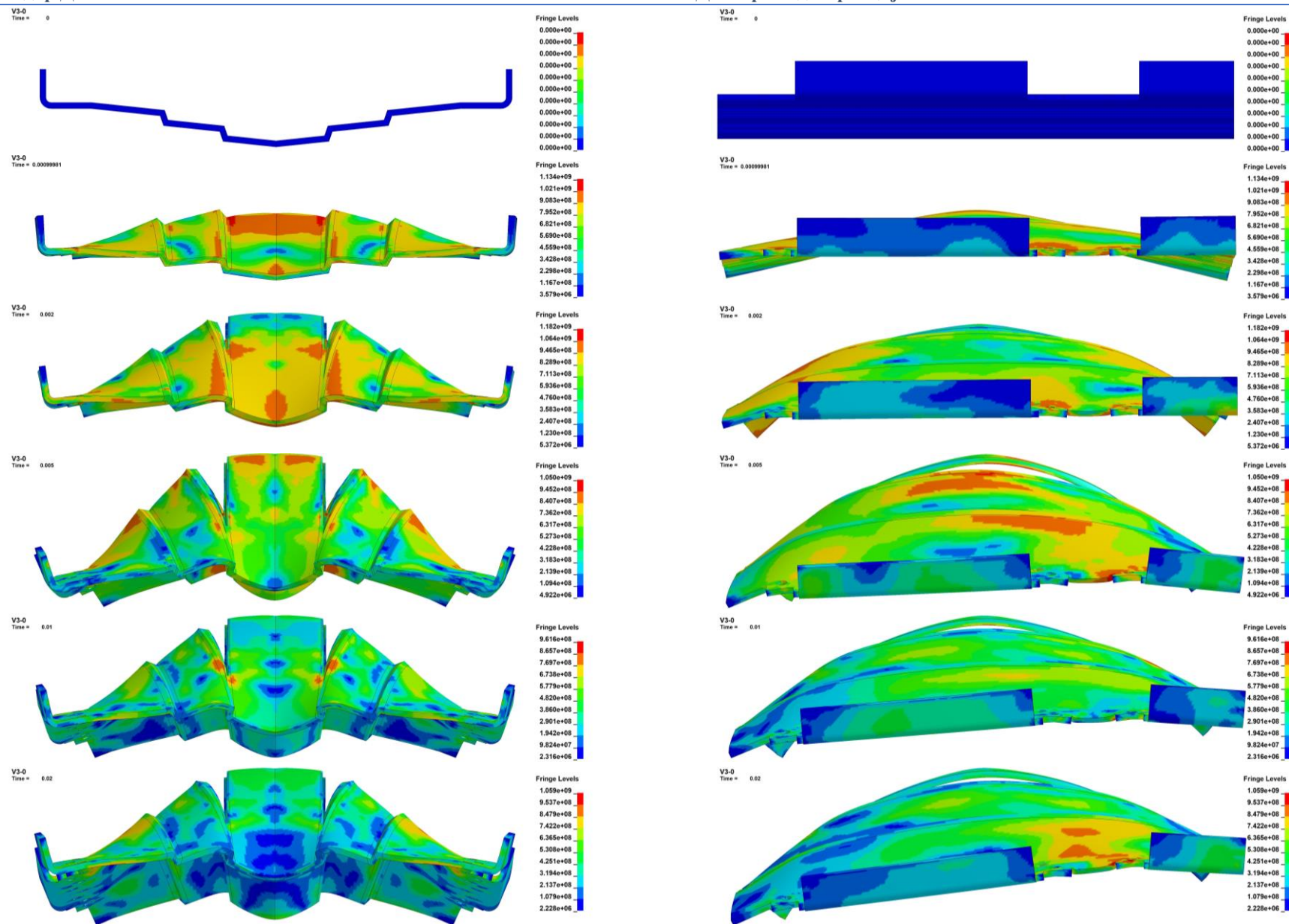


Слика А3 Поље напона за модификовану плочу V1-0 – клиренс 375 mm

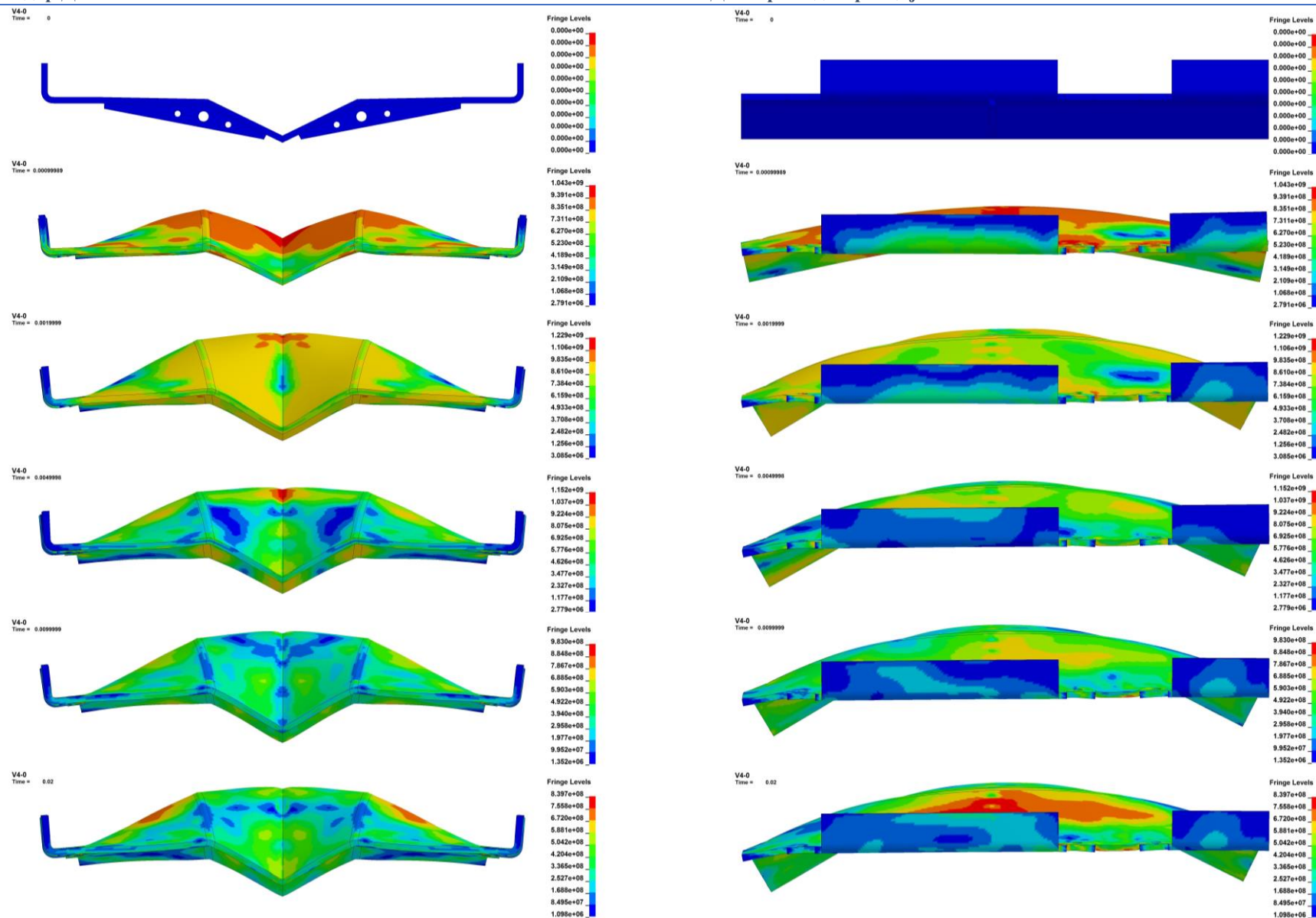




Слика А4 Поље напона за модификовану плочу V2-0 – клиренс 375 mm

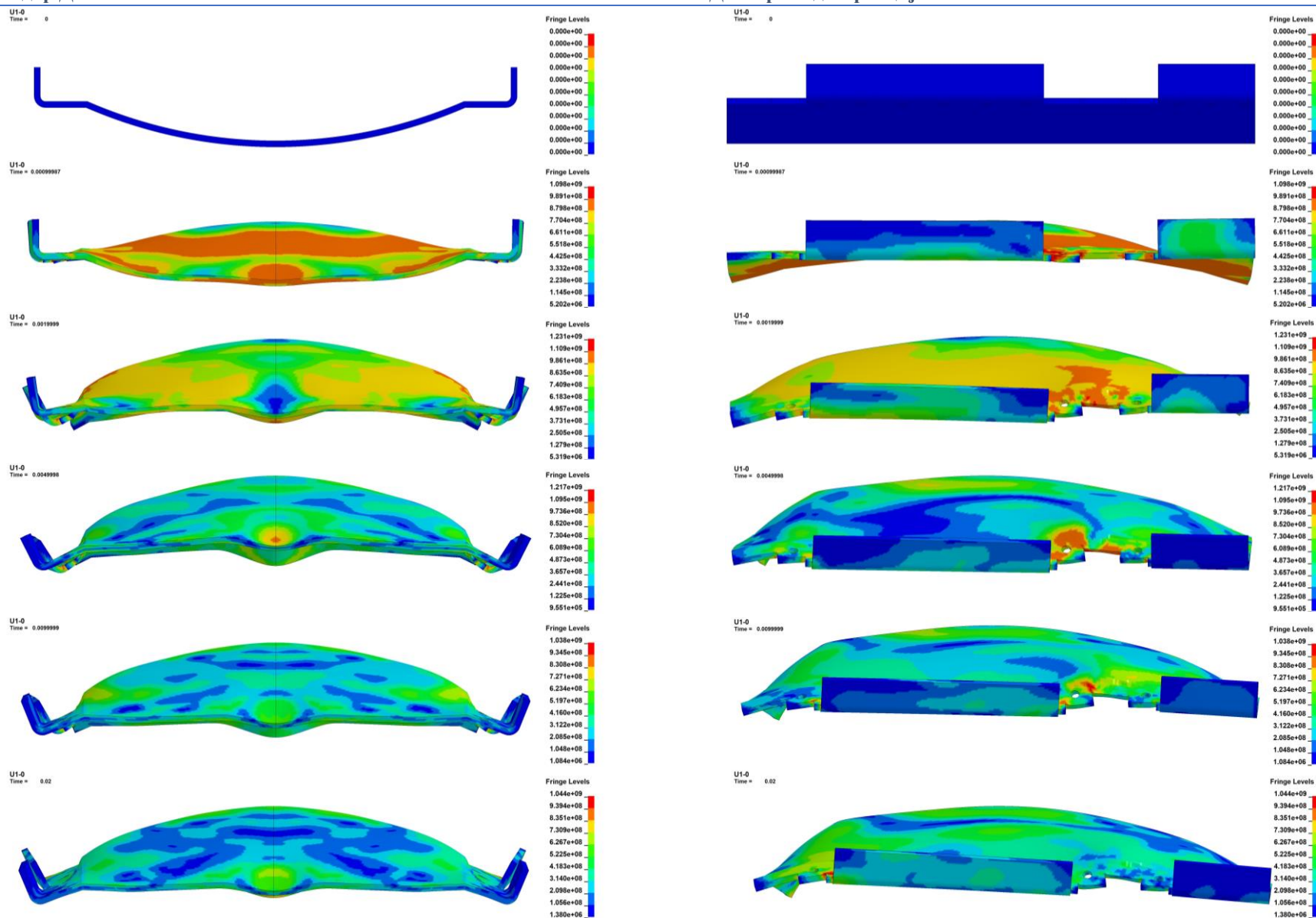


Слика А5 Поље напона за модификовану плочу V3-0 – клиренс 375 mm

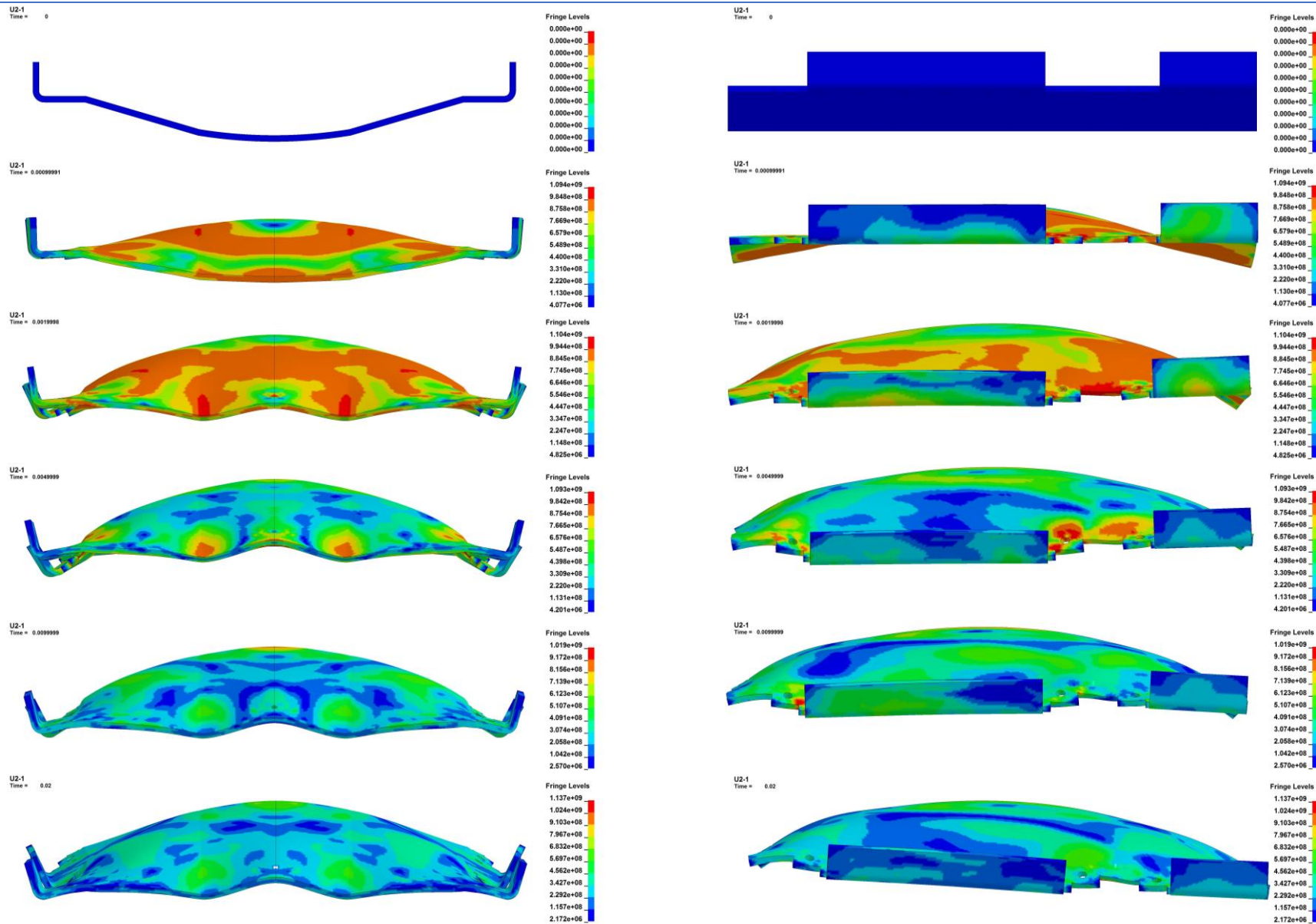


Слика А6 Поље напона за модификовану плочу V4-0 – клиренс 375 mm

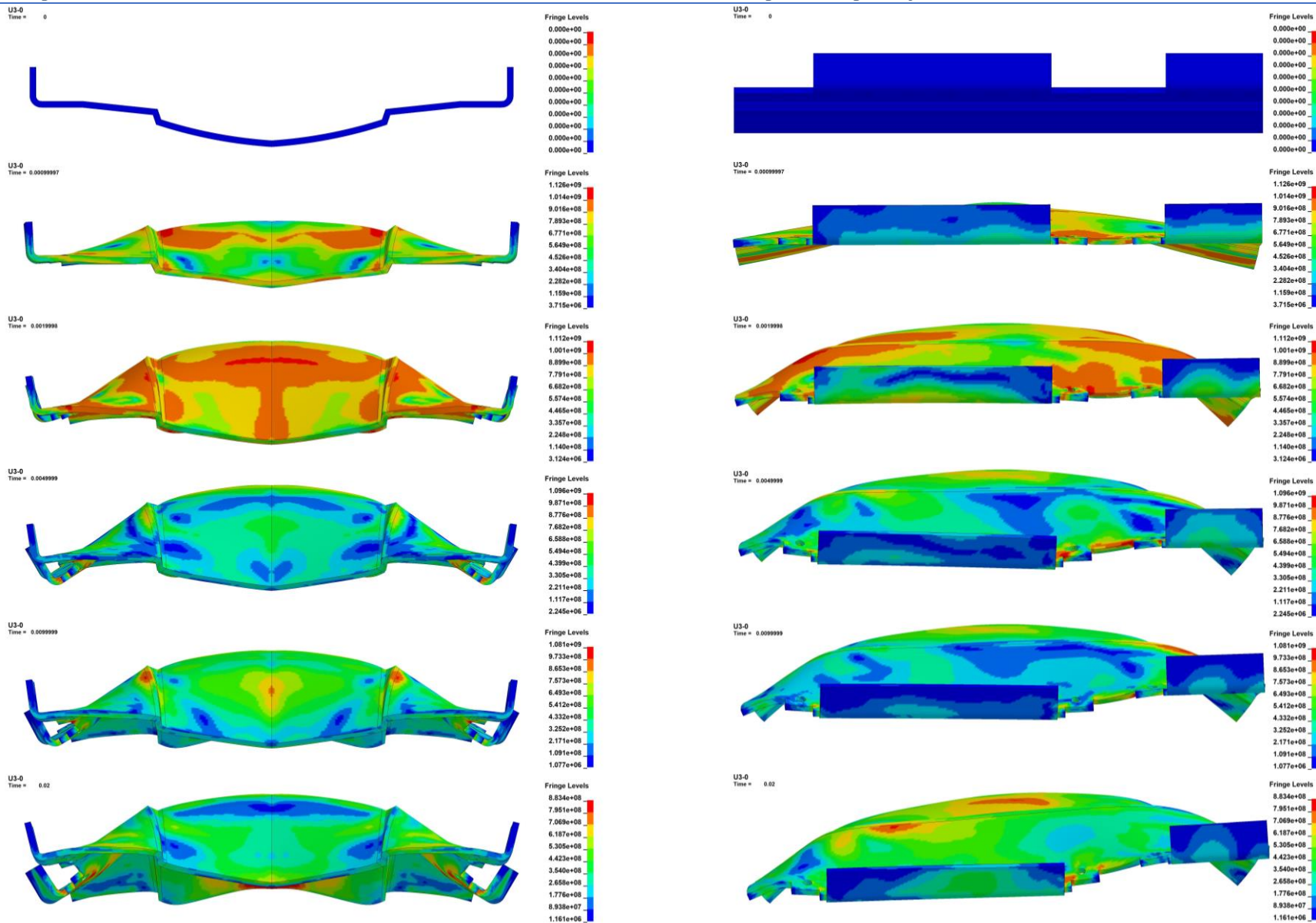




Слика А7 Поље напона за модификовану плочу U1-0 – клиренс 375 mm

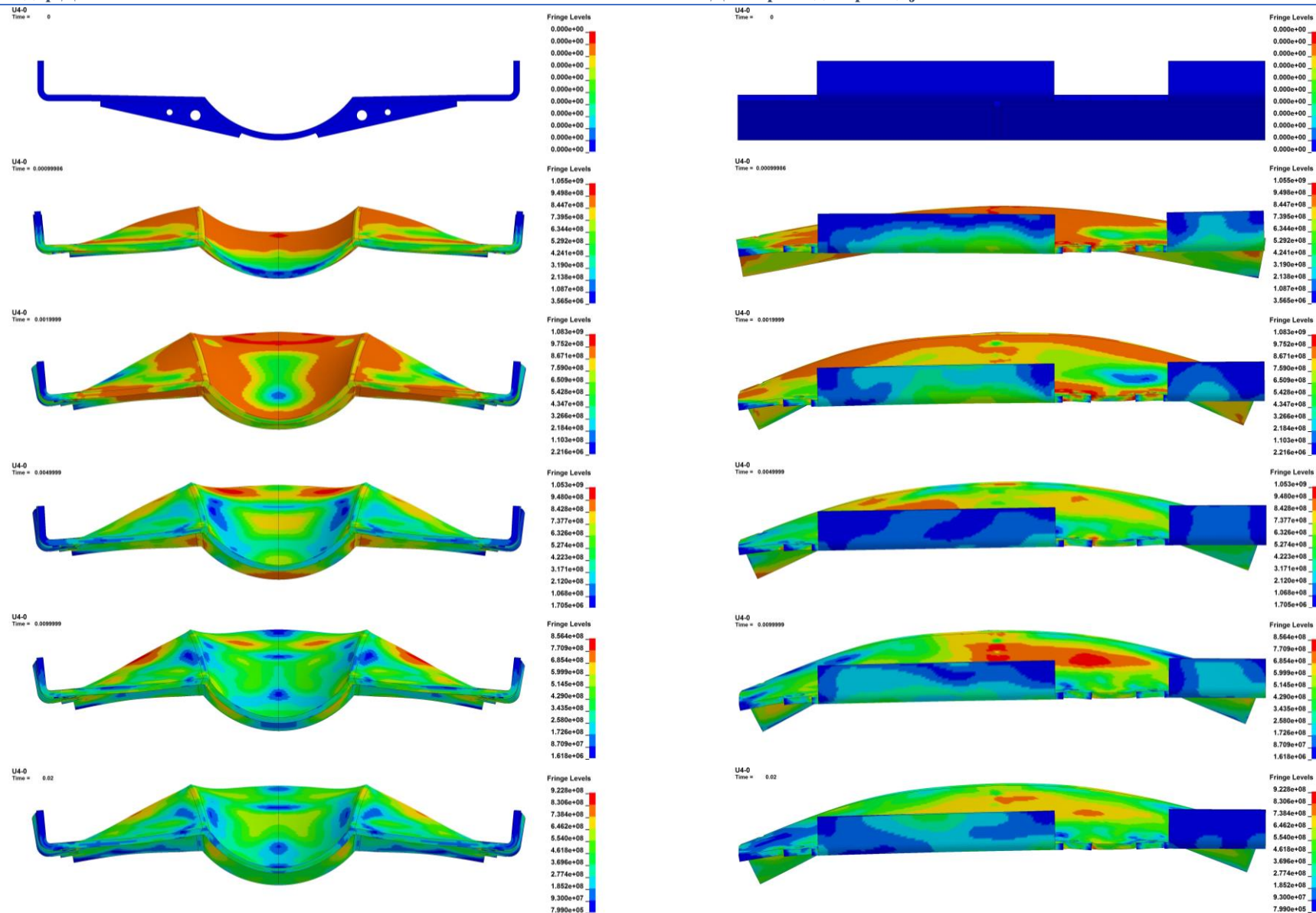


Слика А8 Поље напона за модификовану плочу U2-0 – клиренс 375 mm



Слика А9 Поље напона за модификовану плочу U3-0 – клиренс 375 mm





Слика А10 Поље напона за модификовану плочу U4-0 – клиренс 375 mm