



УНИВЕРЗИТЕТ У НОВОМ САДУ

ФАКУЛТЕТ ТЕХНИЧКИХ НАУКА У
НОВОМ САДУ



ИЗВИЈАЊЕ СТУБОВА I ПРЕСЕКА ОД НЕРЂАЈУЋЕГ ЧЕЛИКА ПРИ ДЕЈСТВУ ПОЖАРА СА УТИЦАЈЕМ ИСТОРИЈЕ ОПТЕРЕЋЕЊА

ДОКТОРСКА ДИСЕРТАЦИЈА

Ментор:

проф. др Андрија Рашета

Кандидат:

Никола Рајић

Нови Сад, 2022. године

КЉУЧНА ДОКУМЕНТАЦИЈСКА ИНФОРМАЦИЈА¹

Врста рада:	Докторска дисертација
Име и презиме аутора:	Никола Рајић
Ментор (титула, име, презиме, звање, институција)	др Андрија Рашета, ванредни професор, Факултет техничких наука у Новом Саду
Наслов рада:	Извијање стубова I пресека од нерђајућег челика при дејству пожара са утицајем историје оптерећења
Језик публикације (писмо):	Српски (ћирилица)
Физички опис рада:	Страница: 160 Поглавља: 6 Референци: 80 Табела: 39 Слика: 77 Прилога: 3
Научна област:	Грађевинско инжењерство
Ужа научна област (научна дисциплина):	Теорија конструкција
Кључне речи / предметна одредница:	нерђајући челик, пожарно дејство, историја оптерећења, флексионо извијање, заварени I попречни пресеци, Еврокод 3, нелинеарна анализа конструкција
Резиме на језику рада:	<p>У оквиру ове докторске дисертације развијен је нови предлог за одређивање граничне носивости на флексионо извијање око слабије осе централно притиснутих стубова од нерђајућег челика завареног I пресека при дејству пожара са обухватањем утицаја историје оптерећења. Развијена је нумеричка методологија за одређивање граничне носивости при дејству пожара са узимањем у обзир утицаја историје оптерећења. Нумеричка методологија кодирана је у <i>Python</i> програмском језику уз примену солвера програма <i>Abaqus</i>. Нумеричка методологија симулира реално понашање, где је стуб прво оптерећен, а након тога изложен пожарном дејству према стандардном пожару. Нумеричка методологија је валидирана у односу на експерименталне тестове на стубовима завареног I пресека од нерђајућег челика при дејству пожара из литературе. Користећи развијену и валидирану нумеричку методологију за одређивање граничне носивости, утврђени су недостаци одређивања граничне носивости према правилима датим у <i>EN 1993-1-2</i>.</p> <p>Недовољна тачност и велико расипање резултата предикције граничне носивости у односу на флексионо извијање стубова од нерђајућег челика при дејству пожара према <i>EN 1993-1-2</i>, али и према скорашњим предлозима, указала је на то да изрази за одређивање граничне носивости у постојећој форми не могу адекватно да предвиде носивост, већ да нови утицајни параметри морају бити укључени на страни израза са циљем побољшања прецизности</p>

¹ Аутор докторске дисертације потписао је и приложио следеће Обрасце:

5б – Изјава о ауторству;

5в – Изјава о истовестности штампане и електронске верзије и о личним подацима;

5г – Изјава о коришћењу.

Ове Изјаве се чувају на факултету у штампаном и електронском облику и не кориче се са тезом.

	<p>предикције. Анализирана су два главна утицајна параметра, однос површина фланши и ребра A_f/A_w и однос дебљина фланши и ребра t_f/t_w I попречних пресека, како би се на страни израза за одређивање носивости на посредан начин укључили утицаји историје оптерећења.</p> <p>Предложен је нови сет правила за одређивање граничне носивости на флексионо извијање централно притиснутих стубова од нерђајућег челика при дејству пожара. Као референтна чврстоћа примењена је чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација од 2% $f_{2,\theta}$, што је у складу са правилима за стубове од угљеничног челика датим у <i>EN 1993-1-2</i>. Израз за фактор редуције калибрисан је у односу на нумерички одређене криве извијања дефинисане на основу резултата параметарских нумеричких анализа. Параметарске нумеричке анализе су обухватиле широк спектар релативних виткости $\bar{\lambda}_\theta$, распон критичних температура од практичног значаја, компактне и витке попречне пресеке, широк распон димензија попречних пресека и три различита типа нерђајућих челика, аустенитне, дуплекс и феритне. Кодирање методологије нумеричког одређивања граничне носивости уз комплетан процес калибрације новопредложених израза за одређивање граничне носивости у програмском језику <i>Python</i>, омогућио је реализацију великог броја нумеричких анализа и њихово коришћење у процесу калибрације (укупно је спроведено 6000 нумеричких симулација, од којих је 3000 коришћено у процесу калибрације).</p> <p>Тачност новог предлога оцењена је у односу на основне статистичке параметаре, док је поузданост новог предлога оцењена с обзиром на критеријуме поузданости за пројектовање челичних елемената у пожару које је поставио <i>Kruppa</i>. Упоредном анализом тачности новог предлога, скорашњих предлога из литературе и предлога према <i>EN 1993-1-2</i> показано је да нови предлог пружа знатно прецизнију предикцију граничне носивости у односу на преостала два предлога, што омогућава економичнију и сигурнију примену ових елемената.</p>
Датум прихватања теме од стране надлежног већа:	22.09.2022.
Датум одбране: (Попуњава одговарајућа служба)	
Чланови комисије: (титула, име, презиме, звање, институција)	<p>Председник: др Игор Цолев, доцент, Факултет техничких наука, Универзитет у Новом Саду</p> <p>Члан: др Владимир Вукобратовић, ванредни професор, Факултет техничких наука, Универзитет у Новом Саду</p> <p>Члан: др Себастиан Балаш, редовни професор, Факултет техничких наука, Универзитет у Новом Саду</p> <p>Члан: др Марија Нефовска-Даниловић, ванредни професор, Грађевински факултет, Универзитет у Београду</p> <p>Члан: др Јелена Добрић, ванредни професор, Грађевински факултет, Универзитет у Београду</p> <p>Члан, ментор: др Андрија Рашета, ванредни професор, Факултет техничких наука, Универзитет у Новом Саду</p>
Напомена:	

KEY WORD DOCUMENTATION²

Document type:	Doctoral dissertation
Author:	Nikola Rajić
Supervisor (title, first name, last name, position, institution)	Dr Andrija Rašeta, Associate Professor, Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad
Thesis title:	Buckling of stainless steel I section columns during fire with the influence of load history
Language of text (script):	Serbian language (cyrillic script)
Physical description:	Pages: 160 Chapters: 6 References: 80 Tables: 39 Illustrations: 41 Appendices: 3
Scientific field:	Civil Engineering
Scientific subfield (scientific discipline):	Theory of Structures
Subject, Key words:	Stainless Steel, Fire Action, Loading history, Flexural Buckling, Welded I section, Eurocode 3, Nonlinear Structural Analysis
Abstract in English language:	<p>In this doctoral dissertation, a new proposal was developed for the flexural buckling resistance of welded I-section stainless steel columns exposed to fire considering the influence of loading history. A finite element procedure has been developed for determining the flexural buckling resistance in fire, taking into account the influence of the loading history. The finite element procedure was coded in the Python programming language while using the Abaqus solver. The finite element procedure simulates the real behavior, where the column is first loaded and then exposed to the fire action according to a standard fire. The numerical procedure was verified in relation to experimental tests on welded I section stainless steel columns in fire from the literature. Using the developed and validated numerical procedure for determining the ultimate load capacity, the shortcomings of the rules for the buckling resistance load capacity according to the rules given in EN 1993-1-2 were confirmed.</p> <p>The poor accuracy and large dispersion of results of prediction of the flexural buckling resistance of stainless steel columns in fire according to EN 1993-1-2, but also according to recent proposals, indicated that the expressions for determining the buckling resistance in fire in the existing form cannot adequately predict resistance. New contributing parameters must be included on the expression side in order to improve the accuracy of the prediction. Two main contributing parameters, the ratio of flanges and web areas A_f/A_w and the ratio of flange and web thicknesses t_f/t_w of I sections, were analyzed in order to indirectly include the influence of loading history on the side of the expression for determining the buckling resistance.</p>

² The author of doctoral dissertation has signed the following Statements:

56 – Statement on the authority,

5B – Statement that the printed and e-version of doctoral dissertation are identical and about personal data,

5r – Statement on copyright licenses.

The paper and e-versions of Statements are held at the faculty and are not included into the printed thesis.

	<p>A new set of rules for determining the buckling resistance of axially compressed stainless steel columns under the action of fire is proposed. As a reference strength, the strength corresponding to a 2% plastic strain $f_{2,\theta}$ was used, which is in accordance with the rules for carbon steel columns in EN 1993-1-2. The expression for the reduction factor is calibrated against numerically determined buckling curves defined on the basis of the results of parametric numerical analyses. Parametric numerical analyzes covered a wide range of relative slendernesses $\bar{\lambda}_\theta$, a range of critical temperatures of practical importance, compact and slender cross-sections, a wide range of cross-section dimensions and three different types of stainless steels, austenitic, duplex and ferritic. The coding of the numerical methodology for the buckling resistance assessment with the complete calibration process of the newly proposed expressions for determining the buckling resistance in the Python programming language, enabled the realization of a large number of numerical analyzes and their use in the calibration process (a total of 6000 numerical simulations were carried out, of which 3000 were used in the calibration process).</p> <p>The accuracy of the new proposal was evaluated against the basic statistical parameters, while the reliability of the new proposal was evaluated against the reliability criteria for the design of steel elements in fire set by Kruppa. A comparative analysis of the accuracy of the new proposal, recent proposals from the literature and the proposal according to EN 1993-1-2 showed that the new proposal provides a far more accurate prediction of the buckling resistance compared to the remaining two proposals, which enables a more economical and safer application of these elements.</p>
Accepted on Scientific Board on:	22.09.2022.
Defended: (Filled by the faculty service)	
Thesis Defend Board: (title, first name, last name, position, institution)	<p>Chairman: dr Igor Džolev, Asst. Prof., Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad</p> <p>Member: dr Vladimir Vukobratović, Assoc. Prof., Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad</p> <p>Member: dr Sebastian Baloš, Full Prof., Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad</p> <p>Member: dr Marija Nefovska-Danilović, Assoc. Prof., Faculty of Civil Engineering, University of Belgrade</p> <p>Member: dr Jelena Dobrić, Assoc. Prof., Faculty of Civil Engineering, University of Belgrade</p> <p>Member, mentor: dr Andrija Rašeta, Assoc. Prof., Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad</p>
Note:	

САДРЖАЈ

САДРЖАЈ.....	i
СПИСАК СЛИКА.....	iii
СПИСАК ТАБЕЛА.....	vii
СПИСАК СИМБОЛА	ix
РЕЗИМЕ.....	xi
ABSTRACT.....	xiii
1 УВОД	1
1.1. Опште.....	1
1.2. Предмет и циљ истраживања.....	4
1.3. Садржај докторске дисертације.....	6
2 ПРЕГЛЕД И АНАЛИЗА ЛИТЕРАТУРЕ	7
2.1. Опште.....	7
2.2. Феномен пожара и могућности нумеричке анализе	8
2.2.1. Номиналне криве пожара.....	9
2.3. Нерђајући челик	10
2.4. Материјални модели нерђајућег челика на собној температури.....	12
2.4.1. Материјални модели <i>Ramberg-Osgood</i> -а и <i>Hill</i> -а.....	12
2.4.2. Материјални модели <i>Mirambell-Real</i> -а	13
2.4.3. Материјални модел <i>Rasmussen</i> -а.....	14
2.4.4. Материјални модел <i>Gardner-Nethercot</i> -а	14
2.5. Материјални модели нерђајућег челика на повишеним температурама.....	16
2.5.1. Материјални модел <i>Eurocode</i> -а.....	18
2.5.2. Материјални модел <i>Chen-Young</i> -а	26
2.5.3. Модификовани материјални модел <i>Gardner</i> -а	29
2.5.4. Упоредни приказ материјалних модела.....	34
2.6. Понашање стубова од нерђајућег челика при дејству пожара.....	37
2.6.1. Прорачун граничне носивости стубова од угљеничног челика према <i>EN 1993-1-2</i>	37
2.6.2. Прорачун граничне носивости стубова од нерђајућег челика према <i>EN 1993-1-2</i>	44
2.6.3. Актуелна нумеричка истраживања граничне носивости стубова од нерђајућег челика при дејству пожара	48
2.6.4. Експериментална истраживања у вези са граничном носивошћу стубова завареног I пресека од нерђајућег челика при дејству пожара.....	59
3 РАЗВОЈ НУМЕРИЧКЕ МЕТОДОЛОГИЈЕ.....	62
3.1. Опште.....	62

3.2. Нумеричко одређивање граничне носивости стубова.....	63
3.2.1. Нумерички модели	63
3.2.2. Поступак нумеричког одређивања граничне носивости.....	68
3.2.3. Програмски код развијен за потребе спровођена нумеричких симулација.....	71
3.2.4. Валидација поступка нумеричког одређивања граничне носивости.....	73
4 ПРЕДЛОГ ЗА ОДРЕЂИВАЊЕ ГРАНИЧНЕ НОСИВОСТИ	77
4.1. Опште.....	77
4.2. Предлог за аналитичко одређивање граничне носивости центрчно притиснутих стубова при дејству пожара.....	78
4.2.1. Нови утицајни фактори	78
4.2.2. Формулација новог предлога за одређивање граничне носивости	79
4.2.3. Калибрација нових израза за граничну носивост	81
4.2.4. Калибрација коефицијената α и β	95
4.2.5. Калибрација коефицијента γ	104
4.3. Оцена поузданости и прецизности новог предлога.....	107
4.4. Примери примене предложене методологије.....	109
5 ЗАКЉУЧЦИ И ПРАВЦИ ДАЉЕГ ИСТРАЖИВАЊА	110
5.1. Закључци	110
5.2. Правци даљег истраживања	113
6 ЛИТЕРАТУРА.....	114
ДОДАТАК А. ИСТРАЖИВАЊЕ ПОНАШАЊА НА НИВОУ МАТЕРИЈАЛА.....	120
А.1 Испитивање механичких својстава материјала на повишеним температурама... 120	
А.2 Прорачун фактора редукције чврстоће при затезању и поређење са <i>EN 1993-1-2</i> [3] и Приручником [29]	125
ДОДАТАК Б. ПРОРАЧУНСКИ ПРИМЕРИ.....	126
Б.1 Одређивање граничне носивости центрчно притиснутог стуба у односу на флексионо извијање - компактан пресек.....	126
Б.2 Одређивање граничне носивости центрчно притиснутог стуба у односу на флексионо извијање - витак пресек	130
ДОДАТАК В. ГРАНИЧНА НОСИВОСТ СТАНДАРДНИХ I ПРЕСЕКА.....	134
В.1 Гранична носивост стандардних пресека типа HE.....	135
В.2 Гранична носивост стандардних пресека типа IPE	142
В.3 Развој температуре.....	144

СПИСАК СЛИКА

Слика 2.1 Упоредни приказ пожарних кривих.....	9
Слика 2.2 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм за нерђајућег челика према [15].....	12
Слика 2.3 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм за нерђајући челик према [16].....	13
Слика 2.4 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм аустенитног нерђајућег челика према приказаним предлозима материјалних модела.....	15
Слика 2.5 (а) Топлотна проводљивост, (б) специфична топлота и (в) термичко ширење аустенитних (АУ), дуплекс (ДУ) и феритних (ФЕ) нерђајућих челика и угљеничних челика (УЧ).....	17
Слика 2.6 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм угљеничног челика [3,24].....	18
Слика 2.7 Фактори редуције за угљенични челик према <i>EN 1993-1-2</i> [3].....	19
Слика 2.8 $\sigma - \varepsilon$ дијаграми за угљеничне челике <i>S235</i> , <i>S275</i> , <i>S355</i> и <i>S450</i> [3].....	20
Слика 2.9 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм нерђајућег челика [3].....	22
Слика 2.10 Фактори редуције за (а) аустенитни <i>EN 1.4301</i> , (б) дуплекс <i>EN 1.4462</i> и (в) феритни нерђајући челик <i>EN 1.4003</i> [3].....	24
Слика 2.11 Веза напон-дилатација (енг. <i>engineering stress-strain</i>) за (а) аустенитни <i>EN 1.4301</i> , (б) дуплекс <i>EN 1.4462</i> и (в) феритни нерђајући челик <i>EN 1.4003</i> [3].....	25
Слика 2.12 Утицај коефицијената нелинеарности на облик криве напон-дилатација	27
Слика 2.13 Веза напон-дилатација (енг. <i>engineering stress-strain</i>) за (а) аустенитни <i>EN 1.4301</i> , (б) дуплекс <i>EN 1.4462</i> и (в) феритни нерђајући челик <i>EN 1.4003</i> [20].....	28
Слика 2.14 Фактори редуције за (а) аустенитни (<i>EN 1.4301</i> , <i>EN 1.4307</i> и <i>EN 1.4318</i>), (б) дуплекс (<i>EN 1.4462</i> , <i>EN 1.4162</i> и <i>EN 1.4662</i>) и (в) феритни нерђајући челик (<i>EN 1.4003</i> и <i>EN 1.4016</i>).....	30
Слика 2.15 Веза напон-дилатација (енг. <i>engineering stress-strain</i>) за (а) аустенитни (<i>EN 1.4301</i> , <i>EN 1.4307</i> и <i>EN 1.4318</i>), (б) дуплекс (<i>EN 1.4462</i> , <i>EN 1.4162</i> и <i>EN 1.4662</i>) и (в) феритни нерђајући челик (<i>EN 1.4003</i> и <i>EN 1.4016</i>) [5,21,33,34].....	33
Слика 2.16 Упоредни приказ везе напон-дилатација према материјалним моделима <i>EN 1993-1-2</i> [3], <i>Chen-Young</i> -а [20] и <i>Gardner</i> -а [5,21,33,34] за (а) аустенитни <i>EN 1.4301</i> , (б) дуплекс <i>EN 1.4462</i> и (в) феритни нерђајући челик <i>EN 1.4003</i>	35
Слика 2.17 Упоредни приказ везе напон-дилатација према материјалним моделима <i>EN 1993-1-2</i> [3], <i>Chen-Young</i> -а [20] и <i>Gardner</i> -а [5,21,33,34] за (а) аустенитни <i>EN 1.4301</i> , (б) дуплекс <i>EN 1.4462</i> и (в) феритни нерђајући челик <i>EN 1.4003</i> са коефицијентима редуције према [29] усвојеним за све материјалне моделе.....	36
Слика 2.18 Врсте анализа стабилности: линеарна (лево) и нелинеарна (десно).....	37
Слика 2.19 Флексионо извијање притиснутог елемента.....	38
Слика 2.20 Флексионо извијање притиснутог елемента са почетном имперфекцијом у облику синусне функције.....	39
Слика 2.21 Криве извијања за (а) слабију и (б) јачу осу за стуб <i>HEM 100</i> од угљеничног челика према <i>EN 1993-1-2</i> [3].....	43
Слика 2.22 Класе стандардних I пресека од аустенитног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према <i>EN 1993-1-2</i> [3].....	46
Слика 2.23 Класе стандардних I пресека од дуплекс челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према <i>EN 1993-1-2</i> [3].....	46
Слика 2.24 Класе стандардних I пресека од феритног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према <i>EN 1993-1-2</i> [3].....	47

Слика 2.25 Класе стандардних I пресека од угљеничног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према <i>EN 1993-1-2</i> [3].....	47
Слика 2.26 Криве извијања за (а) слабију и (б) јачу осу за стуб <i>HEM 100</i> од аустенитног (АУ), дуплекс (ДУ) и феритног (ФЕ) нерђајућег челика према <i>EN 1993-1-2</i> [3].....	48
Слика 2.27 Однос $kE, \theta / k_u, \theta_{0.5}$ за аустенитне (АУ), дуплекс (ДУ) и феритне (ФЕ) нерђајуће челике [29]	49
Слика 2.28 Криве извијања за стуб <i>HEM 100</i> за аустенитне (АУ), дуплекс (ДУ) и феритне (ФЕ) нерђајуће челике за јачу осу и за критичне температуре (а) 400, (б) 500, (в) 600 и (г) 700°C према [46]	50
Слика 2.29 Криве извијања за стуб <i>HEM 100</i> за аустенитне (АУ), дуплекс (ДУ) и феритне (ФЕ) нерђајуће челике за слабију осу и за критичне температуре (а) 400, (б) 500, (в) 600 и (г) 700°C према [46]	51
Слика 2.30 Однос eOL у зависности од релативне виткости и температуре за (а) аустенитни, (б) дуплекс и (в) феритни нерђајући и (г) угљенични челик за пресек <i>HEB 300</i> за извијање око слабије осе [5]	54
Слика 2.31 Карактеристичан изглед криве извијања предложеном методом [32].....	57
Слика 2.32 Коефицијенти редукције, ρ у зависности од релативне виткости конзолних и унутрашњих елемената, $\lambda p, \theta$ од (а) аустенитних, (б) дуплекс и (в) феритних нерђајућих челика на повишеним температурама према [32]	58
Слика 2.33 Расподела заосталих напона код I попречних пресека од заварених вруће ваљаних лимова [49].....	59
Слика 3.1 Глобалне и локалне имперфекције	64
Слика 3.2 Веза напон-дилатација (енг. <i>engineering stress-strain</i>) за (а) аустенитни (<i>EN 1.4301, EN 1.4307</i> и <i>EN 1.4318</i>), (б) дуплекс (<i>EN 1.4462, EN 1.4162</i> и <i>EN 1.4662</i>) и феритни нерђајући челик (<i>EN 1.4003</i> и <i>EN 1.4016</i>).....	65
Слика 3.3 Веза стварни напон-логаритамска пластична дилатација (енг. <i>true stress-logarithmic plastic strain</i>) за (а) аустенитни (<i>EN 1.4301, EN 1.4307</i> и <i>EN 1.4318</i>), (б) дуплекс (<i>EN 1.4462, EN 1.4162</i> и <i>EN 1.4662</i>) и феритни нерђајући челик (<i>EN 1.4003</i> и <i>EN 1.4016</i>)	67
Слика 3.4 Расподела заосталих напона код заварених I попречних пресека од нерђајућег челика [49]	68
Слика 3.5 Нумерички модел стуба од нерђајућег челика при дејству пожара	69
Слика 3.6 Дијаграм тока нумеричког одређивања граничне носивости	70
Слика 3.7 Дијаграм тока генерисања почетног деформисаног облика стуба	72
Слика 3.8 Поређење експериментално и нумерички одређених дијаграма померање-температура за узорке Z1 и Z5 [60].....	74
Слика 3.9 Поређење експериментално и нумерички одређеног дијаграма бочно померање-температура за узорак LC1-0.3 [64].....	75
Слика 3.10 Поређење експериментално и нумерички одређених дијаграма померање-температура за узорке BC-Z30-0.4 и BC-Z30-0.6 [60].....	76
Слика 4.1 Типични домени односа $AfAw$ и $tftw$ стандардних I попречних пресека карактеристични за стубове и за греде.....	82
Слика 4.2 I попречни пресеци сетова А и Б	82
Слика 4.3 Класе стандардних I пресека од аустенитног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према [32].....	83

Слика 4.4 Класе стандардних I пресека од дуплекс челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према [32].....	83
Слика 4.5 Класе стандардних I пресека од феритног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према [32].....	84
Слика 4.6 Методологија одређивања кривих извијања за дефинисану критичну температуру θ_{cr}	84
Слика 4.7 Нумеричко одређивање фамилије кривих извијања за попречни пресек I-53 од дуплекс нерђајућег челика за температуре 400, 500, 600 и 700°C	85
Слика 4.8 Нумерички одређене фамилије кривих извијања (НКИ) за попречне пресеке I-11, I-51, I-13, I-53, I-15 и I-55 од аустенитног нерђајућег челика према предложеној методологији са слике 3.14	87
Слика 4.9 Нумерички одређене фамилије кривих извијања (НКИ) за попречне пресеке I-11, I-51, I-13, I-53, I-15 и I-55 од дуплекс нерђајућег челика према предложеној методологији са слике 3.14	88
Слика 4.10 Нумерички одређене фамилије кривих извијања (НКИ) за попречне пресеке I-11, I-51, I-13, I-53, I-15 и I-55 од феритног нерђајућег челика према предложеној методологији са слике 3.14	89
Слика 4.11 Упоредни приказ криве бочно померање-температура и развој температуре кроз време за стубове пресека I-11 од (а) аустенитног, (б) дуплекс и (в) феритног челика за 4 различита нивоа централне силе притиска	91
Слика 4.12 Упоредни приказ криве бочно померање-температура и развој температуре кроз време за стубове пресека HEA 200 од (а) аустенитног, (б) дуплекс и (в) феритног челика за 4 различита нивоа централне силе притиска	92
Слика 4.13 Упоредни приказ криве бочно померање-температура и развој температуре кроз време за стубове пресека IPE 200 од (а) аустенитног, (б) дуплекс и (в) феритног челика за 4 различита нивоа централне силе притиска	93
Слика 4.14 Еквивалентна пластична дилатација и температура коначних елемената (КЕ) (а) аустенитног узорка 4 пресека I-11, (б) дуплекс узорка 1 пресека HEA 200 и (в) феритног узорка 4 пресека IPE 200.....	94
Слика 4.15 Фитовање кривих извијања за попречни пресек I-11 од аустенитног челика	95
Слика 4.16 Фитовање кривих извијања за попречни пресек I-53 од дуплекс челика.....	96
Слика 4.17 Фитовање кривих извијања за попречни пресек I-15 од феритног челика....	97
Слика 4.18 Површ апроксимације према предложеном изразу 4.18 и тачке оптимизованих коефицијената α и β за критичну температуру 400°C	100
Слика 4.19 Површ апроксимације према предложеном изразу 4.18 и тачке оптимизованих коефицијената α и β за критичну температуру 600°C	101
Слика 4.20 Упоредни приказ оптимизованих вредности коефицијената α и β и коефицијената α и β срачунатих према предложеном изразу 4.18 за (а) аустенитни, (б) дуплекс и (в) феритни нерђајући челик за критичну температуру 400°C	102
Слика 4.21 Прецизности новог предлога [4] и према [3] и [5] за пресеке из сета А.....	103
Слика 4.22 Коефицијенти (а) γ_1 и (б) γ_2	105
Слика 4.23 Коефицијент γ за (а) аустенитне, (б) дуплекс и (в) феритне челике	105
Слика 4.24 Утицај коефицијента γ на прецизност и поузданост предикције граничне носивости за (а) аустенитне, (б) дуплекс и (в) феритне нерђајуће челике.....	106

Слика 4.25 Прецизност новог предлога [4] и предлога према [3] и [5] за стубове са пресецима из сетова А и Б за сва три типа нерђајућих челика.....	108
Слика А.1 Номиналне димензије епрувете у mm.....	121
Слика А.2 Епрувете пропремљене за тестирање.....	122
Слика А.3 Опрема за спровођење теста на затезање на повишеним температурама.....	122
Слика А.4 Испитивање епрувете на затезање на повишеној температури	123
Слика А.5 Епрувете након спроведених тестова на затезање на повишеној температури	124
Слика А.6 Попречни пресеци на месту лома епрувета после спроведеног теста на затезање на повишеној температури	125
Слика Б.1 Развој просечне температуре стуба попречног пресека НЕМ 260 кроз време и пожарна крива према стандардном пожару [9].....	127
Слика Б.2 Развој просечне температуре стуба попречног пресека НЕА 220 кроз време и пожарна крива према стандардном пожару [9].....	131
Слика В.1 Развој просечне температуре стубова попречних пресека (а) IPE 100, (б) IPE 240, (в) НЕМ 300 и (г) UC 356x406x1299 различитих вредности односа AmV кроз време и пожарна крива према стандардном пожару [9]	144

СПИСАК ТАБЕЛА

Табела 2.1 Номиналне вредности конвенционалне границе развлачења и чврстоће при затезању за аустенитне, дуплекс и феритне нерђајуће челике према [11].	11
Табела 2.2 Преглед израза који дефинишу везу напона и дилатација за угљенични челик према EN 1993-1-2 [3].	18
Табела 2.3 Фактори редукције материјалних карактеристика за угљенични челик према EN 1993-1-2 [3].	19
Табела 2.4 Фактори редукције материјалних карактеристика за аустенитни нерђајући челик EN 1.4301 према EN 1993-1-2 [3].	22
Табела 2.5 Фактори редукције материјалних карактеристика за дуплекс нерђајући челик EN 1.4462 према EN 1993-1-2 [3].	23
Табела 2.6 Фактори редукције материјалних карактеристика за феритни нерђајући челик EN 1.4003 према EN 1993-1-2 [3].	23
Табела 2.7 Фактори редукције материјалних карактеристика за групу 1 аустенитних нерђајућих челика EN 1.4301, EN 1.4307 и EN 1.4318 према [29].	31
Табела 2.8 Фактори редукције материјалних карактеристика за групу 2 дуплекс нерђајућих челика EN 1.4462, EN 1.4162 и EN 1.4662 према [29].	32
Табела 2.9 Фактори редукције материјалних карактеристика за групу 2 феритних нерђајућих челика EN 1.4003 и EN 1.4016 према [29].	32
Табела 2.10 Границе односа ширине према дебљини за класификацију плоча на собној температури за пресеке од угљеничног челика [3].	43
Табела 2.11 Границе односа ширине према дебљини за класификацију плоча на собној температури за пресеке од нерђајућег челика [3].	45
Табела 2.12 Стандардизоване вредности механичких карактеристика за вруће ваљане лимове за израду заварених пресека [35].	48
Табела 2.13 Калибрисане вредности фактора имперфекције α и помоћног коефицијента β	55
Табела 3.1 Упоредни преглед вредности критичне температуре одређене тестовима [60], θ_{cr} , $test$, и помоћу нумеричке методологије примењене у овом истраживању, θ_{cr} , FE .	74
Табела 3.2 Упоредни преглед вредности критичне температуре одређене тестовима [64], θ_{cr} , $test$, и помоћу нумеричке методологије примењене у овом истраживању, θ_{cr} , FE .	75
Табела 3.3 Упоредни преглед вредности критичне температуре одређене тестовима [64], θ_{cr} , $test$, и помоћу нумеричке методологије примењене у овом истраживању, θ_{cr} , FE .	76
Табела 4.1 Преглед попречних пресека групе А коришћених у параметарским нумеричким анализама.	81
Табела 4.2 Преглед карактеристика попречних пресека групе Б.	82
Табела 4.3 Коефицијенти c_1 до c_9 за прорачун α_{mat} , θ .	98
Табела 4.4 Коефицијенти c_1 до c_9 за прорачун β_{mat} , θ .	99
Табела 4.5 Граничне вредности за прорачун коефицијента γ_1 .	104
Табела 4.6 Граничне вредности за прорачун коефицијента γ_2 .	104
Табела 4.7 Оцена прецизности и поузданости новог предлога [4] и предлога према [3] и [5] у односу на нумеричке резултате за извијање око слабије осе при дејству пожара.	108

Табела А.1 Хемијски састав аустенитног нерђајућег челика <i>EN 1.4301</i> према атесту произвођача и према <i>EN 10088-4</i> [11].....	120
Табела А.2 Механичке карактеристике аустенитног челика <i>EN 1.4301</i> према атесту произвођача и према <i>EN 10088-4</i> [11].....	120
Табела А.3 Ознаке и димензије испитаних епрувета.....	121
Табела А.4 Механичке карактеристике испитаних узорака	123
Табела А.5 Механичке карактеристике испитаних узорака	125
Табела Б.1 Карактеристике пресека НЕМ 260.	126
Табела Б.2 Граничне вредности за квадратну функцију $\gamma_2 = f\lambda\theta$ за аустенитни челик.	129
Табела Б.3 Карактеристике пресека НЕА 220.	130
Табела Б.4 Граничне вредности за квадратну функцију $\gamma_2 = f\lambda\theta$ за дуплекс челик....	133
Табела В.1 Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од аустенитног челика.	135
Табела В.2 Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од дуплекс челика.	137
Табела В.3 Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од феритног челика.	139
Табела В.4 Гранична носивост одабраних РЕ попречних пресека од аустенитног челика.	142
Табела В.5 Гранична носивост одабраних РЕ попречних пресека од дуплекс челика.	143
Табела В.6 Гранична носивост одабраних РЕ попречних пресека од феритног челика.	143
Табела В.7 Развој температуре одабраних попречних пресека од нерђајућег челика....	144

СПИСАК СИМБОЛА

Латинична слова

A	површина попречног пресека
A_{eff}	ефективна површина попречног пресека
A_f	површина фланши
A_w	површина ребра
b	ширина лима
E	<i>Young</i> -ов почетни модул еластичности на собној температури
E_θ	<i>Young</i> -ов почетни модул еластичности на повишеној температури θ
$E_{0.2}$	тангентни модул еластичности при конвенционалној граници развлачења на собној температури
$E_{0.2,\theta}$	тангентни модул еластичности при конвенционалној граници развлачења на повишеној температури θ
$f_{0.2} (= f_y)$	конвенционална граница развлачења којој одговара трајна пластична дилатација од 0.2% на собној температури
$f_{0.2,\theta}$	конвенционална граница развлачења којој одговара трајна пластична дилатација од 0.2% на повишеној температури θ
$f_{2,\theta}$	чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација од 2% на температури θ
$f_{u,\theta}$	чврстоћа при затезању на температури θ
$k_{p0.2,\theta}, k_{2,\theta}, k_{u,\theta}, k_{E,\theta}, k_{\epsilon u,\theta}$	фактори редуције материјалних својстава
k_σ	кофицијент који зависи од начина напрезања и контурних услова плоче
m_θ	кофицијент нелинеарности за другу фазу
$N_{b,fi,t,Rd}$	гранична носивост у односу на флексионо извијање при дејству пожара
N_{cr}	еластична критична сила за флексионо извијање
$N_{Ed,max,FE}$	гранична носивост одређена нумеричким путем
n_θ	кофицијент нелинеарности за прву фазу
t	дебљина лима
t_f	дебљина фланше
t_w	дебљина ребра
$N_{Ed,max,prop}$	гранична носивост одређена према предложеној методи

$x = A_f/A_w$	однос површина фланши и ребра
$y = t_f/t_w$	однос дебљина фланши и ребра

Грчка слова

α	фактор имперфекције
β, γ	помоћни коефицијенти
$\gamma_{M,fi}$	парцијални коефицијент сигурности за материјал за пожарну прорачунску ситуацију
$\gamma', \gamma_1, \gamma_2$	коефицијенти који дефинишу γ
ε	(инжењерска) дилатација
$\varepsilon_{0.2,\theta}$	укупна дилатација при $f_{0.2,\theta}$
$\varepsilon_{u,\theta}$	укупна дилатација при $f_{u,\theta}$
η_θ	генерализовани фактор имперфекције
θ	температура
σ	(инжењерски) напон
σ_{cr}	критичан напон при избочавању плоче
σ_{ft}	максималан заостали напон затезања у фланши
σ_{wt}	максималан заостали напон затезања у ребру
σ_{fc}	максималан заостали напон притиска у фланши
σ_{wc}	максималан заостали напон притиска у ребру
$\bar{\lambda}$	релативна виткост стуба на собној температури
$\bar{\lambda}_\theta$	релативна виткост стуба на температури θ
$\bar{\lambda}_p$	релативна виткост плоче на собној температури
$\bar{\lambda}_{p,\theta}$	релативна виткост плоче на температури θ
ξ_θ	коренски однос фактора редукције чврстоће и модула еластичности на температури θ
χ_{fi}	коефицијент редукције за флексионо извијање стубова за пожарну прорачунску ситуацију

РЕЗИМЕ

ИЗВИЈАЊЕ СТУБОВА I ПРЕСЕКА ОД НЕРЋАЈУЋЕГ ЧЕЛИКА ПРИ ДЕЈСТВУ ПОЖАРА СА УТИЦАЈЕМ ИСТОРИЈЕ ОПТЕРЕЋЕЊА

У оквиру ове докторске дисертације развијен је нови предлог за одређивање граничне носивости на флексионо извијање око слабије осе централно притиснутих стубова од нерђајућег челика завареног I пресека при дејству пожара са обухватањем утицаја историје оптерећења. Развијена је нумеричка методологија за одређивање граничне носивости при дејству пожара са узимањем у обзир утицаја историје оптерећења. Нумеричка методологија кодирана је у *Python* програмском језику уз примену солвера програма *Abaqus*. Нумеричка методологија симулира реално понашање, где је стуб прво оптерећен, а након тога изложен пожарном дејству према стандардном пожару. Нумеричка методологија је валидирана у односу на експерименталне тестове на стубовима завареног I пресека од нерђајућег челика при дејству пожара из литературе. Користећи развијену и валидирану нумеричку методологију за одређивање граничне носивости, утврђени су недостаци одређивања граничне носивости према правилима датим у *EN 1993-1-2*.

Недовољна тачност и велико расипање резултата предикције граничне носивости у односу на флексионо извијање стубова од нерђајућег челика при дејству пожара према *EN 1993-1-2*, али и према скорашњим предлозима, указала је на то да изрази за одређивање граничне носивости у постојећој форми не могу адекватно да предвиде носивост, већ да нови утицајни параметри морају бити укључени на страни израза са циљем побољшања прецизности предикције. Анализирана су два главна утицајна параметра, однос површина фланши и ребра A_f/A_w и однос дебљина фланши и ребра t_f/t_w I попречних пресека, како би се на страни израза за одређивање носивости на посредан начин укључили утицаји историје оптерећења.

Предложен је нови сет правила за одређивање граничне носивости на флексионо извијање централно притиснутих стубова од нерђајућег челика при дејству пожара. Као референтна чврстоћа примењена је чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација од 2% $f_{2,\theta}$, што је у складу са правилима за стубове од угљеничног челика датим у *EN 1993-1-2*. Израз за фактор редукције калибрисан је у односу на нумерички одређене криве извијања дефинисане на основу резултата параметарских нумеричких анализа. Параметарске нумеричке анализе су обухватиле широк спектар релативних виткости $\bar{\lambda}_\theta$, распон критичних температура од практичног значаја, компактне и витке попречне пресеке, широк распон димензија попречних пресека и три различита типа нерђајућих челика, аустенитне, дуплекс и феритне. Кодирање методологије нумеричког одређивања граничне носивости уз комплетан процес калибрације новопредложених израза за одређивање граничне носивости у програмском језику *Python*, омогућио је реализацију великог броја нумеричких анализа и њихово коришћење у процесу калибрације (укупно је спроведено 6000 нумеричких симулација, од којих је 3000 коришћено у процесу калибрације).

Тачност новог предлога оцењена је у односу на основне статистичке параметаре, док је поузданост новог предлога оцењена с обзиром на критеријуме поузданости за пројектовање челичних елемената у пожару које је поставио *Kruppa*. Упоредном анализом тачности новог предлога, скорашњих предлога из литературе и предлога према *EN 1993-1-2* показано је да нови предлог пружа знатно прецизнију предикцију граничне носивости у односу на преостала два предлога, што омогућава економичнију и сигурнију примену ових елемената.

Кључне речи: нерђајући челик, пожарно дејство, историја оптерећења, флексионо извијање, заварени I попречни пресеци, Еврокод 3, нелинеарна анализа конструкција

Област: Грађевинско инжењерство

УНО: Теорија конструкција

ABSTRACT

BUCKLING OF STAINLESS STEEL I SECTION COLUMNS DURING FIRE WITH THE INFLUENCE OF LOAD HISTORY

In this doctoral dissertation, a new proposal was developed for the flexural buckling resistance of welded I-section stainless steel columns exposed to fire considering the influence of loading history. A finite element procedure has been developed for determining the flexural buckling resistance in fire, taking into account the influence of the loading history. The finite element procedure was coded in the Python programming language while using the Abaqus solver. The finite element procedure simulates the real behavior, where the column is first loaded and then exposed to the fire action according to a standard fire. The numerical procedure was verified in relation to experimental tests on welded I section stainless steel columns in fire from the literature. Using the developed and validated numerical procedure for determining the ultimate load capacity, the shortcomings of the rules for the buckling resistance load capacity according to the rules given in EN 1993-1-2 were confirmed.

The poor accuracy and large dispersion of results of prediction of the flexural buckling resistance of stainless steel columns in fire according to EN 1993-1-2, but also according to recent proposals, indicated that the expressions for determining the buckling resistance in fire in the existing form cannot adequately predict resistance. New contributing parameters must be included on the expression side in order to improve the accuracy of the prediction. Two main contributing parameters, the ratio of flanges and web areas A_f/A_w and the ratio of flange and web thicknesses t_f/t_w of I sections, were analyzed in order to indirectly include the influence of loading history on the side of the expression for determining the buckling resistance.

A new set of rules for determining the buckling resistance of axially compressed stainless steel columns under the action of fire is proposed. As a reference strength, the strength corresponding to a 2% plastic strain $f_{2,\theta}$ was used, which is in accordance with the rules for carbon steel columns in EN 1993-1-2. The expression for the reduction factor is calibrated against numerically determined buckling curves defined on the basis of the results of parametric numerical analyses. Parametric numerical analyzes covered a wide range of relative slendernesses $\bar{\lambda}_\theta$, a range of critical temperatures of practical importance, compact and slender cross-sections, a wide range of cross-section dimensions and three different types of stainless steels, austenitic, duplex and ferritic. The coding of the numerical methodology for the buckling resistance assessment with the complete calibration process of the newly proposed expressions for determining the buckling resistance in the Python programming language, enabled the realization of a large number of numerical analyzes and their use in the calibration process (a total of 6000 numerical simulations were carried out, of which 3000 were used in the calibration process).

The accuracy of the new proposal was evaluated against the basic statistical parameters, while the reliability of the new proposal was evaluated against the reliability criteria for the design of steel elements in fire set by Kruppa. A comparative analysis of the accuracy of the new proposal, recent proposals from the literature and the proposal according to EN 1993-1-2

showed that the new proposal provides a far more accurate prediction of the buckling resistance compared to the remaining two proposals, which enables a more economical and safer application of these elements.

Key words: Stainless Steel, Fire Action, Loading history, Flexural Buckling, Welded I section, Eurocode 3, Nonlinear Structural Analysis
Field: Civil Engineering
Subdivision: Theory of Structures

1

УВОД

1.1. Опште

Међу инцидентним дејствима на која се грађевинске конструкције прорачунавају, пожари заузимају важно место због потенцијалних опасности по животе људи и носивост и стабилност конструкцијских елемената. До губитака људских живота долази на првом месту због удисања отровних гасова који се ослобађају сагоревањем током трајања пожара. Урушавањем дела конструкције, људи могу остати заробљени унутар објекта и на тај начин се излажу већем ризику услед продужетка времена евакуације.

На повишеним температурама долази до деградације механичких карактеристика конструкцијских материјала, чврстоће и деформацијских карактеристика, што може довести до колапса дела или целе конструкције.

Пројектовање грађевинских конструкција отпорних на дејство пожара нема примарно за циљ да заштити конструкцијске елементе, већ да обезбеди носивост и стабилност конструкцијских елемената за време трајања пожара, и то макар у временском интервалу који је потребан како би се људи безбедно евакуисали из објекта и како би се спречило даље ширење пожара. Стога је разумевање понашања грађевинских конструкција за време пожара од кључног значаја за заштиту људских живота.

Челичне конструкције су по правилу осетљивије на дејство пожара од бетонских конструкција. Њихова осетљивост је последица бржег развоја температуре због великог односа површине према запремини елемената попречних пресека карактеристичних за материјал као што је челик, на супрот компактним попречним пресецима карактеристичних за елементе бетонских конструкција, као и због високе топлотне проводљивости челика у односу на бетон. То све чини тему пожарне отпорности атрактивнијом код челичних конструкција.

У последњих 30 година постигнут је значајан напредак у разумевању понашања угљеничних конструкцијских челика при дејству пожара, како експерименталним истраживањем тако и опширним нумеричким параметарским симулацијама, међутим значајно мање пажње придало се разумевању понашања нерђајућих челика при дејству пожара.

Иако је нерђајући челик пронађен пре нешто више од 100 година³, он је релативно нов материјал у грађевинском конструкторству. У примени је у грађевинским конструкцијама тек око 20 година, па и не изненађује непотпуно разумевање понашања конструкцијских елемената од нерђајућег челика, посебно у условима пожарног дејства.

Висока отпорност на корозију, естетске карактеристике и високе механичке карактеристике, посебно капацитет пластификације, изражена дуктилност и постојаност на високим температурама у односу на угљеничне челике, значајно су прошириле примену нерђајућег челика, највише код конструкција посебне намене. Шира примена нерђајућег челика у грађевинарству је последично учинила разумевање понашања конструкцијских елемената од нерђајућег челика атрактивнијим за истраживаче, и то посебно у условима пожарног дејства.

Велики значај примена конструкцијских елемената од нерђајућег челика налази у агресивним условима средине, код конструкција већег нивоа напрезања, и то на местима теже доступним за преглед конструкције. У оваквим условима најчешће се примењују конструкцијски елементи од нерђајућег челика завареног I попречног пресека због могућности постизања високог капацитета носивости.

Један од фактора који може учинити нерђајући челик неконкурентним за примену у грађевинским конструкцијама је висока јединична цена нерђајућег челика у односу на угљенични челик. Међутим, цена материјала за израду конструкцијских елемената је само један део укупних трошкова производње и монтаже конструкције, њене експлоатације и одржавања и на крају демонтаже (уклањања) [1]. Значајан удео у инвестиционој вредности објекта има антикорозивна заштита елемената од угљеничног челика која изостаје код елемената од нерђајућег челика. Такође, због повољнијег понашања при изложености високим температурама, елементи од нерђајућег челика могу имати предност у примени код конструкцијских елемената који су због технолошког процеса изложени високим температурама, или су пак у условима већег ризика излагању високим температурама или пожару. Цена противпожарних премаза и заштите конструкцијских елемената чини значајан удео инвестиционе вредности објекта, која због повољнијег понашања елемената од нерђајућег челика може бити смањена у односу на елементе од угљеничног челика.

Лепеза расположивих попречних пресека елемената од нерђајућег челика на тржишту последњих година је знатно проширена, па се овај фактор више не може урачунавати као ограничавајући.

³ Узима се да је пронађен 20.08.1913. године у истраживањима британског проналазача *Harry Brearley*-а. Он је непосредно пред почетак Првог светског рата за време интензивирање производње оружја трагао за решењем практичног проблема оштећења унутрашњости цеви пиштоља, не услед корозије, већ услед високих температура генерисаних паљењем барута и проласком зрна кроз цев. Почео је да додаје хром за који се знало да подиже тачку топљења материјала у односу на угљенични челик. Сасвим случајно током полирања површина азотном киселином уочио је већу отпорност на хемијске утицаје и касније након додатних испитивања назвао нову легуру *rustless steel*.

Сами нерђајући челици се деле у четири основне групе: аустенитни, дуплекс, феритни и мартензитни. Са аспекта разумевања понашања, потребно је анализом препознати специфичности понашања конструкцијских елемената од нерђајућих челика из сваке од три групе.

Још један ограничавајући фактор је непотпуност техничке регулативе за прорачун конструкцијских елемената од нерђајућег челика, која чак ни за собне температуре не сагледава карактеристике понашања ових елемената на одговарајући начин. Последњих година значајан напор истраживача дао је одређене резултате на пољу разумевања понашања конструкцијских елемената од нерђајућег челика на собној температури, док су истраживања о понашању на повишеним температурама и даље ограничена.

Европска регулатива из области грађевинарства која је од скоро на снази као званичан технички пропис за пројектовање грађевинских конструкција и у Републици Србији у *EN 1993-1-4* [2] даје додатна правила за нерђајуће челике за анализе на собној температури и усмерава читаоца на *EN 1993-1-2* [3] за анализе на повишеним температурама. Правила дата у *EN 1993-1-2* [3] за елементе од нерђајућег челика ослањају се на решења изведена за елементе од угљеничног челика. Иако је познато да дате релације у *EN 1993-1-2* [3] не описују на адекватан начин понашање конструкцијских елемената од нерђајућег челика на повишеним температурама, истраживачи нису још увек дошли до пуног спектра утицајних параметара како би дефинисали адекватне моделе за описивање понашања.

Управо су чињенице о повољнијем понашању конструкцијских елемената од нерђајућег челика за време пожара, непотпуност техничке регулативе, значајан истраживачки потенцијал у овој области и пораст свести о укупним трошковима (а не само иницијалним, везаним за производњу челичне конструкције) послужили као мотивација за спровођење истраживања о понашању - носивости на флексионо извијање централно притиснутих стубова I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара. Ово истраживање има за циљ идентификовање специфичности у понашању ових елемената и побољшање практичних алата за њихов свакодневни инжењерски третман, односно давање предлога за кориговање постојећих прорачунских алата (кривих извијања) прописаних техничком регулативом, као и да омогући ширу примену нерђајућег челика у конвенционалним конструкцијама.

1.2. Предмет и циљ истраживања

У овом истраживању средиште ће бити на идентификовању специфичности у понашању центрично притиснутих стубова од аустенитних, дуплекс и феритних нерђајућих челика при дејству пожара и побољшању постојећих прорачунских алата (кривих извијања) прописаних техничком регулативом [3]. Ове резултате је могуће постићи препознавањем новог утицајног параметра (или утицајних параметара) који одређује понашање ових елемената кроз опширну параметарску нумеричку анализу са нумеричким моделима валидираним постојећим експерименталним истраживањима. Опширне параметарске анализе подразумевају одређени степен аутоматизације, односно израду сопственог софтвера који би омогућио спровођење великог броја нумеричких анализа и довео до жељених резултата. Да би биле комплетне, параметарске анализе морају обухватити анализу граничног стања при нивоима температуре које су од практичног значаја, широк спектар виткости стубова, геометријских карактеристика попречног пресека и свакако сва три типа нерђајућег челика. За израду овог софтверског решења одабран је програмски језик *Python* са прилично богатом библиотеком математичких алата потребних за спровођење анализа и обраду резултата. Још један значајан разлог је постојање *Python interpreter*-а у оквиру програма *Abaqus* што омогућава инкорпорирање *Abaqus*-овог солвера у сопствено програмско решење.

Предмет овог истраживања је развој методологије за одређивање граничне носивости стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика у односу на извијање при дејству пожара са узимањем у обзир историје оптерећења и анализе његове амплификације са променом геометријских карактеристика попречних пресека (односа дебљина и површина фланши и ребра).

Циљ овог истраживања је дефинисање кривих извијања за одређивање граничне носивости стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика у односу на извијање при дејству пожара са узимањем у обзир историје оптерећења и анализе његове амплификације са променом геометријских карактеристика попречних пресека (односа дебљина и површина фланши и ребра).

Иако врло сажето дефинисан, циљ докторске дисертације захтева рад на више поља, формирање нумеричке методологије, њену валидацију постојећим експерименталним истраживањима на нивоу елемената, опсежне параметарске нумеричке симулације и на крају, описивање уочених релација математичким моделом у форми одговарајућој методологији прорачуна у *EN 1993-1-2* [3] са увођењем што мањег броја нових променљивих. Циљ докторске дисертације је инжењерски оријентисан ка примени резултата истраживања у пракси, са препорукама примене резултата истраживања и бољег разумевања понашања пројектованих конструкција за време пожара.

Хипотеза овог рада је да историја оптерећења значајно утиче на одговор аксијално притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара, као и да однос дебљина фланши и ребра, t_f/t_w , и однос површина попречног пресека фланши и ребра, A_f/A_w , утичу на одговор и једнозначно дефинишу облик криве извијања и да се на основу анализе тих утицајних фактора може дати предлог за побољшање постојећих метода прорачуна датих у *EN 1993-1-2* [3].

Циљ истраживања спроведених у склопу докторске дисертације директно је усмерен ка практичној применљивости резултата. Боље разумевање понашања ових елемената, уз квалитетнију предикцију граничне носивости, узимајући у обзир све предности нерђајућег челика као материјала и пораст свести о укупним инвестиционим трошковима (а не само иницијалним, насталим током изградње), прошириће поље примене елемената од нерђајућег челика и на конвенционалне конструкције (тренутно, примена је карактеристична за конструкције посебне намене). Инжењери у пракси уколико су у позицији да користе поузданије алате за пројектовање, пре ће се одлучивати за техничка решења са применом нерђајућег челика као материјала.

На крају, спроведена опсежна нумеричка истраживања, послужиће и истраживачима из области као референтни резултати за калибрацију сопствених модела и евентуално даље побољшавање израза. Методологија нумеричких прорачуна која ће бити примењена у раду садржаће и ефекте историје оптерећења, што није случај ни са једним досада спроведеним нумеричким истраживањем понашања стубова од нерђајућег челика за време пожара, што додаје квалитет референтности резултатима.

Паралелно са нумеричким истраживањима спроведено је и експериментално истраживање на нивоу материјала, испитивањем епрувета, како би се утврдиле специфичности материјалних карактеристика легуре нерђајућег челика највише примењиване у домаћој пракси. Под експерименталним истраживањем на нивоу материјала подразумева се одређивање чврстоће при затезању и издужења при лому на повишеним температурама стандардним тестом на затезање. На основу сопствених експерименталних резултата даће се фактори редукције чврстоће при затезању на повишеним температурама.

1.3. Садржај докторске дисертације

У првом поглављу ове докторске дисертације су дефинисани предмет и циљеви истраживања и постављена је хипотеза.

У другом поглављу дат је преглед стања у области уз анализу литературе, при чему су истраживања подељена начелно у две целине, понашање нерђајућег челика као материјала на повишеним температурама и понашање центрично притиснутих стубова од нерђајућег челика при дејству пожара где је показан значај обухватања историје оптерећења и увођења нових утицајних параметара на страни израза за одређивање граничне носивости.

У трећем поглављу описана је нумеричка методологија развијена и валидирана постојећим експерименталним истраживањима граничне носивости центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара из литературе.

Четврто поглавље посвећено је новом предлогу према *Rajić* и *Rašeta* [4] за одређивање граничне носивости центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара. Приказан је развој и калибрација предложених израза и дата је оцена прецизности и поузданости новог предлога, као и упоредна оцена прецизности и поузданости у односу на предлоге према *EN 1993-1-2* [3] и *Kucukler* и сарадници [5].

У петом поглављу дати су закључци проистекли из спроведених истраживања у оквиру ове докторске дисертације, као и уочени правци даљих истраживања.

У шестом поглављу дат је преглед коришћене литературе.

У додатку А дати су резултати експерименталних истраживања на нивоу материјала на повишеним температурама, док су у додатку Б дати примери примене предложених израза за одређивање граничне носивости, а у додатку В таблице са одређеним граничним носивостима стандардних I попречних пресека.

2

ПРЕГЛЕД И АНАЛИЗА ЛИТЕРАТУРЕ

2.1. Опште

У овом поглављу је дат преглед са анализом доступне литературе из разматране области. Како је нерђајући челик глобално посматрано релативно нов материјал (познат нешто више од 100 година), посебно у области грађевинског инжењерства где је у примени тек око 20 година, онда и не чуди што је број истраживања релативно ограничен.

Истраживања из предметне области се могу сврстати у две групе: (i) теоријска и експериментална истраживања материјалних карактеристика нерђајућег челика на повишеним температурама (од интереса је веза напона и дилатација) и (ii) нумеричка и експериментална истраживања понашања стубова од нерђајућег челика за време пожара (проблеми флексионог извијања притиснутих елемената) са предлозима за прорачун граничне носивости.

Додатно, у склопу прегледа литературе ће бити дат и преглед Еврокод стандарда за прорачун конструкцијских елемената од нерђајућих челика изложених пожару, јер је циљ овог рада побољшање предлога из прописа за прорачун носивости стубова од нерђајућег челика у односу на извијање за време пожара.

2.2. Феномен пожара и могућности нумеричке анализе

Под појмом пожара подразумева се процес неконтролисаног сагоревања којим се угрожавају живот и здравље људи, материјална добра и животна средина [6]. Сам процес је изузетно сложен и има стохастички карактер. Развој температуре пожара зависи од великог броја фактора, а и сама температура варира у просторном смислу у оквиру једног пожарног сектора.

Пожарно дејство према Еврокоду [7] спада у инцидентно дејство. Процес пројектовања грађевинских конструкција на пожарно дејство подразумева следеће кораке [8]:

- изабрати одговарајући пројектни пожарни сценарио
- одредити одговарајуће пројектне типове пожара
- срачунати развој температуре унутар елемената конструкције
- срачунати механичко понашање конструкције изложене пожару

Одабир одговарајућег пројектног пожарног сценарија подразумева анализу ризика за развој пожара у квалитативном смислу, идентификацију кључних карактеристика које одређују конкретан пожар и разликују га од других пожара.

За сваки пожарни сценарио дефинише се одговарајући пројектни пожар који одговара једном пожарном сектору (простору ограђеном пожарним баријерама). По правилу се анализира пројектни пожар у само једном пројектном сектору.

Развој температуре унутар елемента за одговарајући пројектни пожар одређује се познатим методама термичке анализе узимајући у обзир радијацију, конвекцију и кондукцију преноса топлоте. Основни улазни податак за термичку анализу је пожарна крива (температура – време) пожарног дејства ком су изложене површине елемента.

EN 1991-1-2 [8] пожарну отпорност дефинише као способност конструкције или елемента да задржи захтевану функцију за одређену пожарну изложеност у одређеном временском интервалу. Верификација механичке отпорности на дејство пожара (R критеријум) спроводи се у једном од три основна домена: у временском домену, нпр. да ли елемент има одговарајућу механичку отпорност у временском интервалу $t_{fi,requ}$ од почетка деловања пожара; у домену носивости, карактеристичном за провере за сталне и пролазне прорачунске ситуације; у температурном домену, нпр. да ли елемент има одговарајућу механичку отпорност макар за (просечну) температуру елемента $\theta_{cr,d}$.

Анализа пожарне отпорности може се спровести на нивоу целе конструкције, њеног дела или издвојеног конструкцијског елемента. Методе анализе се могу поделити на експерименталне и нумеричке, а свака од њих додатно је подељена у зависности од нивоа сложености. У смислу овог истраживања од највећег значаја су експерименталне методе анализе конструкцијских елемената у пуној величини, као и напредне нумеричке методе којима се касније могу боље описати аналитичке методе верификације пожарне отпорности. Напредне методе прорачуна се опет деле у зависности од нивоа сложености на спрегнуте и неспрегнуте термомеханичке анализе. Напредне термомеханичке анализе имају за циљ да одреде временски развој напона и дилатација.

2.2.1. Номиналне криве пожара

Номиналне (не представљају реалан пожар) криве пожара су установљене са идејом униформисања експерименталних и нумеричких истраживања у односу на одређени референтни пожар. Номиналне криве пожара дају температуру гаса у функцији времена. *EN 1991-1-2* [8] препознаје три основна номинална пожара: *ISO* 834 стандардну пожарну криву [9], *НС* угљоводоничну пожарну криву и *EXT* екстерну пожарну криву.

Стандардна пожарна крива

Често се у литератури зове *ISO* пожар или стандардни пожар. Зависност температуре гаса од времена дата је следећим изразом:

$$\theta_g = 20 + 345 \log(8t + 1) \quad \text{уз } \alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K} \quad 2.1$$

где су θ_g температура гаса у °C и t време у минутама.

Стандардна пожарна крива представља пожарну криву за примену у зградарству у којем су основни гориви материјали дрво, папир, тканина и др.

Угљоводонична пожарна крива

Угљоводоничну пожарну криву развила је нафтна компанија *Mobil*. Зависност температуре гаса од времена дата је следећим изразом:

$$\theta_g = 1080(1 - 0.325e^{-0.167t} - 0.675e^{-2.5t}) + 20 \quad \text{уз } \alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K} \quad 2.2$$

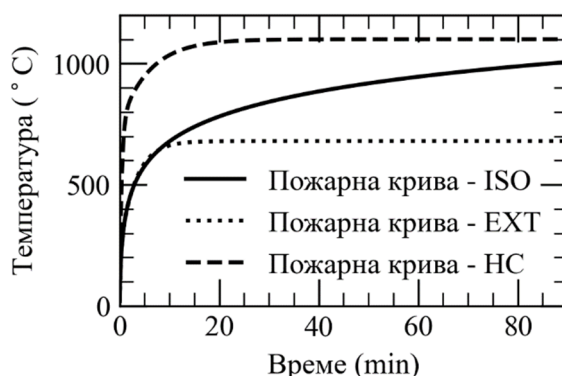
Угљоводонична пожарна крива препоручена је за примену у петрохемијској индустрији и за приобалне објекте.

Екстерна пожарна крива

Екстерна пожарна крива се примењује код анализе елемената који се налазе изван пожарног сектора. Зависност температуре гаса од времена дата је следећим изразом:

$$\theta_g = 660(1 - 0.687e^{-0.32t} - 0.313e^{-3.8t}) + 20 \quad \text{уз } \alpha_c = 50 \text{ W/m}^2\text{K} \quad 2.3$$

На слици 2.1 дат је упоредни приказ три горе наведене пожарне криве.



Слика 2.1 Упоредни приказ пожарних кривих

2.3. Нерђајући челик

Нерђајућим челицима се назива читава фамилија челика отпорних на корозију који су легирани са најмање 10.5% хрома. Зависно од количине осталих легирајућих хемијских елемената, нерђајући челици се додатно деле у 5 основних група, аустенитне, дуплекс, феритне, мартензитне и преципитационо каљене нерђајуће челике.

Серија стандарда *EN 10088* [10–12] даје ознаке и номиналне карактеристике нерђајућих челика. Свака врста нерђајућег челика описана је јединственим бројем где:

1.	43	01
означава челик	припадност групи	идентификацију унутар групе

Групе нерђајућих челика према [13] су:

EN 1.40XX са $Ni < 2.5\%$, без Мо, Nb и Ti
EN 1.41XX са $Ni < 2.5\%$ и Мо, без Nb и Ti
EN 1.43XX са $Ni \geq 2.5\%$, без Мо, Nb и Ti
EN 1.44XX са $Ni \geq 2.5\%$ и Мо, без Nb и Ti
EN 1.45XX без додатних легирајућих елемената
EN 1.46XX хемијски отпорни

Аустенитни, легирани су хромом и никлом, а поред корозионе отпорности, имају изражену дуктилност, лако се хладно обликују и заварују.

Челици класе *EN 1.4301 (AISI 304)* и *EN 1.4307 (AISI 304L)* су најшире употребљавани аустенитни нерђајући челици. Челици класе *EN 1.4401 (AISI 316)* и *EN 1.4404 (AISI 316L)* су поред хрома и никла легирани и молибденом који им побољшава корозиону отпорност. Челици класе *EN 1.4541 (AISI 321)* и *EN 1.4571 (AISI 316Ti)* садрже мањи удео угљеника, што смањује вероватноћу за настанак интергрануларне корозије у зонама утицаја топлоте код заварених спојева. Челик класе *EN 1.4318 (AISI 301L)* показује значајно побољшање механичких карактеристика приликом хладног обликовања. Челик класе *EN 1.4420* са високим садржајем хрома има корозиону отпорност упоредиву са челиком класе *EN 1.4404*, али са бољим механичким карактеристикама.

Дуплекс (Аустенитно-Феритни) нерђајући челици легирани су хромом, никлом, молибденом и азотом. Имају приближно два пута већу чврстоћу на граници развлачења од аустенитних нерђајућих челика и бољу корозиону отпорност. Дуктилни су и заварљиви, али се теже хладно обликују од аустенитних.

Челик класе *EN 1.4462 (AISI 318LN)* има врло високу корозиону отпорност и високе механичке карактеристике, међутим висока цена ограничава његову употребу. У последње време се развија нова подгрупа дуплекс нерђајућих челика – *lean* нерђајући челици са нижим садржајем никла и молибдена, како би били ценовно конкурентни, са механичким карактеристикама упоредивима са челиком *EN 1.4462* и корозионом отпорношћу упоредивом са аустенитним челицима.

Феритни нерђајући челици легирани су хромом и могу садржати мале количине никла. Јефтинији су, али и мање дуктилни и заварљиви од аустенитних нерђајућих челика.

Челици класе *EN 1.4003 (AISI 410L)* и *EN 1.4016 (AISI 430)* су најшире употребљавани феритни нерђајући челици.

Номиналне вредности механичких карактеристика дате у *EN 1993-1-4* [2], преузете из [11] за вруће ваљане лимове дате су у табели 2.1.

Табела 2.1 Номиналне вредности конвенционалне границе развлачења и чврстоће при затезању за аустенитне, дуплекс и феритне нерђајуће челике према [11].

тип	ознака	f_y (MPa)	f_u (MPa)	
Аустенитни	<i>EN 1.4301 (AISI 304)</i>	210	520	
	<i>EN 1.4307 (AISI 316L)</i>	200	500	
	<i>EN 1.4318 (AISI 301LN)</i>	330	630	
	<i>EN 1.4401 (AISI 316)</i>	220	520	
	<i>EN 1.4404 (AISI 316L)</i>	220	520	
	<i>EN 1.4541 (AISI 321)</i>	200	500	
	<i>EN 1.4571 (AISI 316Ti)</i>	220	520	
	Дуплекс	<i>EN 1.4062 (-)</i>	450	650
		<i>EN 1.4162 (-)</i>	450	650
<i>EN 1.4362 (AISI 2304)</i>		400	630	
<i>EN 1.4462 (AISI 318LN)</i>		460	640	
<i>EN 1.4482 (AISI 2001)</i>		450	650	
<i>EN 1.4662 (AISI 301L)</i>		480	680	
Феритни	<i>EN 1.4003 (AISI 410L)</i>	250	450	
	<i>EN 1.4016 (AISI 430)</i>	240	430	
	<i>EN 1.4509 (AISI 441)</i>	-	-	
	<i>EN 1.4521 (AISI 444)</i>	280	420	
	<i>EN 1.4621 (AISI 445)</i>	-	-	

Номинална вредност модула еластичности, E , за сва три типа нерђајућих челика износи 200 GPa, *Poisson*-ов коефицијент износи 0.3 и модул смицања 76.9 GPa.

2.4. Материјални модели нерђајућег челика на собној температури

2.4.1. Материјални модели *Ramberg-Osgood*-а и *Hill*-а

Базични материјални модел за собну температуру, на који се сви накнадни покушаји описивања понашања материјала како на собним, тако и на повишеним температурама ослањају, је модел који је предложио *Ramberg-Osgood* [14], а касније модификовао *Hill* [15]. Сама веза није типична за материјалне моделе какви се дају за челик и бетон где се напон изражава у функцији дилатације. Предложена форма израза даје дилатацију изражену у функцији напона. У математичком смислу представља збир линеарне и степене функције где се сам степен у домаћој литератури зове коефицијент нелинеарности (у енглеској литератури *strain hardening coefficient*):

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{f_{0.2}} \right)^n \quad 2.4$$

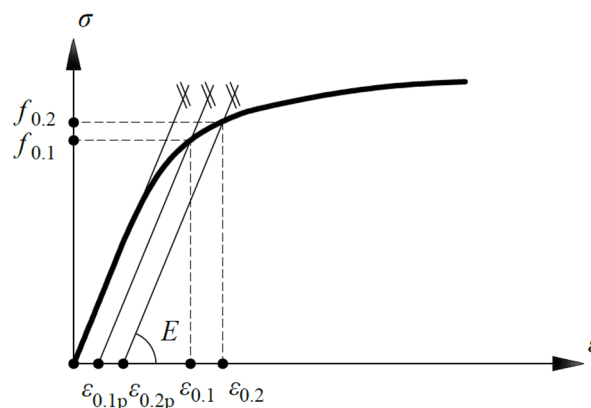
где је $f_{0.2}$ конвенционална граница развлачења која одговара трајној пластичној дилатацији од 0.2%, $\varepsilon_{0.2p}$, E је модул еластичности и n је коефицијент нелинеарности, одређен на основу следећег израза:

$$n = \frac{0.301}{\ln(f_{0.2}/f_{0.1})} \quad 2.5$$

где је $f_{0.1}$ напон који одговара трајној пластичној дилатацији од 0.1%, $\varepsilon_{0.1p}$.

На слици 2.2 приказан је дијаграм $\sigma - \varepsilon$ према предлогу [15], где су $\varepsilon_{0.1}$ и $\varepsilon_{0.2}$ укупне дилатације за вредности напона $f_{0.1}$ и $f_{0.2}$, респективно.

Ramberg-Osgood-ов материјални модел даје прецизну предикцију напона све до границе развлачења, међутим са порастом напона преко те границе, постоје значајна одступања у односу на експерименталне резултате. Без обзира на тај недостатак, израз 2.4 су користили многи аутори у накнадним покушајима да прецизније дефинишу математичку везу напона и дилатације за нерђајући челик за више нивое напона.



Слика 2.2 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм за нерђајућег челика према [15]

2.4.2. Материјални модели *Mirambell-Real*-а

Mirambell и *Real* [16] су предложили нов аналитички модел за описивање везе напона и дилатације који се састоји из две фазе, као резултат сопствених експерименталних испитивања деформабилности гредних носача оптерећених на савијање.

Израз 2.4 предложен је за вредности напона мање од конвенционалне границе развлачења ($\sigma < f_{0.2}$) уз прорачун коефицијента нелинеарности n на основу следећег израза:

$$n = \frac{\ln(4)}{\ln(f_{0.2}/f_{0.05})} \quad 2.6$$

где су $f_{0.2}$ и $f_{0.05}$ напони који одговарају трајним пластичним дилатацијама од 0.2% и 0.05%, респективно.

За вредности напона веће од конвенционалне границе развлачења ($\sigma > f_{0.2}$), предложен је израз у новом референтном координатном систему ($\sigma^* - \varepsilon^*$) са координатним почетком у тачки $(\varepsilon_{0.2}, f_{0.2})$:

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{0.2}}{E_{0.2}} + \left(\varepsilon_u - \varepsilon_{0.2} - \frac{f_u - f_{0.2}}{E_{0.2}} \right) \left(\frac{\sigma - f_{0.2}}{f_u - f_{0.2}} \right)^m + \varepsilon_{0.2} \quad \text{за } \sigma > f_{0.2} \quad 2.7$$

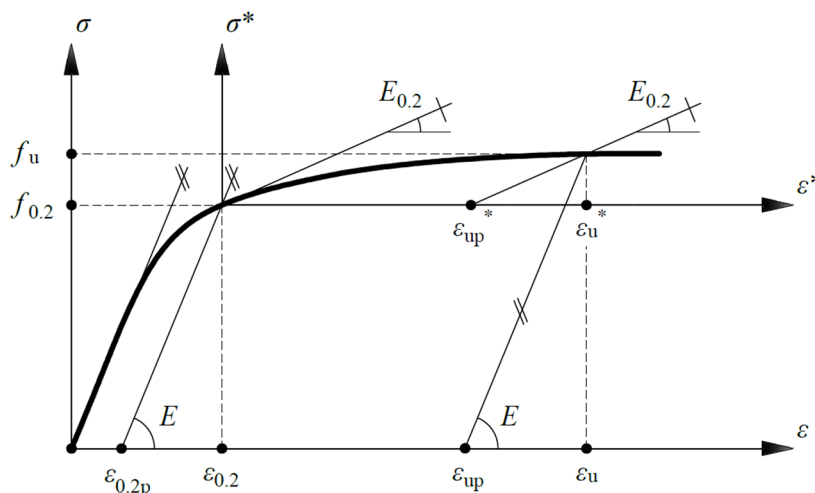
$$E_{0.2} = E_0 / (1 + 0.002n \cdot E_0 / f_{0.2}) \quad 2.8$$

где је $E_{0.2}$ тангентни модул еластичности у тачки $(\varepsilon_{0.2}, f_{0.2})$ дефинисан изразом 2.8, f_u и ε_u су чврстоћа при затезању и укупна дилатација која одговара чврстоћи при затезању, и m је коефицијент нелинеарности за вредности напона више од конвенционалне границе развлачења. Укупна дилатација $\varepsilon_{0.2}$ која одговара вредности конвенционалне границе развлачења $f_{0.2}$ једнака је:

$$\varepsilon_{0.2} = \frac{f_{0.2}}{E} + 0.002 \quad 2.9$$

где је E почетни модул еластичности.

На слици 2.3 приказан је $\sigma - \varepsilon$ дијаграм према предлогу [16], где су ε_{up} и ε_{up}^* трајне пластичне дилатације при чврстоћи на затезање у координатном систему $\sigma - \varepsilon$ и $\sigma^* - \varepsilon^*$, респективно.



Слика 2.3 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм за нерђајући челик према [16]

2.4.3. Материјални модел *Rasmussen*-а

Rasmussen [17] је ревидирао претходни модел на основу сопствених експерименталних испитивања аустенитних, дуплекс и феритних нерђајућих челика, и предложио је одређена поједностављења како би смањио број параметара неопходних за дефинисање материјалног модела.

Прва фаза остаје иста као у претходном моделу уз прорачун коефицијента нелинеарности n на основу следећег израза:

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln(f_{0.2}/f_{0.01})} \quad 2.10$$

где су $f_{0.2}$ и $f_{0.01}$ напони који одговарају трајним пластичним дилатацијама од 0.2% и 0.01%, респективно.

За потребе дефинисања везе напон-дилатација у другој фази претпостављено је да су трансформисана трајна пластична дилатација која одговара трансформисаној вредности чврстоће при затезању и укупна дилатација једнаке:

$$\varepsilon_{up}^* = \varepsilon_u \quad 2.11$$

Користећи се претпоставком из израза 2.11, аналитички израз дрзге фазе гласи:

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{0.2}}{E_{0.2}} + \varepsilon_u \left(\frac{\sigma - f_{0.2}}{f_u - f_{0.2}} \right)^m + \varepsilon_{0.2} \quad \text{за } \sigma > f_{0.2} \quad 2.12$$

Поред израза 2.12 предложен је и израз за прорачун коефицијента нелинеарности за другу фазу:

$$m = 1 + 3.5 \frac{f_{0.2}}{f_u} \quad 2.13$$

при чему се однос конвенционалне границе развлачења и чврстоће при затезању може одредити из следећих израза добијених статистичком анализом резултата:

$$\frac{f_{0.2}}{f_u} = 0.2 + 185 \frac{f_{0.2}}{E} \quad \text{за аустенитне и дуплекс нерђајуће челике} \quad 2.14$$

$$\frac{f_{0.2}}{f_u} = \frac{0.2 + 185 \frac{f_{0.2}}{E}}{1 - 0.0375(n - 5)} \quad \text{за остале нерђајуће челике}$$

Дефинисан је и израз за одређивање укупне дилатације ε_u :

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_{0.2}}{f_u} \quad 2.15$$

Главни квалитет *Rasmussen*-овог модела је што описује везу напона и дилатације са само три параметра, E , $f_{0.2}$ и n . Овај аналитички модел је уврштен у Прилог Ц *EN 1993-1-4* [2] с тим што Еврокод даје вредности напона f_u у зависности од врсте нерђајућег челика уместо прорачуна вредности напона на основу израза 2.14.

2.4.4. Материјални модел *Gardner-Nethercot*-а

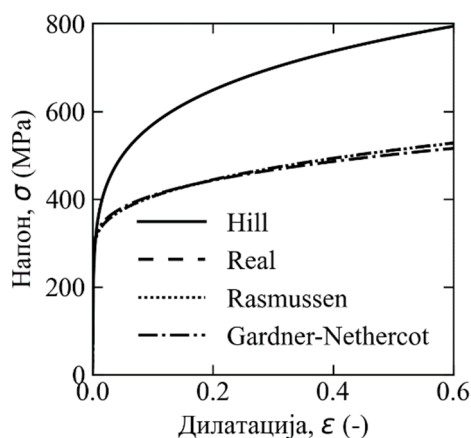
Како би извели конзистентнији материјални модел за притисак, *Gardner* и *Nethercot* [18] предлажу одређене модификације израза за вредности напона изнад конвенционалне границе развлачења, уводећи уместо вредности чврстоће при затезању σ_u и одговарајуће

укупне дилатације ε_u величине које одговарају трајној пластичној дилатацији у износу од 1.0%:

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{0.2}}{E_{0.2}} + \left(\varepsilon_{1.0} - \varepsilon_{0.2} - \frac{f_{1.0} - f_{0.2}}{E_{0.2}} \right) \left(\frac{\sigma - f_{0.2}}{f_{1.0} - f_{0.2}} \right)^m + \varepsilon_{0.2} \quad \text{за } \sigma > f_{0.2} \quad 2.16$$

где је $\varepsilon_{0.2}$ укупна дилатација која одговара напону на граници развлачења, $f_{0.2}$ напон на граници развлачења, $\varepsilon_{1.0}$ укупна дилатација која одговара напону $f_{1.0}$, $f_{1.0}$ напон који одговара заосталој дилатацији од 1.0% и m коефицијент нелинеарности на делу криве $(\varepsilon_{0.2}, f_{0.2}) - (\varepsilon_{1.0}, f_{1.0})$.

На слици 2.4 дат је упоредни приказ $\sigma - \varepsilon$ дијаграма за аустенитни нерђајући челик са следећим карактеристикама: $E=200$ GPa, $f_{0.01}=195$ MPa, $f_{0.05}=245$ MPa, $f_{0.1}=265$ MPa, $f_{0.2}=280$ MPa и $f_u=580$ MPa. Како је приказано, најзначајнију измену у облику дијаграма донео је предлог *Mirambell-Real*-а [16] из 2000. године.



Слика 2.4 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм аустенитног нерђајућег челика према приказаним предлозима материјалних модела

2.5. Материјални модели нерђајућег челика на повишеним температурама

Нерђајући челици показују повољније понашање на повишеним температурама у смислу ограничене деградације механичких и деформационих карактеристика у односу на угљеничне челике.

За описивање понашања нерђајућег челика као материјала потребно је познавање термичких својстава самог материјала као што су специфична топлота, топлотна проводљивост и коефицијент термичког ширења. Вредности ових параметара дати су у *EN 1993-1-2* [3]. Топлотна проводљивост нерђајућег челика се у значајној мери разликује у односу на топлотну проводљивост угљеничног челика. На температурама нижим од 1000°C нерђајући челици (са изузетком феритних у зони изнад 750°C) имају ниже вредности топлотне проводљивости у односу на угљеничне челике (слика 2.5а). Специфична топлота нерђајућих и угљеничних челика се такође разликује, посебно у зони између 600 и 800°C (слика 2.5б). Коефицијент термичког ширења (слика 2.5в) нерђајућих челика је већи од угљеничних што треба укључити у анализу елемената са делимично спреченим померањима крајева у аксијалном правцу [19].

Специфична топлота угљеничних челика одређује се на основу следећих израза:

$$\begin{aligned}
 c_a &= 425 + 7.73 \cdot 10^{-1} \theta_a - 1.69 \cdot 10^{-3} \theta_a^2 + 2.22 && \text{за } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 600^\circ\text{C} \\
 &\quad \cdot 10^{-6} \theta_a^3 \text{ J/kgK} \\
 c_a &= 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} \text{ J/kgK} && \text{за } 600^\circ\text{C} \leq \theta_a < 735^\circ\text{C} \\
 c_a &= 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \text{ J/kgK} && \text{за } 735^\circ\text{C} \leq \theta_a < 900^\circ\text{C} \\
 c_a &= 650 \text{ J/kgK} && \text{за } 900^\circ\text{C} \leq \theta_a < 1200^\circ\text{C}
 \end{aligned} \tag{2.17}$$

где је θ_a температура елемента у степенима целзијуса (°C),

а специфична топлота нерђајућих челика на основу следећег израза:

$$c_a = 450 + 0.280\theta_a - 2.91 \cdot 10^{-4}\theta_a^2 + 1.34 \cdot 10^{-7}\theta_a^3 \text{ J/kgK} \tag{2.18}$$

Топлотна проводљивост угљеничних челика одређује се на основу следећих израза:

$$\begin{aligned}
 \lambda_a &= 54 - 3.33 \cdot 10^{-2} \theta_a \text{ W/mK} && \text{за } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 800^\circ\text{C} \\
 \lambda_a &= 27.3 \text{ W/mK} && \text{за } 800^\circ\text{C} \leq \theta_a < 1200^\circ\text{C}
 \end{aligned} \tag{2.19}$$

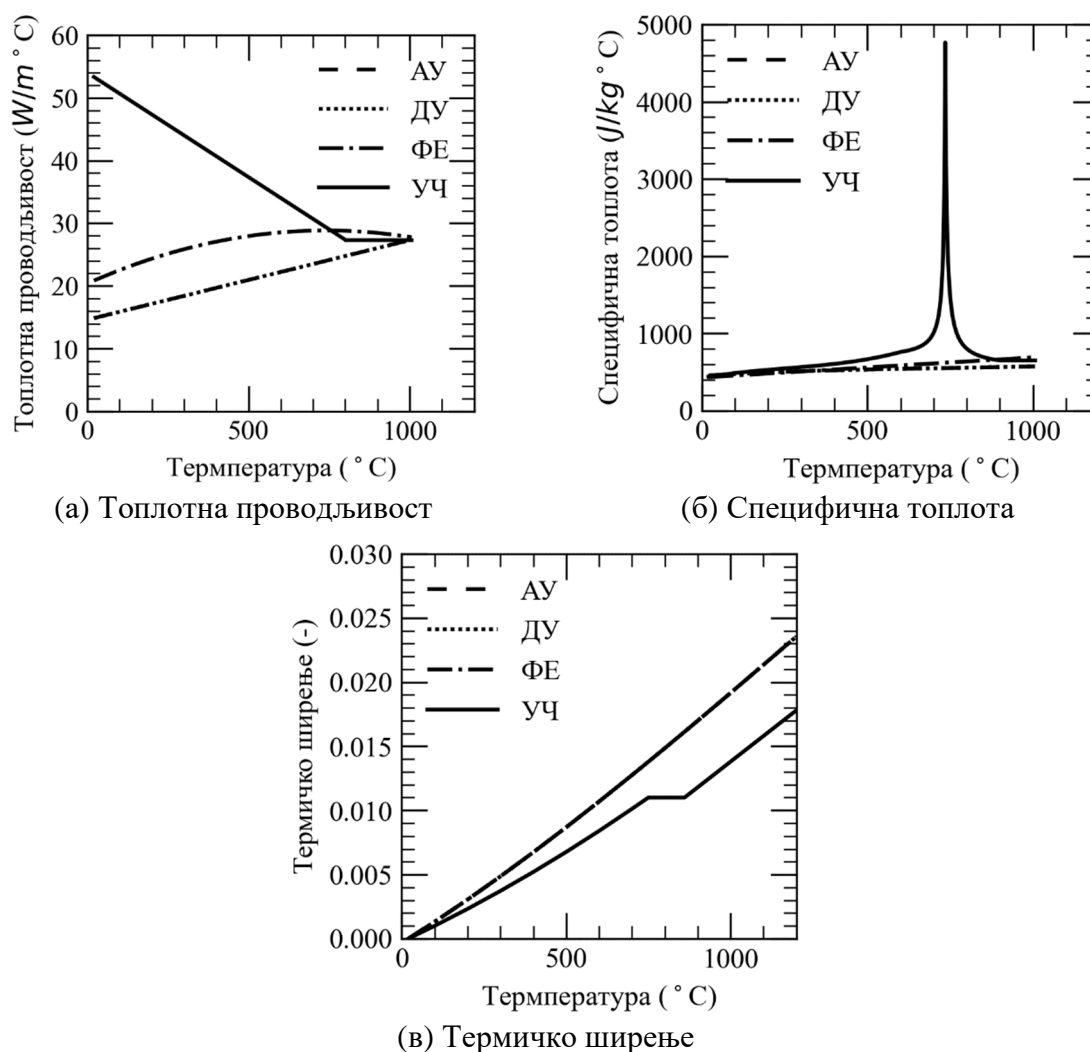
а топлотна проводљивост нерђајућих челика на основу следећег израза:

$$\lambda_a = 14.6 + 1.27 \cdot 10^{-2} \theta_a \text{ W/mK} \tag{2.20}$$

Термичка дилатација угљеничних челика одређује се на основу следећих израза:

$$\begin{aligned}
 \Delta l/l &= 1.2 \cdot 10^{-5} \theta_a + 0.4 \cdot 10^{-8} \theta_a^2 - 2.416 \cdot 10^{-4} && \text{за } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 750^\circ\text{C} \\
 \Delta l/l &= 1.1 \cdot 10^{-2} && \text{за } 750^\circ\text{C} \leq \theta_a < 860^\circ\text{C} \\
 \Delta l/l &= 2 \cdot 10^{-5} \theta_a - 6.2 \cdot 10^{-3} && \text{за } 860^\circ\text{C} \leq \theta_a < 1200^\circ\text{C}
 \end{aligned} \tag{2.21}$$

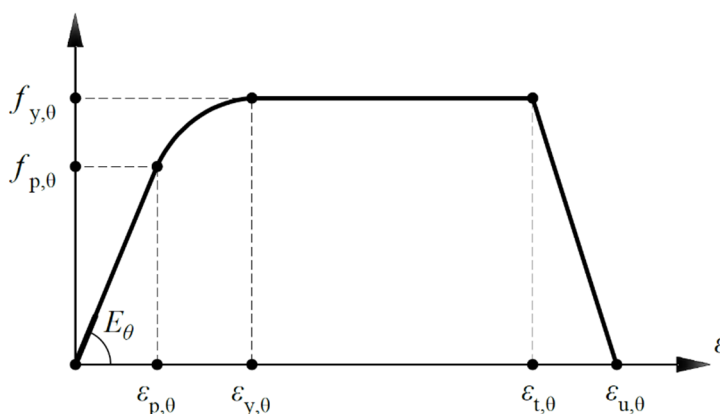
Како постоји широка лепеза нерђајућих челика (у оквиру сваке од група – аустенитни, феритни и дуплекс постоје и подгрупе), овде је дат преглед карактеристика репрезентативних, најшире примењиваних нерђајућих челика из сваке од три групе. Од кључног значаја за добијање адекватног нумеричког одговора конструкцијског елемента за време пожара је прецизно моделирање понашања материјала на повишеним температурама. Три материјална модела нашла су ширу примену, модел који предлаже *EN 1993-1-2* [3], модел аутора *Chen*-а и *Young*-а [20] и модификовани модел групе аутора *Gardner* и сарадници [21,22].



Слика 2.5 (а) Топлотна проводљивост, (б) специфична топлота и (в) термичко ширење аустенитних (АУ), дуплекс (ДУ) и феритних (ФЕ) нерђајућих челика и угљеничних челика (УЧ)

2.5.1. Материјални модел *Eurocode-a*

Материјални модел за описивање везе напон-дилатација за угљенични челик на повишеној температури дат у *EN 1993-1-2* [3] је заснован на закључцима из научно-истраживачког пројекта који је водио *Twilt* публикованим 1991. године [23]. Предложен је материјални модел који комбинује аналитичку везу напона и дилатација коју су предложили *Rubert* и *Schaumann* [24] и факторе редукције материјалних карактеристика које су предложили *Kirby* и *Preston* [25]. *Rubert* и *Schaumann* су 1985. године [24] приказали резултате испитивања узорака на температурама до 1000°C, на основу којих су дали предлог аналитичке везе напона и дилатације са иницијалном линеарном везом, прелазном елиптичном кривом, хоризонталном граном и завршним, опадајућим линеарним сегментом, слика 2.6. *Kirby* и *Preston* су 1988. године [25] приказали резултате испитивања узорака на температурама до 900°C, на основу којих су дали вредности фактора редукције материјалних карактеристика.



Слика 2.6 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм угљеничног челика [3,24]

Табела 2.2 Преглед израза који дефинишу везу напона и дилатација за угљенични челик према *EN 1993-1-2* [3].

дилатациони домен	напон σ	тангентни модул
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$E_\theta \varepsilon$	E_θ
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/d) \left[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2 \right]^{0.5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a \left[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2 \right]^{0.5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0.00
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} \left[1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta}) \right]$	—
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0.00	—
параметри	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$ $\varepsilon_{y,\theta} = 0.02$ $\varepsilon_{t,\theta} = 0.15$	$\varepsilon_{u,\theta} = 0.20$
функције	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_\theta)$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_\theta + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_\theta - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	

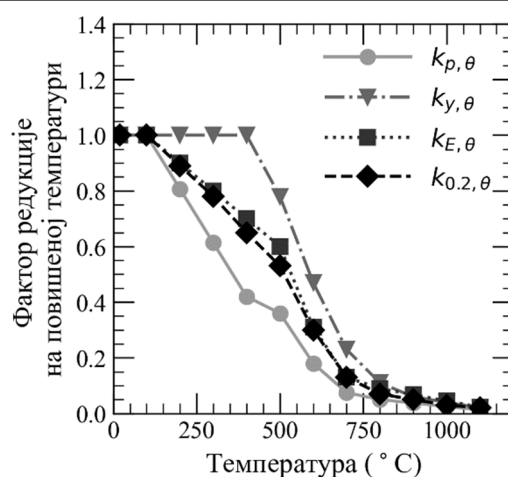
где су $\varepsilon_{p,\theta}$, $\varepsilon_{y,\theta}$ и $\varepsilon_{t,\theta}$ дилатације на граници пропорционалности, граници развлачења и на крају платоа, респективно, $\varepsilon_{u,\theta}$ је гранична дилатација, E_θ је модул еластичности на

температури θ , $f_{p,\theta}$ и $f_{y,\theta}$ су напони на граници пропорционалности и на граници развлачења и a , b и c су функције које се рачунају према табели 2.2.

Из табеле 2.2 јасно је да је веза напона и дилатација за угљенични челик према *EN 1993-1-2* [3] подељена на четири фазе: у првој веза је линеарна све до границе пропорционалности ($\varepsilon_{p,\theta} - f_{p,\theta}$), у другој (прелазној) фази веза између напона и дилатација је дата у форми елипсе све до тачке ($\varepsilon_{y,\theta} - f_{y,\theta}$), у трећој фази вредности напона су константне све до дилатације $\varepsilon_{t,\theta}$ и у четвртој фази опадајућа линеарна грана је уведена из нумеричких разлога. У табели 2.3 нумерички су приказани фактори редукције на повишеној температури θ_a за напон на граници развлачења, $k_{y,\theta}$, за напон на конвенционалној граници развлачења $k_{0.2,\theta}$, за напон на граници пропорционалности, $k_{p,\theta}$ и за модул еластичности $k_{E,\theta}$. Ови фактори су графички представљени на слици 2.7.

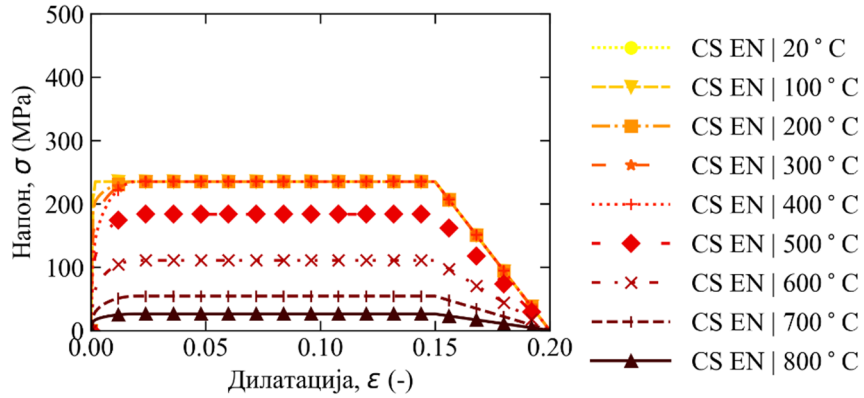
Табела 2.3 Фактори редукције материјалних карактеристика за угљенични челик према *EN 1993-1-2* [3].

θ_a (°C)	$k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y$	$k_{E,\theta} = E_\theta/E$	$k_{0.2,\theta} = f_{0.2,\theta}/f_y$
20	1.00	1.00	1.00	1.00
100	1.00	1.00	1.00	1.00
200	1.00	0.807	0.90	0.98
300	1.00	0.613	0.80	0.78
400	1.00	0.42	0.70	0.65
500	0.78	0.36	0.60	0.53
600	0.47	0.18	0.31	0.30
700	0.23	0.075	0.13	0.13
800	0.11	0.05	0.09	0.07
900	0.06	0.0375	0.0675	0.05
1000	0.04	0.025	0.045	0.03
1100	0.02	0.0125	0.0225	0.02
1200	0.00	0.00	0.00	0.00

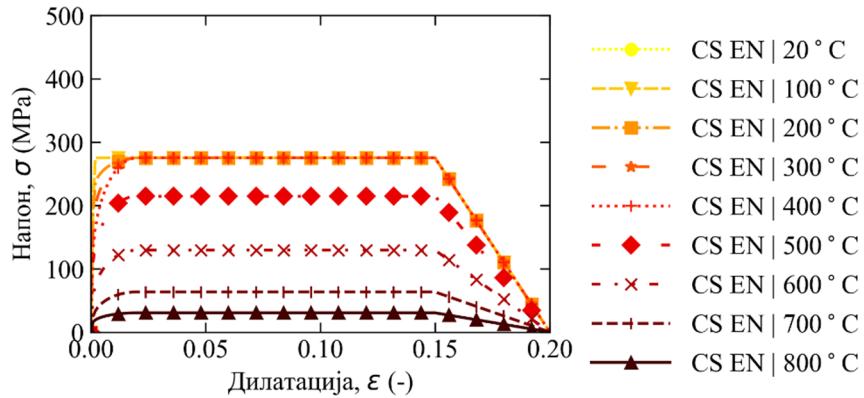


Слика 2.7 Фактори редукције за угљенични челик према *EN 1993-1-2* [3]

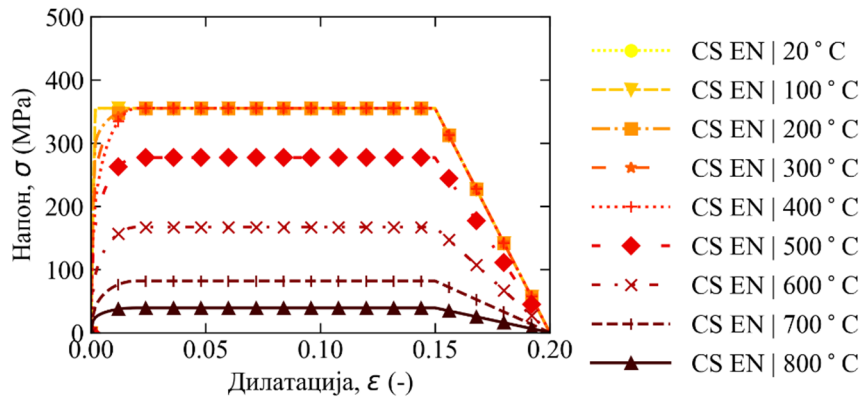
На слици 2.8 приказани су $\sigma - \varepsilon$ дијаграми за угљеничне челике *S235*, *S275*, *S355* и *S450*, према изразима из табеле 2.2 и коефицијентима редукције према табели 2.3 за температуре од 20 до 800°C.



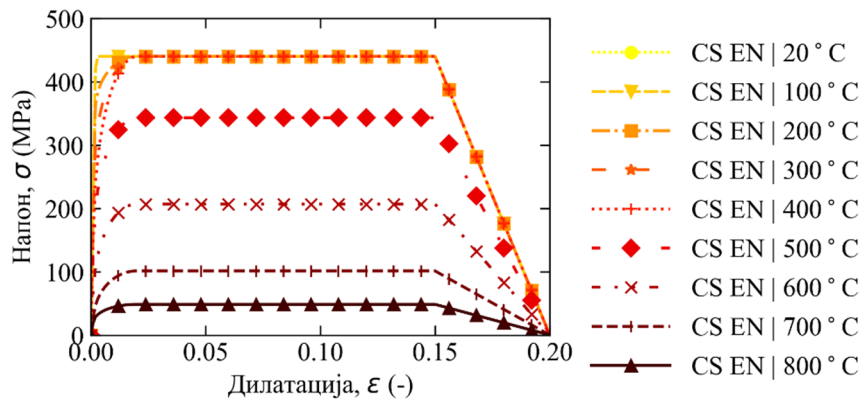
(а) Угљенични челик S235



(б) Угљенични челик S275



(в) Угљенични челик S355



(г) Угљенични челик S450

Слика 2.8 $\sigma - \epsilon$ дијаграми за угљеничне челике S235, S275, S355 и S450 [3]

Почеци истраживања понашања нерђајућег челика на повишеним температурама на материјалном нивоу за потребе примене у грађевинском конструкторству везују се за научно-истраживачки пројекат *Development of the use of stainless steel in construction*. Пројекат је реализован од стране европске комисије у периоду од 1996. до 1999. године, са резултатима публикованим 2002. године у завршном извештају [26]. Активности везане за испитивање нерђајућег челика на повишеним температурама и описивање везе напон-дилатација водио је *Zhao* у оквиру радног пакета 5.1 [27]. Циљ тог радног пакета је био дефинисање генеричког математичког модела за описивање везе напон-дилатација на бази експерименталних истраживања пет различитих врста нерђајућег челика: *EN 1.4301 (AISI 304)*, *EN 1.4401 (AISI 316)*, *EN 1.4462 (AISI 318LN)*, *EN 1.4571 (AISI 316Ti)* и *EN 1.4003 (AISI 410L)*. Спроведени су стандардни тестови на затезање на собној температури и изотермални и анизотермални тестови на повишеним температурама, у подужном и попречном правцу у односу на ваљање. Код изотермалних тестова узорци су били изложени константној температури одређено време, а затим затегнути до лома, док су код анизотермалних тестова узорци били претходно оптерећени силом затезања, а затим је повећавана температура до лома. Део резултата објављен је и у [28]. Дефинисан је материјални модел у форми која је опште прихваћена у грађевинском конструкторству, напон је дефинисан у зависности од дилатације, $\sigma = f(\varepsilon)$, на бази материјалног модела датог у *EN 1993-1-2* [3] за угљеничне челике (видети табелу 2.2 и слику 2.8).

На бази закључака из ових истраживања [26–28] усвојен је материјални модел за нерђајући челик на повишеним температурама у *EN 1993-1-2* [3] у чијем су Анексу Ц дати изрази који описују понашање нерђајућег челика на повишеним температурама у две фазе:

$$\sigma = \frac{E\varepsilon}{1 + a\varepsilon^b} \quad \text{за } \varepsilon \leq \varepsilon_{0.2,\theta} \quad 2.22$$

$$\sigma = f_{0.2,\theta} - e + \frac{d}{c} \sqrt{c^2 - (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon)^2} \quad \text{за } \varepsilon_{0.2,\theta} < \varepsilon \leq \varepsilon_{u,\theta} \quad 2.23$$

где су σ и ε напон и дилатација, E је модул еластичности на собној температури, $\varepsilon_{u,\theta}$ је укупна дилатација која одговара чврстоћи при затезању на температури θ , $\varepsilon_{0.2,\theta}$ је укупна дилатација која одговара напону за вредност трајне пластичне дилатације од 0.2% на температури θ и коефицијенти a , b , c , d и e су дати као функције материјалних карактеристика на повишеним температурама. Укупна дилатација за вредност напона којој одговара трајна пластична дилатација од 0.2% на температури θ може се израчунати према:

$$\varepsilon_{0.2,\theta} = f_{0.2,\theta}/E_{\theta} + 0.002 \quad 2.24$$

где је $f_{0.2,\theta}$ напон којем одговара трајна пластична дилатација од 0.2% на температури θ .

Функције a , b , c , d и e могу се израчунати према следећим изразима:

$$a = \frac{E_{\theta}\varepsilon_{0.2,\theta} - f_{0.2,\theta}}{f_{0.2,\theta}\varepsilon_{0.2,\theta}^b} \quad 2.25$$

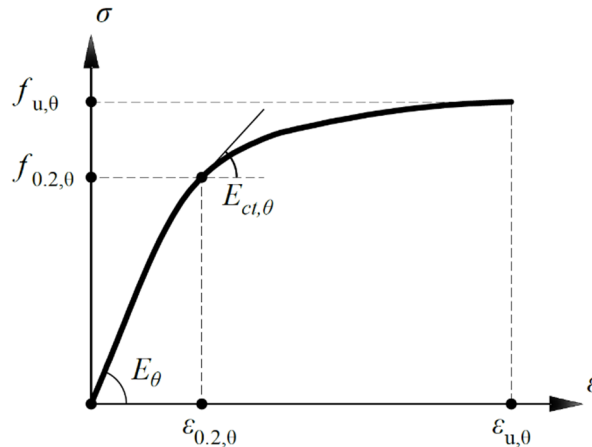
$$b = \frac{(1 - \varepsilon_{0.2,\theta} E_{ct,\theta}/f_{0.2,\theta})E_{\theta}\varepsilon_{0.2,\theta}}{(E_{\theta}\varepsilon_{0.2,\theta}/f_{0.2,\theta} - 1)f_{0.2,\theta}} \quad 2.26$$

$$c^2 = (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta}) \left(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta} + \frac{e}{E_{ct,\theta}} \right) \quad 2.27$$

$$d^2 = e(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta})E_{ct,\theta} + e^2 \quad 2.28$$

$$e = \frac{(f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta})^2}{(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta})E_{ct,\theta} - 2(f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta})} \quad 2.29$$

где је $E_{ct,\theta}$ модул еластичности за вредност напона којем одговара трајна пластична дилатација од 0.2% на температури θ (слика 2.9).



Слика 2.9 $\sigma - \varepsilon$ дијаграм нерђајућег челика [3]

Анекс Ц *EN 1993-1-2* [3] даје факторе редукције за прорачун материјалних карактеристика на повишеним температурама. У табелама 2.4, 2.5 и 2.6 нумерички су приказани фактори редукције на повишеној температури θ за модул еластичности $k_{E,\theta}$, напон на конвенционалној граници развлачења $k_{0.2,\theta}$, чврстоћу при затезању $k_{u,\theta}$, за прорачун напона којем одговара трајна пластична дилатација од 2% $k_{2\%,\theta}^*$, односно напон за трајну пластичну дилатацију од 2%, $k_{2,\theta} = [f_{0.2,\theta} + k_{2\%,\theta}^*(f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta})]/f_{0.2}$, модул еластичности за вредност напона на конвенционалној граници развлачења $k_{E_{ct},\theta}$ и експлицитну вредност укупне дилатације за чврстоћу при затезању.

Табела 2.4 Фактори редукције материјалних карактеристика за аустенитни нерђајући челик *EN 1.4301* према *EN 1993-1-2* [3].

θ (°C)	$k_{E,\theta}$ $= E_{a,\theta}/E_a$	$k_{0.2,\theta}$ $= f_{0.2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{u,\theta}$ $= f_{u,\theta}/f_u$	$k_{2\%,\theta}^*$	$k_{2,\theta}$ $= f_{2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{E_{ct},\theta}$ $= E_{ct,\theta}/E_a$	$\varepsilon_{u,\theta}$
аустенитни EN 1.4301							
20	1.00	1.00	1.00	0.26	1.28	0.11	0.40
100	0.96	0.82	0.87	0.24	1.06	0.05	0.40
200	0.92	0.68	0.77	0.19	0.85	0.02	0.40
300	0.88	0.64	0.73	0.19	0.81	0.02	0.40
400	0.84	0.60	0.72	0.19	0.77	0.02	0.40
500	0.80	0.54	0.67	0.19	0.80	0.02	0.40
600	0.76	0.49	0.58	0.22	0.65	0.02	0.35
700	0.71	0.40	0.43	0.26	0.53	0.02	0.30
800	0.63	0.27	0.27	0.35	0.37	0.02	0.20
900	0.45	0.14	0.15	0.38	0.20	0.02	0.20
1000	0.20	0.06	0.07	0.40	0.09	0.02	0.20

1100	0.10	0.03	0.03	0.40	0.04	0.02	0.20
1200	0.00	0.00	0.00	0.40	0.00	0.02	0.20

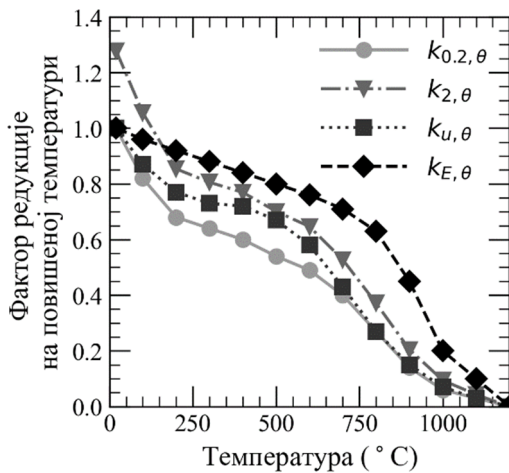
Табела 2.5 Фактори редуције материјалних карактеристика за дуплекс нерђајући челик EN 1.4462 према EN 1993-1-2 [3].

θ (°C)	$k_{E,\theta}$ $= E_{a,\theta}/E_a$	$k_{0.2,\theta}$ $= f_{0.2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{u,\theta}$ $= f_{u,\theta}/f_u$	$k_{2\%,\theta}^*$	$k_{2,\theta}$ $= f_{2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{E_{ct},\theta}$ $= E_{ct,\theta}/E_a$	$\varepsilon_{u,\theta}$
дуплекс EN 1.4462							
20	1.00	1.00	1.00	0.35	1.16	0.100	0.20
100	0.96	0.91	0.93	0.35	1.06	0.070	0.20
200	0.92	0.80	0.85	0.32	0.94	0.037	0.20
300	0.88	0.75	0.83	0.30	0.89	0.035	0.20
400	0.84	0.72	0.82	0.28	0.85	0.033	0.20
500	0.80	0.65	0.71	0.30	0.76	0.030	0.20
600	0.76	0.56	0.57	0.33	0.65	0.030	0.20
700	0.71	0.37	0.38	0.40	0.44	0.025	0.15
800	0.63	0.26	0.29	0.41	0.33	0.025	0.15
900	0.45	0.10	0.12	0.45	0.13	0.025	0.15
1000	0.20	0.03	0.04	0.47	0.04	0.025	0.15
1100	0.10	0.015	0.02	0.47	0.02	0.025	0.15
1200	0.00	0.00	0.00	0.47	0.00	0.025	0.15

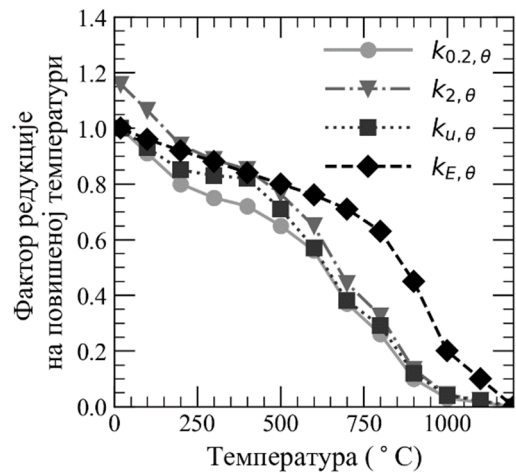
Табела 2.6 Фактори редуције материјалних карактеристика за феритни нерђајући челик EN 1.4003 према EN 1993-1-2 [3].

θ (°C)	$k_{E,\theta}$ $= E_{a,\theta}/E_a$	$k_{0.2,\theta}$ $= f_{0.2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{u,\theta}$ $= f_{u,\theta}/f_u$	$k_{2\%,\theta}^*$	$k_{2,\theta}$ $= f_{2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{E_{ct},\theta}$ $= E_{ct,\theta}/E_a$	$\varepsilon_{u,\theta}$
феритни EN 1.4003							
20	1.00	1.00	1.00	0.37	1.19	0.055	0.20
100	0.96	1.00	0.94	0.37	1.15	0.030	0.20
200	0.92	1.00	0.88	0.37	1.11	0.030	0.20
300	0.88	0.98	0.86	0.37	1.09	0.030	0.20
400	0.84	0.91	0.83	0.42	1.05	0.030	0.15
500	0.80	0.80	0.81	0.40	0.97	0.030	0.15
600	0.76	0.45	0.42	0.45	0.53	0.030	0.15
700	0.71	0.19	0.21	0.46	0.25	0.030	0.15
800	0.63	0.13	0.12	0.47	0.15	0.030	0.15
900	0.45	0.10	0.11	0.47	0.13	0.030	0.15
1000	0.20	0.07	0.09	0.47	0.10	0.030	0.15
1100	0.10	0.035	0.045	0.47	0.05	0.030	0.15
1200	0.00	0.00	0.00	0.47	0.00	0.030	0.15

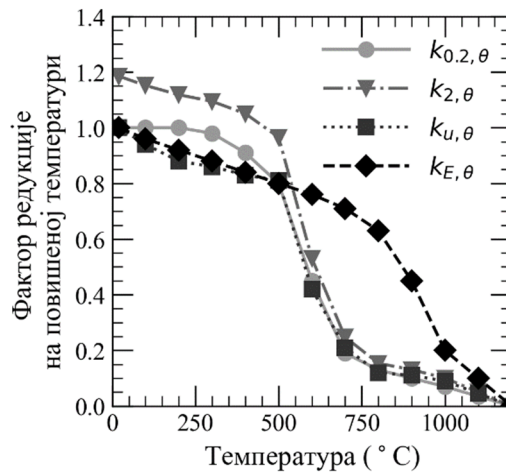
Фактори редуције за прорачун материјалних карактеристика на повишеним температурама су графички представљени на слици 2.10.



(а) Аустенитни нерђајући челик



(б) Дуплекс нерђајући челик

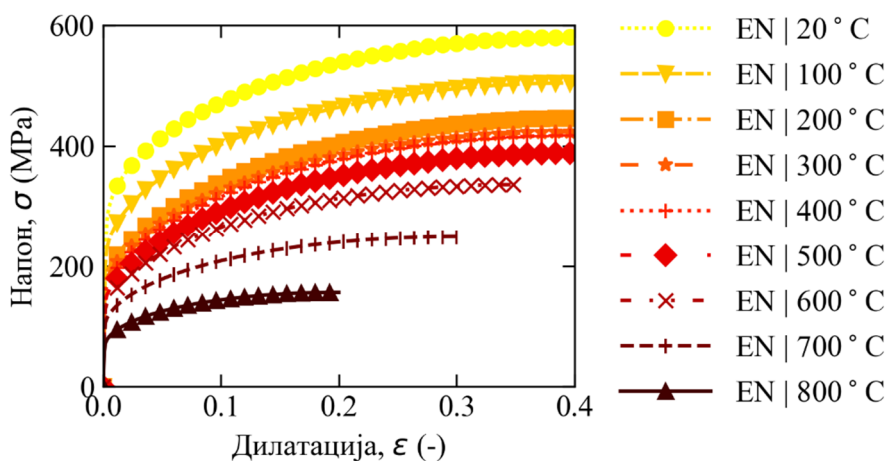


(в) Феритни нерђајући челик

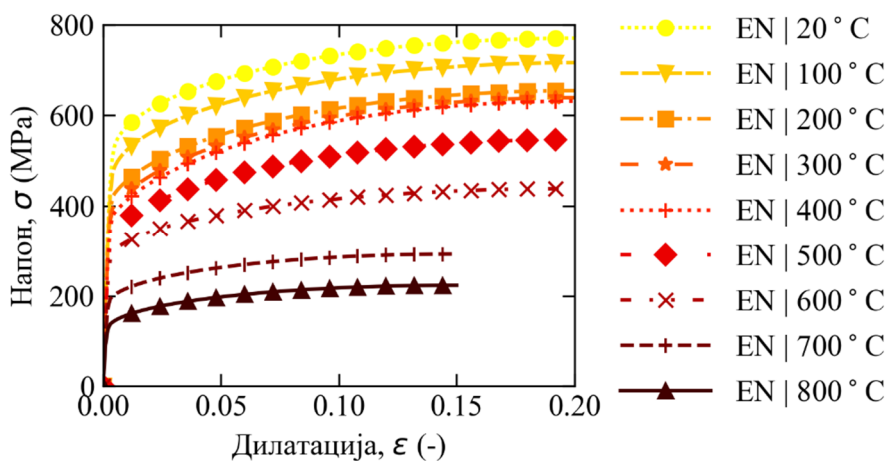
Слика 2.10 Фактори редукције за (а) аустенитни *EN 1.4301*, (б) дуплекс *EN 1.4462* и (в) феритни нерђајући челик *EN 1.4003* [3]

На слици 2.11 приказани су $\sigma - \varepsilon$ дијаграми за нерђајуће челике *EN 1.4301*, *EN 1.4462* и *EN 1.4003*, према изразима 2.22 до 2.29 и коефицијентима редукције према табелама 2.4 до 2.6 за температуре од 20 до 800°C. Потребни подаци за евалуацију приказаног материјалног модела су конвенционална граница развлачења $f_{0.2}$, почетни модул еластичности E , чврстоћа при затезању f_u на собној температури.

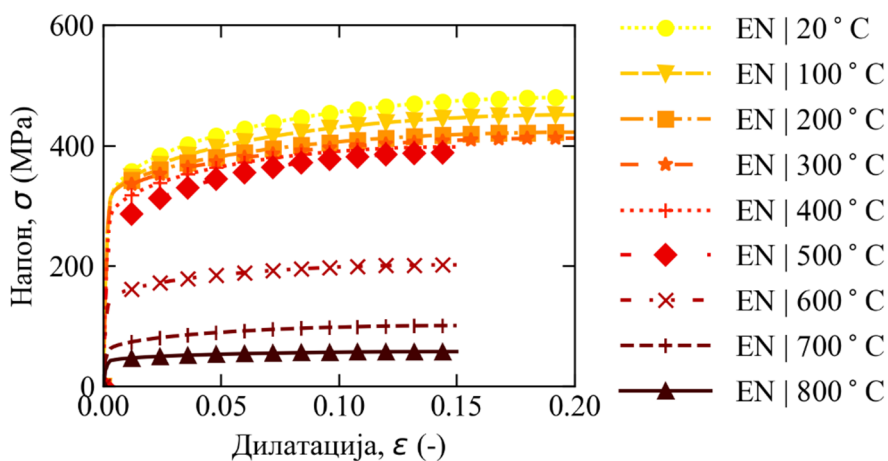
Материјални модел за везу напона и дилатација на повишеним температурама дат у Еврокоду [3] је сложен јер захтева одређивање великог броја независних параметара који немају јасно физичко значење. Алтернативу материјалном моделу датом у Еврокоду предложили су *Chen* и *Young* 2006. године [20] калибрацијом материјалног модела који су дали *Mirambell-Real* и *Rasmussen* [16,17] за повишене температуре.



(а) Аустенитни нерђајући челик EN 1.4301



(б) Дуплекс нерђајући челик EN 1.4462



(в) Феритни нерђајући челик EN 1.4003

Слика 2.11 Веза напон-дилатација (енг. *engineering stress-strain*) за (а) аустенитни EN 1.4301, (б) дуплекс EN 1.4462 и (в) феритни нерђајући челик EN 1.4003 [3]

2.5.2. Материјални модел *Chen-Young*-а

Chen и *Young* [20] спровели су стандардне изотермалне и анизотермалне тестове на затезање узорака од аустенитног *EN 1.4301* и дуплекс *EN 1.4462* нерђајућег челика за температуре од 20 до 1000°C, на основу којих су предложили везу напон-дилатација за две фазе калибрацијом модела (али само у односу на резултате изотермалних тестова) који су дали *Mirambell-Real* и *Rasmussen* [16,17]:

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E_{\theta}} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{f_{0.2,\theta}} \right)^n & \text{за } \sigma \leq f_{0.2,\theta} \\ \frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{E_{0.2,\theta}} + \varepsilon_{u,\theta} \left(\frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}} \right)^m + \varepsilon_{0.2,\theta} & \text{за } \sigma > f_{0.2,\theta} \end{cases} \quad 2.30$$

где су σ и ε напон и дилатација, E_{θ} почетни модул еластичности на температури θ , $f_{0.2,\theta}$ је напон који одговара трајној пластичној дилатацији од 0.2% на температури θ , $E_{0.2,\theta}$ је модул еластичности који одговара напону $f_{0.2,\theta}$, $f_{u,\theta}$ чврстоћа при затезању на температури θ и n и m коефицијенти нелинеарности за прву и другу фазу, респективно.

Треба приметити да је у другој једначини израза 2.30 чинилац $\varepsilon_{u,\theta}$ код другог сабирка у раду *Rasmussen*-а [17] заменио чинилац $\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta} - (f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta})/E_{0.2,\theta}$ из разлога поједностављења израза (видети израз 2.11 и слику 2.3). Прецизнији одговор модела *Chen-Young*-а може се постићи применом следећег израза:

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E_{\theta}} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{f_{0.2,\theta}} \right)^n & \text{за } \sigma \leq f_{0.2,\theta} \\ \frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{E_{0.2,\theta}} + \left(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta} - \frac{f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}}{E_{0.2,\theta}} \right) \left(\frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}} \right)^m + \varepsilon_{0.2,\theta} & \text{за } \sigma > f_{0.2,\theta} \end{cases} \quad 2.31$$

Модул еластичности који одговара конвенционалној граници развлачења на температури θ , $E_{0.2,\theta}$, може се одредити на основу следећег израза:

$$E_{0.2,\theta} = \frac{E}{1 + 0.002n_T E / f_{0.2}} \quad 2.32$$

У практичном смислу, модел *Chen-Young*-а је формулисан тако да пролази тачно кроз следеће тачке на $\sigma - \varepsilon$ дијаграму: $(\varepsilon_{0.2,\theta}, f_{0.2,\theta})$ и $(\varepsilon_{u,\theta}, f_{u,\theta})$, а калибрацијом коефицијената нелинеарности прве, n и друге фазе, m , постиже се боље поклапање и преосталих тачака на $\sigma - \varepsilon$ дијаграму. Калибрацијом коефицијента нелинеарности n постиже се боље поклапање у домену од $(0,0)$ до $(\varepsilon_{0.2,\theta}, f_{0.2,\theta})$, а коефицијента нелинеарности m у домену од $(\varepsilon_{0.2,\theta}, f_{0.2,\theta})$ до $(\varepsilon_{u,\theta}, f_{u,\theta})$.

Chen и *Young* су на основу сопствених експерименталних резултата калибрисали коефицијенте нелинеарности за прву, односно другу фазу и предложили следећа два израза за њихов прорачун:

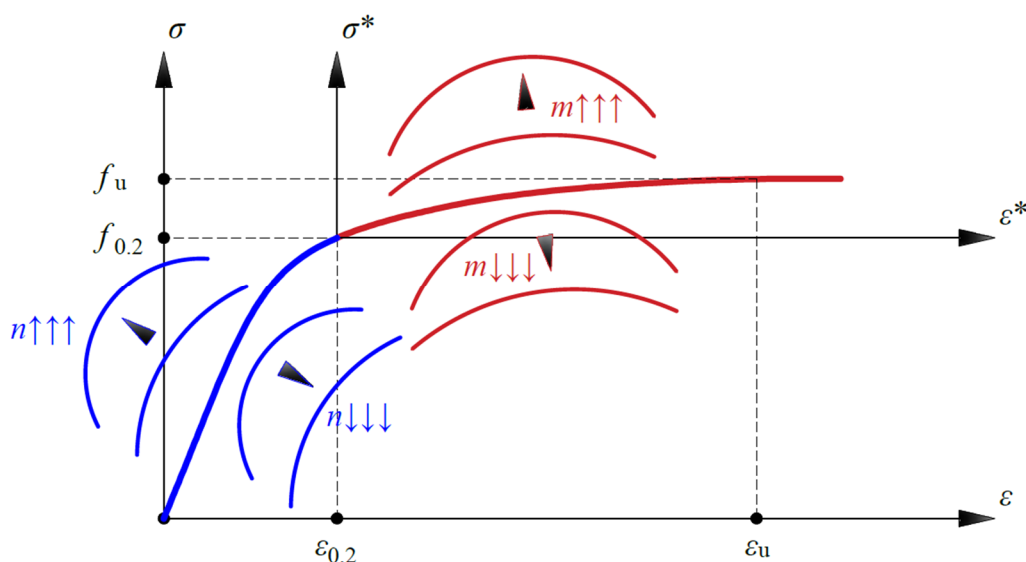
$$n = 6 + 0.2\sqrt{\theta} \quad 2.33$$

где је θ температура у степенима целзијуса (°C),

$$m = \begin{cases} 5.6 - \frac{\theta}{200} & \text{за нерђајучи челик EN 1.4462 (дуплекс)} \\ 2.3 - \frac{\theta}{1000} & \text{за нерђајучи челик EN 1.4301 (аустенитни)} \end{cases} \quad 2.34$$

где је θ температура у степенима Целзијуса ($^{\circ}\text{C}$),

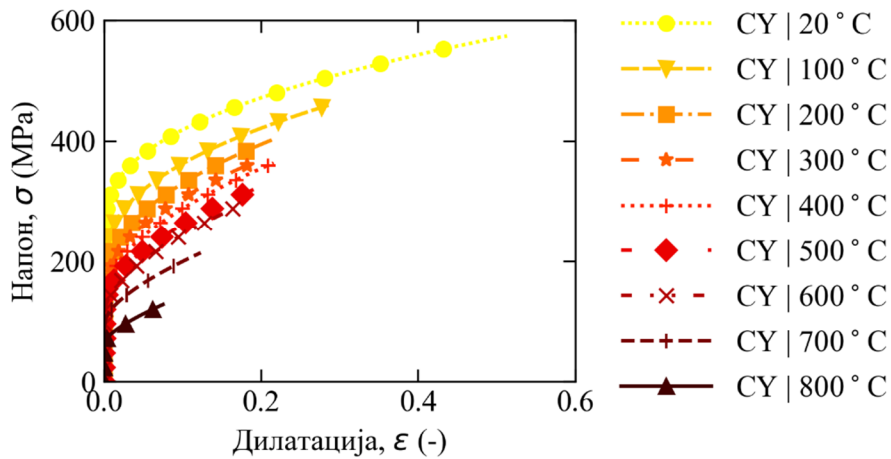
На слици 2.12 шематски је приказан утицај коефицијената нелинеарности прве, n и друге фазе, m на облик криве напон-дилатација. Повећавањем вредности коефицијента нелинеарности повећава се закривљеност криве напон-дилатација у одговарајућем домену, односно смањењем вредности коефицијента нелинеарности смањује се њена закривљеност. Подешавањем вредности коефицијената нелинеарности могуће је постићи да крива напон-дилатација прође кроз још једну тачку, што и јесте била идеја за побољшање прецизности материјалног модела *Chen-Young*-а.



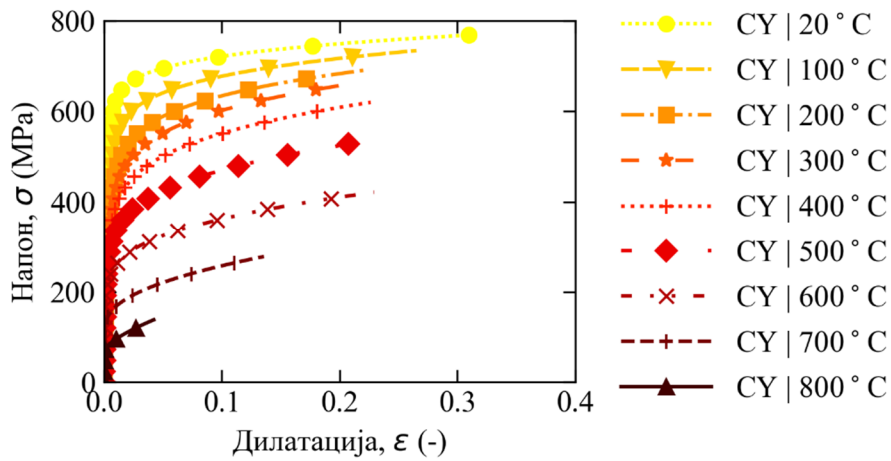
Слика 2.12 Утицај коефицијената нелинеарности на облик криве напон-дилатација

На слици 2.13 приказани су $\sigma - \epsilon$ дијаграми за нерђајуће челике *EN 1.4301*, *EN 1.4462* и *EN 1.4003*, према изразима 2.30 и 2.32 до 2.34 и коефицијентима редуције према Приручнику за конструкцијски нерђајући челик [29] (који ће бити приказани касније) за температуре од 20 до 800°C . Приметити да су дијаграми приказани и за феритне нерђајуће челике иако материјални модел *Chen-Young*-а у изворној форми не даје изразе за прорачун коефицијената нелинеарности за феритни челике. У овом истраживању претпостављено је да се коефицијенти нелинеарности за феритне нерђајуће челике могу одредити на основу израза за дуплекс нерђајуће челике.

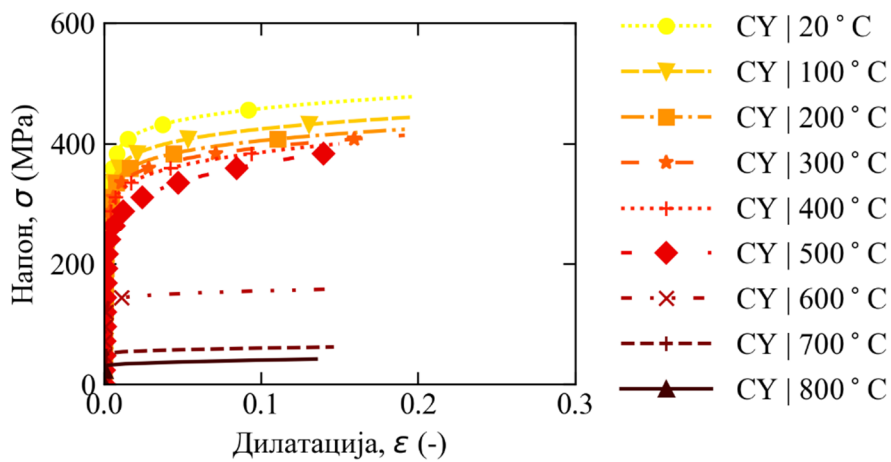
Потребни подаци за евалуацију приказаног материјалног модела су конвенционална граница развлачења на собној температури $f_{0.2}$, почетни модул еластичности E , чврстоћа при затезању f_u и укупна дилатација која одговара чврстоћи при затезању ϵ_u . Аутори модела такође дају предлоге за прорачун вредности ових параметара на повишеним температурама, кроз коефицијенте редуције, али они нису примењени у овом истраживању. Предложен материјални модел добро прогнозира понашање нерђајућег челика типа *EN 1.4462*, док за *EN 1.4301* даје нешто конзервативније резултате [20].



(a) Аустенитни нерђајући челик EN 1.4301



(б) Дуплекс нерђајући челик EN 1.4462



(в) Феритни нерђајући челик EN 1.4003

Слика 2.13 Веза напон-дилатација (енг. *engineering stress-strain*) за (а) аустенитни EN 1.4301, (б) дуплекс EN 1.4462 и (в) феритни нерђајући челик EN 1.4003 [20]

2.5.3. Модификовани материјални модел *Gardner*-а

Предложени израз *Chen-Young*-а (2.30, односно 2.31) пролази тачно кроз тачке $(\varepsilon_{0.2,\theta}, f_{0.2,\theta})$ и $(\varepsilon_{u,\theta}, f_{u,\theta})$ на дијаграму напон-дилатација. С обзиром на предлог групе истраживача окупљене око *Gardner*-а да се за прорачун отпорности елемената од нерђајућег челика при дејству пожара користи чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација од 2%, $f_{2,\theta}$ [5,30–32], квалитет предикције напона $f_{2,\theta}$ добија на значају. Стога је *Gardner* 2010. године предложио материјални модел који пролази тачно кроз тачке $(\varepsilon_{0.2,\theta}, f_{0.2,\theta})$ и $(\varepsilon_{2,\theta}, f_{2,\theta})$ [21] и касније калибрисао у односу на сопствена експериментална испитивања на материјалном нивоу [33]:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_{\theta}} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{f_{0.2,\theta}} \right)^{n_{\theta}} \quad \text{за } \sigma \leq f_{0.2,\theta}$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{E_{0.2,\theta}} + \left(0.02 - \varepsilon_{0.2,\theta} - \frac{f_{2,\theta} - f_{0.2,\theta}}{E_{0.2,\theta}} \right) \left(\frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{f_{2,\theta} - f_{0.2,\theta}} \right)^{m_{\theta}} + \varepsilon_{0.2,\theta} \quad \text{за } \sigma > f_{0.2,\theta} \quad 2.35$$

где су σ и ε напон и дилатација, E_{θ} почетни модул еластичности на температури θ , $f_{0.2,\theta}$ је напон који одговара трајној дилатацији од 0.2% на температури θ , $E_{0.2,\theta}$ и $\varepsilon_{0.2,\theta}$ су тангентни модул еластичности и укупна дилатација који одговарају конвенционалној граници развлачења на температури θ , $f_{2,\theta}$ је чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација од 2% на температури θ , $f_{u,\theta}$ чврстоћа при затезању на температури θ , n_{θ} и m_{θ} коефицијенти нелинеарности за прву и другу фазу, респективно.

Коначно решење овог проблема постигнуто је тако што је усвојен израз 2.31, где крива пролази кроз тачке $(\varepsilon_{0.2,\theta}, f_{0.2,\theta})$ и $(\varepsilon_{u,\theta}, f_{u,\theta})$, уз дефинисање коефицијента нелинеарности друге фазе, m_{θ} , тако да крива прође и кроз тачку $(\varepsilon_{2,\theta}, f_{2,\theta})$ [34].

Овде ће се из разлога комплетности дефинисања материјалног модела, поновити израз који даје везу између напона и дилатација:

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E_{\theta}} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{f_{0.2,\theta}} \right)^{n_{\theta}} & \text{за } \sigma \leq f_{0.2,\theta} \\ \frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{E_{0.2,\theta}} + \left(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta} - \frac{f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}}{E_{0.2,\theta}} \right) \left(\frac{\sigma - f_{0.2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}} \right)^{m_{\theta}} + \varepsilon_{0.2,\theta} & \text{за } \sigma > f_{0.2,\theta} \end{cases} \quad 2.36$$

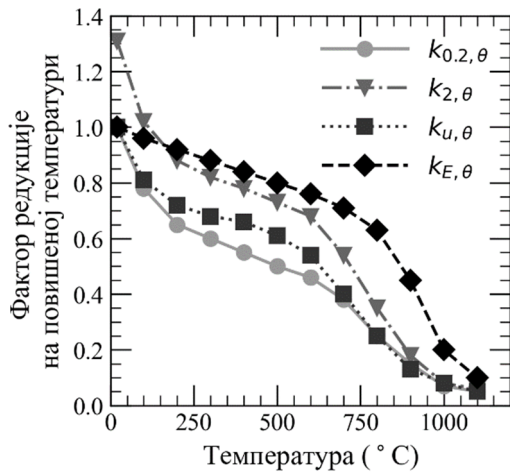
где се коефицијент нелинеарности прве фазе, n_{θ} може усвојити једнаким коефицијенту нелинеарности на собној температури $n_{\theta} = n$, а коефицијент нелинеарности друге фазе, m_{θ} рачуна према [5,31,32,34]:

$$1.5 \leq m_{\theta} = \frac{\ln \left(\frac{\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta} (f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}) / E_{0.2,\theta}}{0.02 - \varepsilon_{0.2,\theta} (f_{2,\theta} - f_{0.2,\theta}) / E_{0.2,\theta}} \right)}{\ln \left(\frac{f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}}{f_{2,\theta} - f_{0.2,\theta}} \right)} \leq 5.0 \quad 2.37$$

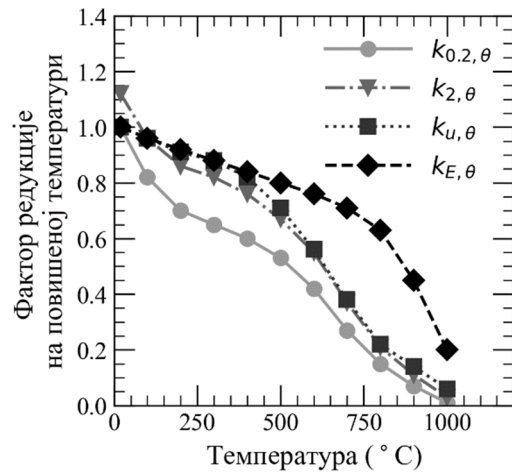
Карактеристике материјала на собној температури $f_{0.2}$ и f_u , као и вредност коефицијента нелинеарности на собној температури, n (9.1 за аустенитне, 9.3 за дуплекс и 17.2 за феритне нерђајуће челике) могу се преузети из [35].

У оквиру [5,35] су дати изрази за прорачун укупне дилатације која одговара чврстоћи при затезању на температури θ , $\varepsilon_{u,\theta}$ у функцији $f_{0,2}$ и f_u , чврстоће на конвенционалној граници развлачења и граничној чврстоћи при затезању на собној температури:

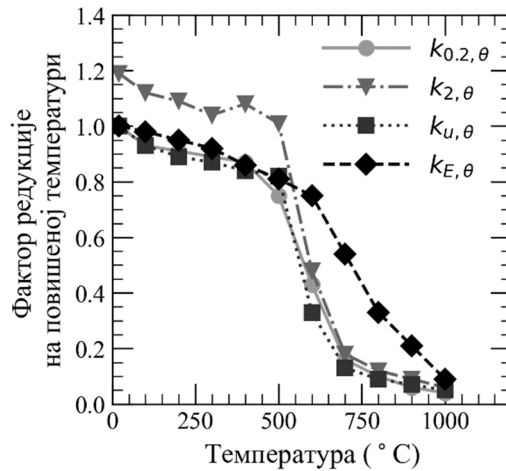
$$\begin{aligned} \varepsilon_{u,\theta} &= k_{\varepsilon u,\theta} (1 - f_{0,2}/f_u) && \text{за аустенитни и дуплекс нерђајући челик} \\ \varepsilon_{u,\theta} &= 0.6k_{\varepsilon u,\theta} (1 - f_{0,2}/f_u) && \text{за феритни нерђајући челик} \end{aligned} \quad 2.38$$



(а) Аустенитни нерђајући челик



(б) Дуплекс нерђајући челик



(в) Феритни нерђајући челик

Слика 2.14 Фактори редукције за (а) аустенитни (*EN 1.4301*, *EN 1.4307* и *EN 1.4318*), (б) дуплекс (*EN 1.4462*, *EN 1.4162* и *EN 1.4662*) и (в) феритни нерђајући челик (*EN 1.4003* и *EN 1.4016*)

У Приручнику за конструкцијски нерђајући челик у четвртном издању објављеном 2017. године [29] су дати фактори редукције за чврстоћу и деформацијске карактеристике за све три врсте нерђајућих челика, слика 2.14, на основу опширних експерименталних испитивања нерђајућег челика на материјалном нивоу дефинисаним као:

$$\begin{aligned} k_{0,2,\theta} & \text{ однос конвенционалне границе развлачења на температури } \theta \text{ према} \\ & \text{ пројектној чврстоћи на собној температури} \\ k_{0,2,\theta} &= f_{0,2,\theta}/f_y \end{aligned} \quad 2.39$$

$k_{2,\theta}$ однос чврстоће којој одговара трајна пластична дилатација од 2% на температури θ према пројектној чврстоћи на собној температури

$$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y \quad 2.40$$

$k_{u,\theta}$ однос чврстоће при затезању на температури θ према чврстоћи при затезању на собној температури

$$k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u \quad 2.41$$

$k_{E,\theta}$ однос модула еластичности на температури θ према модулу еластичности на собној температури

$$k_{E,\theta} = E_\theta/E \quad 2.42$$

$k_{\epsilon u,\theta}$ однос укупне дилатације која одговара чврстоћи при затезању на температури θ према укупној дилатацији на собној температури

$$k_{\epsilon u,\theta} = \epsilon_{u,\theta}/\epsilon_u \quad 2.43$$

где је E модул еластичности на собној температури (200 GPa), $f_y = f_{0.2}$ пројектна вредност чврстоће на собној температури – чврстоћа на конвенционалној граници развлачења којој одговара трајна пластична дилатација од 0.2%. Под собном температуром се сматра температура од 20°C.

У табелама 2.7, 2.8 и 2.9 нумерички су приказани фактори редукције на повишеној температури θ_a за модул еластичности $k_{E,\theta}$, напон на конвенционалној граници развлачења $k_{0.2,\theta}$, чврстоћу при затезању $k_{u,\theta}$, напона којем одговара трајна пластична дилатација од 2% $k_{2,\theta}$ и вредност укупне дилатације за чврстоћу при затезању $k_{\epsilon u,\theta}$ за групу 1 аустенитних нерђајућих челика EN 1.4301, EN 1.4307 и EN 1.4318, групу 2 дуплекс нерђајућих челика EN 1.4462, EN 1.4162 и EN 1.4662 и групу 2 феритних нерђајућих челика EN 1.4003 и EN 1.4016 према [29].

Табела 2.7 Фактори редукције материјалних карактеристика за групу 1 аустенитних нерђајућих челика EN 1.4301, EN 1.4307 и EN 1.4318 према [29].

θ (°C)	$k_{E,\theta} = E_\theta/E$	$k_{0.2,\theta} = f_{0.2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u$	$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{\epsilon u,\theta} = \epsilon_{u,\theta}/\epsilon_u$
аустенитни група 1: EN 1.4301, EN 1.4307 и EN 1.4318					
20	1300	1.00	1.00	1.31	1.00
100	0.96	0.78	0.81	1.02	0.56
200	0.92	0.65	0.72	0.88	0.42
300	0.88	0.60	0.68	0.82	0.42
400	0.84	0.55	0.66	0.78	0.42
500	0.80	0.50	0.61	0.73	0.42
600	0.76	0.46	0.54	0.68	0.33
700	0.71	0.38	0.40	0.54	0.24
800	0.63	0.25	0.25	0.35	0.15
900	0.45	0.15	0.13	0.18	0.15
1000	0.20	0.07	0.08	0.08	0.20

Табела 2.8 Фактори редукције материјалних карактеристика за групу 2 дуплекс нерђајућих челика *EN 1.4462*, *EN 1.4162* и *EN 1.4662* према [29].

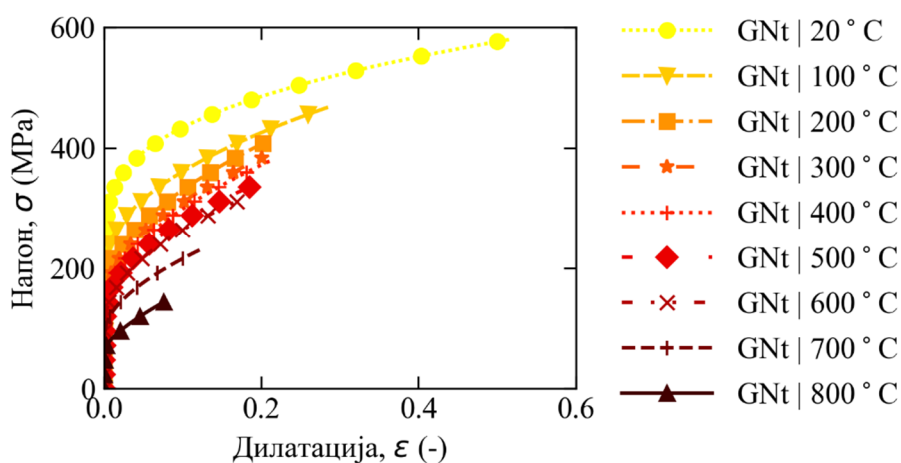
θ (°C)	$k_{E,\theta} = E_{\theta}/E$	$k_{0.2,\theta} = f_{0.2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u$	$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{\varepsilon u,\theta} = \varepsilon_{u,\theta}/\varepsilon_u$
дуплекс група 2: EN 1.4462, EN 1.4162 и EN 1.4662					
20	1.00	1.00	1.00	1.12	1.00
100	0.96	0.82	0.96	0.96	0.87
200	0.92	0.70	0.91	0.86	0.74
300	0.88	0.65	0.88	0.82	0.74
400	0.84	0.60	0.82	0.76	0.74
500	0.80	0.53	0.71	0.67	0.74
600	0.76	0.42	0.56	0.55	0.74
700	0.71	0.27	0.38	0.37	0.44
800	0.63	0.15	0.22	0.21	0.14
900	0.45	0.07	0.14	0.11	0.14
1000	0.20	0.01	0.06	0.03	0.14

Табела 2.9 Фактори редукције материјалних карактеристика за групу 2 феритних нерђајућих челика *EN 1.4003* и *EN 1.4016* према [29].

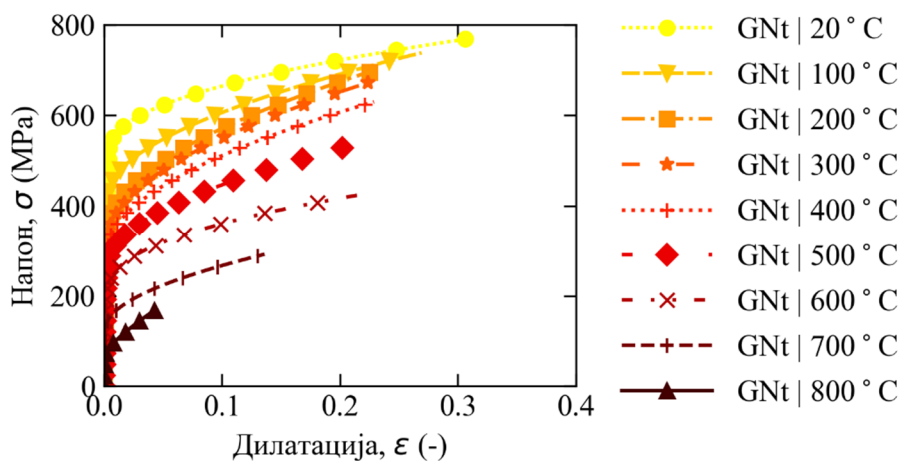
θ (°C)	$k_{E,\theta} = E_{\theta}/E$	$k_{0.2,\theta} = f_{0.2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u$	$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_{0.2}$	$k_{\varepsilon u,\theta} = \varepsilon_{u,\theta}/\varepsilon_u$
феритни група 2: EN 1.4003 и EN 1.4016					
20	1.00	1.00	1.00	1.19	1.00
100	0.98	0.93	0.93	1.12	1.00
200	0.95	0.91	0.89	1.09	1.00
300	0.92	0.89	0.87	1.04	1.00
400	0.86	0.87	0.84	1.08	0.75
500	0.81	0.75	0.82	1.01	0.75
600	0.75	0.43	0.33	0.48	0.75
700	0.54	0.16	0.13	0.18	0.75
800	0.33	0.10	0.09	0.12	0.75
900	0.21	0.06	0.07	0.09	0.75
1000	0.09	0.04	0.05	0.06	0.75

На слици 2.15 приказани су $\sigma - \varepsilon$ дијаграми за групу 1 аустенитних нерђајућих челика *EN 1.4301*, *EN 1.4307* и *EN 1.4318*, групу 2 дуплекс нерђајућих челика *EN 1.4462*, *EN 1.4162* и *EN 1.4662* и групу 2 феритних нерђајућих челика *EN 1.4003* и *EN 1.4016*, према изразима од 2.36 до 2.38 и коефицијентима редукције према Приручнику за конструкцијски нерђајући челик [29] (табеле 2.7 до 2.9) за температуре од 20 до 800°C.

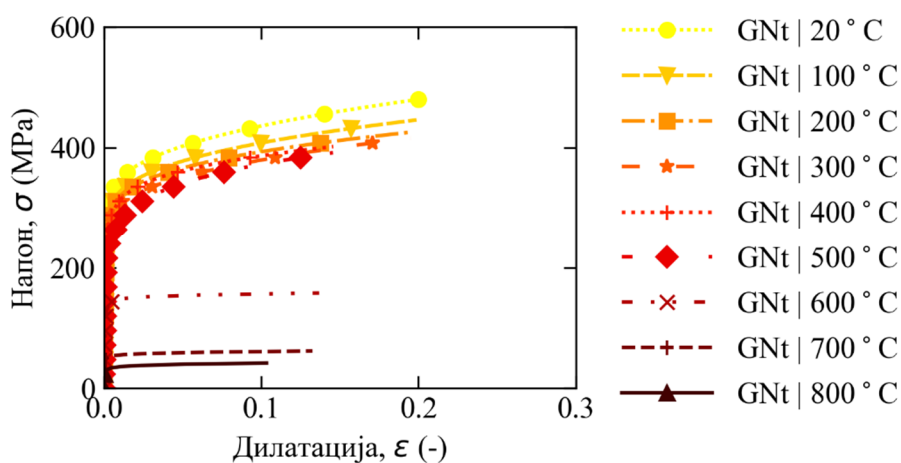
Потребни подаци за евалуацију приказаног материјалног модела су конвенционална граница развлачења на собној температури $f_{0.2}$, почетни модул еластичности E и чврстоћа при затезању f_u . Предложен материјални модел је предвиђен за усвајање у новој ревизији *EN 1993-1-2* [3].



(а) Аустенитни нерђајући челик групе 1 (*EN 1.4301*, *EN 1.4307* и *EN 1.4318*)



(б) Дуплекс нерђајући челик групе 2 (*EN 1.4462*, *EN 1.4162* и *EN 1.4662*)



(в) Феритни нерђајући челик групе 2 (*EN 1.4003* и *EN 1.4016*)

Слика 2.15 Веза напон-дилатација (енг. *engineering stress-strain*) за (а) аустенитни (*EN 1.4301*, *EN 1.4307* и *EN 1.4318*), (б) дуплекс (*EN 1.4462*, *EN 1.4162* и *EN 1.4662*) и (в) феритни нерђајући челик (*EN 1.4003* и *EN 1.4016*) [5,21,33,34]

2.5.4. Упоредни приказ материјалних модела

На слици 2.16 дат је упоредни приказ везе напон-дилатација за нерђајуће челике *EN 1.4301*, *EN 1.4462* и *EN 1.4003*, према предлозима *EN 1993-1-2* [3], *Chen-Young*-а [20] и модификованог предлога *Gardner*-а [5,21,33,34].

Ваља напоменути да су код прорачуна везе напон-дилатација према предлогу *EN 1993-1-2* [3] коришћени коефицијенти редукције материјалних карактеристика дати управо у *EN 1993-1-2* [3], док је код прорачуна везе напон-дилатација према предлозима *Chen-Young*-а [20] и модификованог предлога *Gardner*-а [5,21,33,34] примењен сет коефицијената редукције дат у [29]. Такође, код предлога према *Chen-Young*-у [20] примењен је оригинални израз 2.30.

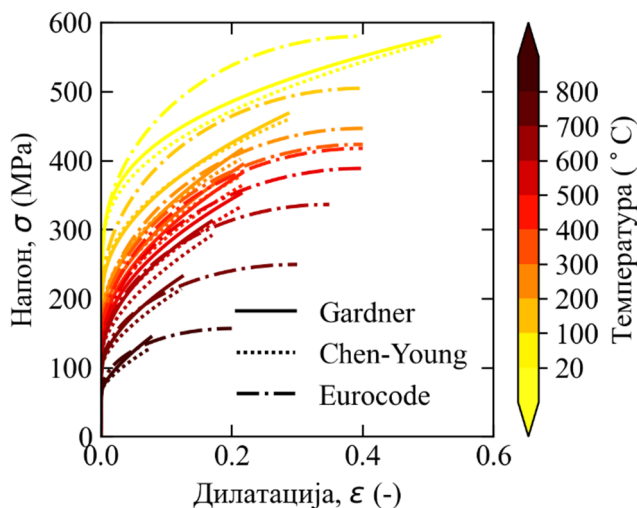
Да би се „улазни подаци“ за материјалне моделе који су предмет упоредне анализе у што већој мери униформисали, на слици 2.17 дат је такође упоредни приказ везе напон-дилатација за нерђајуће челике *EN 1.4301*, *EN 1.4462* и *EN 1.4003*, према предлозима *EN 1993-1-2* [3], *Chen-Young*-а [20] и модификованог предлога *Gardner*-а [5,21,33,34], али са коефицијентима редукције за материјалне карактеристике према [29] код свих материјалних модела, као и израза 2.31 код предлога према *Chen-Young*-у [20].

На основу слике 2.17 јасно је да су разлике у вези напона и дилатација између модела према предлогу *Chen-Young*-а и *Gardner*-а минималне, што је и очекивано, јер је једина разлика у ова два модела начин на који се рачунају коефицијенти нелинеарности. Предлог према *EN 1993-1-2* [3] за све врсте нерђајућих челика прецењује вредности напона за све вредности дилатација, али у мањој мери феритних нерђајућих челика, посебно за више вредности температуре.

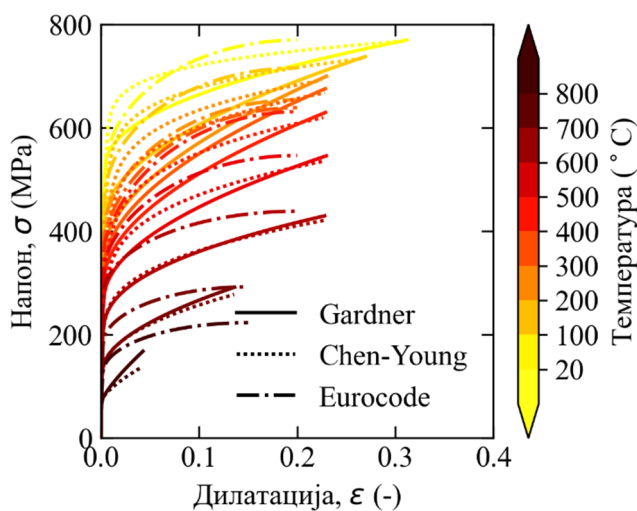
На основу упоредног приказа везе напон-дилатација оригиналних предлога *EN 1993-1-2* [3], *Chen-Young*-а [20] и модификованог предлога *Gardner*-а [5,21,33,34], види се да за аустенитни нерђајући челик предлог *EN 1993-1-2* прецењује вредности напона за ниже вредности температуре, као и да прецењује граничне вредности дилатације за све вредности температуре. Код дуплекс нерђајућих челика предлог *EN 1993-1-2* значајно прецењује вредности напона за све вредности температуре, док су граничне вредности дилатације приближно исте као код предлога *Chen-Young*-а и *Gardner*-а, осим за вредност температуре од 800°C. Код феритних нерђајућих челика предлог *EN 1993-1-2* прецењује вредности напона за све вредности температуре, док су граничне вредности дилатације приближно исте као код предлога *Chen-Young*-а и *Gardner*-а. Предлог *EN 1993-1-2* прецењује вредности напона у већој мери за више вредности температуре.

Главни узрок непоклапања везе напон-дилатација према предлозима *EN 1993-1-2* и *Chen-Young*-а и *Gardner*-а је разлика у вредностима коефицијената редукције дефинисаних у *EN 1993-1-2* [3] и [29], видети слике 2.10 и 2.14. Међутим и након усвајања истих коефицијената редукције код прорачуна везе напон дилатација према предлозима *EN 1993-1-2* и *Chen-Young*-а и *Gardner*-а, разлика у вредностима напона остаје значајна, посебно за аустенитне и дуплекс нерђајуће челике, због принципијелно различите математичке зависности између напона и дилатација код предлога према *EN 1993-1-2* и предлога *Chen-Young*-а и *Gardner*-а.

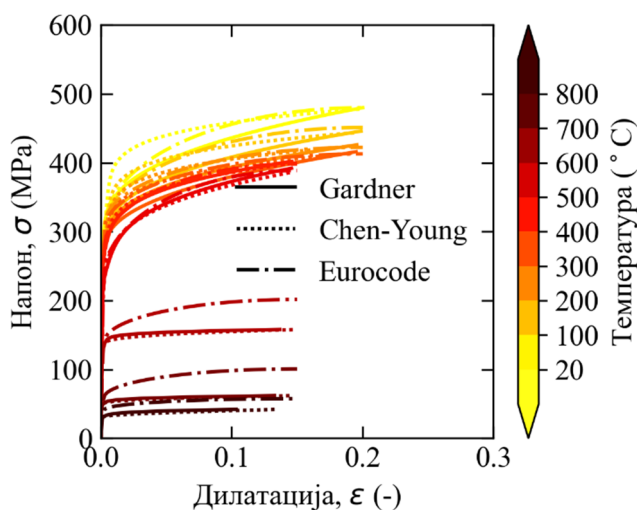
У овом истраживању ће се применити модификовани материјални модел заснован на предлогу *Gardner*-а [5,21,33,34].



(а) Аустенитни нерђајући челик *EN 1.4301*

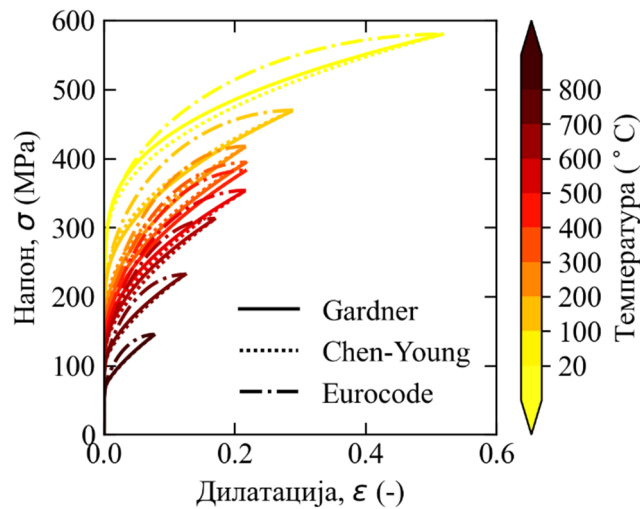
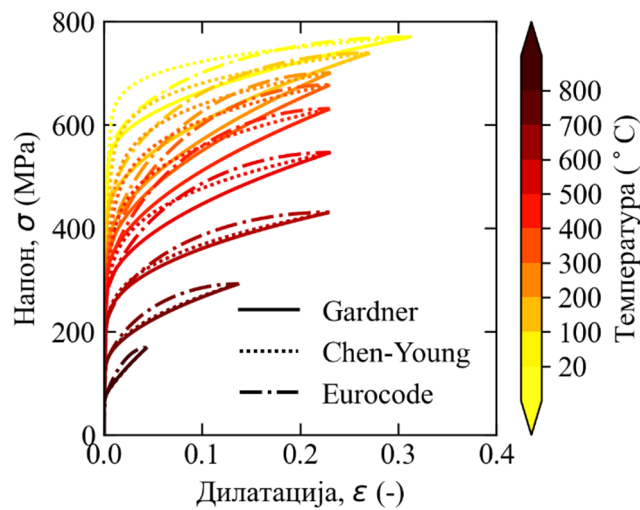
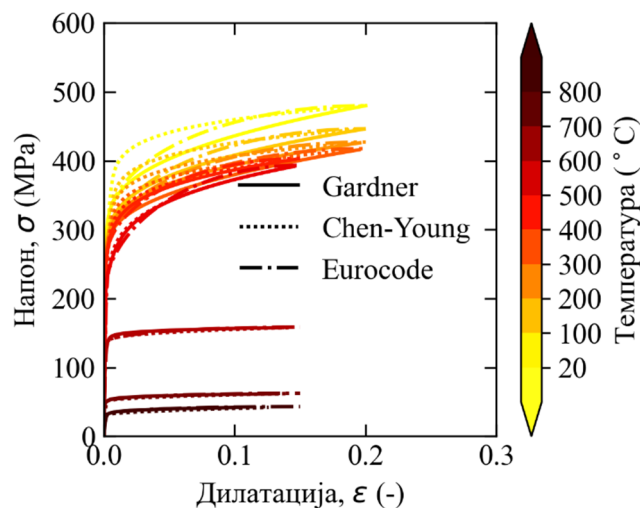


(б) Дуплекс нерђајући челик *EN 1.4462*



(в) Феритни нерђајући челик *EN 1.4003*

Слика 2.16 Упоредни приказ везе напон-дилатација према материјалним моделима *EN 1993-1-2* [3], *Chen-Young*-а [20] и *Gardner*-а [5,21,33,34] за (а) аустенитни *EN 1.4301*, (б) дуплекс *EN 1.4462* и (в) феритни нерђајући челик *EN 1.4003*

(a) Аустенитни нерђајући челик *EN 1.4301*(б) Дуплекс нерђајући челик *EN 1.4462*(в) Феритни нерђајући челик *EN 1.4003*

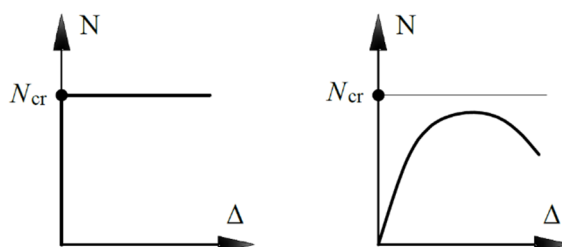
Слика 2.17 Упоредни приказ везе напон-дилатација према материјалним моделима *EN 1993-1-2* [3], *Chen-Young*-а [20] и *Gardner*-а [5,21,33,34] за (а) аустенитни *EN 1.4301*, (б) дуплекс *EN 1.4462* и (в) феритни нерђајући челик *EN 1.4003* са коефицијентима редукције према [29] усвојеним за све материјалне моделе

2.6. Понашање стубова од нерђајућег челика при дејству пожара

Средиште ће бити на истраживањима флексионог извијања центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара. Полазна тачка већине нумеричких и експерименталних истраживања је мањкавост актуелних техничких прописа, конкретно *EN 1993-1-2* [3]. Мањкавост се огледа у томе што се релације дате за прорачун елемената од нерђајућих челика базирају на релацијама изведеним за елементе од угљеничног челика, а како се и на нивоу самог материјала нерђајући и угљенични челик значајно разликују, очекивано је било и да буде значајних разлика у понашању на нивоу елемената. Зато ће се са анализом литературе кренути од формулације правила за прорачун стубова од угљеничног челика при дејству пожара према *EN 1993-1-2* [3], која су опет заснована на релацијама изведеним за прорачун граничне носивости на собној температури дата у *EN 1993-1-1* [36].

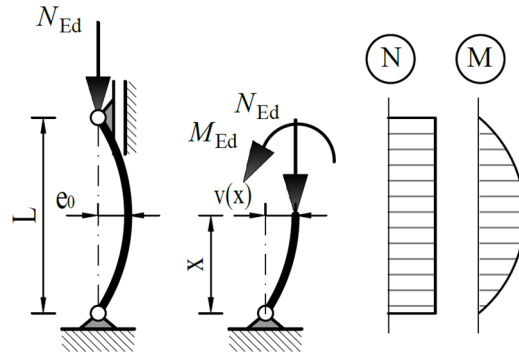
2.6.1. Прорачун граничне носивости стубова од угљеничног челика према *EN 1993-1-2*

Еластична стабилност линијских носача заснована је на претпоставкама теорије другог реда: линеарност конститутивних веза и веза између померања и деформација, а нелинеарне су везе између унутрашњих и спољашњих сила. Анализом стабилности се одређује критична вредност оптерећења за коју систем постаје нестабилан. Анализа стабилности се дели на линеарну и нелинеарну анализу стабилности. Линеарна анализа стабилности заснована је на претпоставци о међусобној независности аксијалних деформација и деформација савијања, а нелинеарна стабилност на њиховој међусобној зависности. Линеарна стабилност је дефинисана хомогеним једначинама линеаризоване теорије другог реда, чијим решењем се добија најмања вредност аксијалне силе притиска при којој систем постаје нестабилан (критична сила). Губитак стабилности је тренутан и неочекиван (без најаве - без претходних бочних померања). Нелинеарна анализа је дефинисана једначинама строге теорије другог реда. До губитка стабилности долази када нелинеарна крива сила-померање достигне тачку у којој је тангентна матрица крутости K_t сингуларна [37] (2.18).



Слика 2.18 Врсте анализа стабилности: линеарна (лево) и нелинеарна (десно)

Проблем флексионог извијања (слика 2.19) је дефинисао Ојлер 1757. године. Претпоставке на којима се заснива Ојлерова теорија линеарно еластичног извијања су: материјал је хомоген, изотропан и линеарно еластичан, елемент је идеално прав, елемент је зглобно ослоњен на оба краја, елемент је оптерећен аксијалном силом на крају, попречни пресек је константан и спречене су торзионе деформације.



Слика 2.19 Флексионо извијање притиснутог елемента

Све до достизања критичне силе извијања ($N_{Ed} < N_{cr}$) нема бочних померања. Када сила достигне критичну вредност ($N_{Ed} = N_{cr}$) долази до извијања и прираст бочних померања тежи бесконачности (слика 2.18 лево).

До критичне вредности силе долази се решавањем диференцијалне једначине извијања изведене на основу услова равнотеже на деформисаном елементу.

Момент савијања у пресеку x једнак је:

$$M_{Ed} = N_{Ed} \cdot v(x) \quad 2.44$$

Промена кривине рачуна се као:

$$\chi = v''(x) = -\frac{M(x)}{EI} \quad 2.45$$

Комбинацијом претходна два израза добија се једначина:

$$v''(x) = -\frac{N_{Ed}}{EI} v(x) \quad 2.46$$

Након увођења смене $k^2 = N_{Ed}/EI$, претходна једначина своди се на:

$$v''(x) + k^2 v(x) = 0 \quad 2.47$$

Решење ове диференцијалне једначине другог реда са константним коефицијентима (константе су N_{Ed} и EI) тражи се у облику:

$$v(x) = A \sin kx + B \cos kx \quad 2.48$$

Вредности коефицијената A и B могу да се одреде на основу граничних услова:

$$\begin{aligned} v(0) = 0 &\Rightarrow B = 0 \\ v(L) = 0 &\Rightarrow A = 0 \vee kL = n\pi \end{aligned} \quad 2.49$$

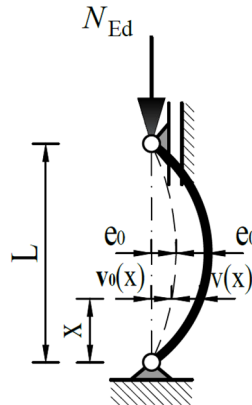
Из услова постојања нетривијалног решења, мора да буде испуњен услов $kL = n\pi$:

$$k^2 = \frac{n^2\pi^2}{L^2} = \frac{N_{cr}}{EI} \quad 2.50$$

за $n = 1$ добија се израз за критичну силу:

$$N_{cr} = \pi^2 \frac{EI}{L^2} \quad 2.51$$

Стубови у грађевинским конструкцијама одступају од претпоставки Ојлерове теорије линеарно еластичног извијања. Несавршености реалних елемената су: заостали напони, варијације механичких карактеристика дуж елемента и по попречном пресеку и геометријске имперфекције.



Слика 2.20 Флексионо извијање притиснутог елемента са почетном имперфекцијом у облику синусне функције

Геометријске имперфекције могу се увести у анализу еластичне стабилности са претпостављеним обликом деформисане осе синусног облика (слика 2.20):

$$v_0(x) = e_0 \sin \pi \frac{x}{L} \quad 2.52$$

где је e_0 стрела почетне имперфекције у средини висине стуба. Моменат савијања у пресеку x једнак је:

$$M_{Ed} = N_{Ed} \cdot (v(x) + v_0(x)) \quad 2.53$$

Уврштавањем израза 2.53 у 2.45 добија се нехомогена диференцијална једначина извијања елемента са почетном геометријском имперфекцијом:

$$v''(x) + k^2 v(x) = -\frac{N_{cr} e_0}{EI} \sin \pi \frac{x}{L} \quad 2.54$$

Решавањем диференцијалне једначине уз граничне услове према 2.49, за бочно померање добија се израз:

$$v(x) = -\frac{e_0}{\frac{\pi^2}{N_{cr} L^2/EI} - 1} \sin \pi \frac{x}{L} \quad 2.55$$

Вредност бочног померања у средини распона једнака је:

$$v(x = L/2) = e = \frac{e_0}{\frac{\pi^2}{N_{cr} L^2/EI} - 1} = \frac{e_0}{N_{cr}/N_{Ed} - 1} \quad 2.56$$

Укупно бочно померање у средини распона једнако је збиру стреле почетне имперфекције e_0 и максималног додатног угиба e услед утицаја II реда:

$$e_{tot} = e + e_0 = e_0 \frac{1}{1 - N_{Ed}/N_{cr}} \quad 2.57$$

Напон у крајњем влакну попречног пресека у средини распона једнак је:

$$\sigma_{max} = \frac{N_{Ed}}{A} + \frac{N_{Ed} \delta_{tot}}{W_{el}} = \frac{N_{Ed}}{A} + \frac{N_{Ed} e_0}{W_{el} (1 - N_{Ed}/N_{cr})} \leq f_y \quad 2.58$$

За критеријум достизања граничног стања усваја се достизање границе развлачења у најоптерећенијем влакну (енг. *first yield criterion*). Тада је граничну сила N_u могуће одредити из следећег израза:

$$\frac{N_u}{A} + \frac{N_u e_0}{W_{el}(1 - N_u/N_{cr})} = f_y \quad 2.59$$

Након дељења претходног израза са f_y и увођењем пластичне носивости попречног пресека $N_{pl} = A f_y$, добија се:

$$\frac{N_u}{N_{pl}} + \frac{e_0 A}{W_{el}} \frac{N_u/N_{pl}}{1 - N_u/N_{cr}} = 1 \quad 2.60$$

Након једноставних математичких трансформација и увођења смена:

$$\eta = \frac{e_0 A}{W_{el}} \quad 2.61$$

$$\chi = \frac{N_u}{N_{pl}} \quad 2.62$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr}}} \quad 2.63$$

једначина 2.60 своди се на:

$$\chi + \frac{\chi \eta}{1 - \chi \bar{\lambda}^2} = 1 \quad 2.64$$

Трансформацијом претходног израза добија се квадратна једначина позната као Ајртон-Перијева [38] функција:

$$\bar{\lambda}^2 \chi^2 - (1 + \eta + \bar{\lambda}^2) \chi + 1 = 0 \quad 2.65$$

Решавањем једначине 2.65 по вредности коефицијента редуције χ добија се:

$$\chi = \frac{1 + \eta + \bar{\lambda}^2 - \sqrt{(1 + \eta + \bar{\lambda}^2)^2 - 4\bar{\lambda}^2}}{2\bar{\lambda}^2} \quad 2.66$$

Након увођења смене:

$$\phi = \frac{1 + \eta + \bar{\lambda}^2}{2} \quad 2.67$$

Израз 2.66 може се записати као:

$$\chi = \frac{2\phi - \sqrt{(2\phi)^2 - 4\bar{\lambda}^2}}{2\bar{\lambda}^2} = \frac{\phi - \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}}{\bar{\lambda}^2} \quad 2.68$$

Након једноставних математичких трансформација добија се израз за прорачун коефицијента редуције χ у форми према *EN 1993-1-1* [36]:

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad 2.69$$

Графичка репрезентација зависности релативне виткости елемента $\bar{\lambda}$ и коефицијента редуције χ зове се крива извијања. Због великог броја параметара који утичу на носивост реалног елемента проблем се није могао описати само са једном кривом извијања већ је у *EN 1993-1-1* [36] усвојена фамилија кривих извијања којима се обухватају ефекти које теорија еластичне стабилности није у могућности да обухвати.

Утицаји свих несавршености обухваћени су преко еквивалентне геометријске имперфекције, \bar{e}_0 чија вредност зависи од интензитета заосталих напона, развоја и

расподеле пластичних деформација, геометрије попречног пресека и почетних геометријских имперфекција.

Почеци истраживања понашања стубова I попречног пресека од угљеничног челика при дејству пожара везују се за истраживање *Janss* и сарадници из 1981. године [39]. Предложен је израз за коефицијент редукације за прорачун граничне носивости центрично притиснутих стубова у односу на флексионо извијање при дејству пожара модификацијом израза за собну температуру. Израз за прорачун коефицијента редукације на собној температури, χ , помножен је фактором редукације за чврстоћу на граници развлачења, $k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$:

$$\chi_{fi} = k_{y,\theta} \chi \quad 2.70$$

Израз за прорачун релативне виткости на температури θ , добијен је модификацијом израза на собној температури, $\bar{\lambda}$, множењем коренским односом фактора редукације за чврстоћу на граници развлачења и модула еластичности. $\xi_\theta = \sqrt{k_{y,\theta}/k_{E,\theta}}$:

$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad 2.71$$

уз напомену да се примењује крива извијања „с“ ($\alpha = 0.49$) за све типове попречних пресека. Овај предлог је усвојен у верзији *prENV 1993-1-2* [40] из јула 1993. године.

Научно-истраживачки пројекат *Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire* реализован у периоду од 1992. до 1995. године [41] директно се надовезао на предлог за прорачун граничне носивости из [39] и дао основ за формулисање правила усвојених у *EN 1993-1-2* [3]. На основу резултата 59 експерименталних истраживања граничне носивости на флексионо извијање стубова од угљеничног челика при дејству пожара из литературе, 21 сопственог експерименталног теста и спроведених 200000 нумеричких симулација дат је предлог за прорачун граничне носивости.

Нумеричке симулације спроведене су са две класе угљеничних челика (*S235* и *S355*), на просто ослоњеним центрично притиснутим стубовима моделираним линијским коначним елементима са 339 различитих димензија попречних пресека I облика класе 1, 2 и 3, за извијање око слабије и јаче осе, за 10 различитих вредности виткости и два различита начина доношења температурног дејства, равномерном температурном променом и *ISO* пожарном кривом. Резултати истраживања приказани су у [42–44] и касније су искоришћени за калибрацију израза за предикцију граничне носивости, тако да се у просеку добију исте вредности носивости помоћу предложеног израза и референтних резултата (нумеричких и експерименталних). Предложен је познати израз који је касније усвојен у *EN 1993-1-2* [3]:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} \quad \text{где је} \quad \phi_\theta = 0.5[1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2] \quad 2.72$$

где је $\alpha = \beta \sqrt{235/f_y}$.

Након калибрације предложена је вредност фактора $\beta = 0.65$ која је усвојена у *EN 1993-1-2* [3] за све типове попречних пресека и за извијање око обе осе.

У актуелној верзији *EN 1993-1-2* [3] дати су изрази за прорачун граничне носивости центрично притиснутих елемената од угљеничног челика при дејству пожара, где се гранична носивост за пресеке класе 1, 2 и 3 одређује са чврстоћом на граници развлачења на температури θ , $f_{y,\theta} = k_{y,\theta} f_y$, док се за пресеке класе 4 одређује са чврстоћом на конвенционалној граници развлачења на температури θ , $f_{0.2,\theta} = k_{0.2,\theta} f_y$, према Анексу Е *EN 1993-1-2* [3]:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{y,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за пресеке класе 1, 2 и 3} \quad 2.73$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff} k_{0.2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за пресеке класе 4}$$

где је $N_{b,fi,t,Rd}$ пројектна вредност носивости елемента на флексионо извијање за време трајања пожара t , $\gamma_{M,fi}$ је парцијални коефицијент сигурности (вредност је једнака 1.0), f_y је чврстоћа на граници развлачења на собној температури, A је површина попречног пресека за пресеке класе 1, 2 и 3, A_{eff} је ефективна површина попречног пресека за пресеке класе 4 на основу правила датих у *EN 1993-1-5* [45] за собну температуру и χ_{fi} је коефицијент редукције за флексионо извијање стубова на повишеној температури који се рачуна као:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad \text{где је} \quad \phi_{\theta} = 0.5[1 + \eta_{\theta} + \bar{\lambda}_{\theta}^2] \quad 2.74$$

где је η_{θ} генерализовани фактор имперфекције:

$$\eta_{\theta} = \alpha \bar{\lambda}_{\theta} \quad \text{где је} \quad \alpha = 0.65 \sqrt{235/f_y} \quad 2.75$$

где је $\bar{\lambda}_{\theta}$ релативна виткост на температури θ одређена помоћу следећих израза:

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad \text{за пресеке класе 1, 2 и 3} \quad 2.76$$

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{p0.2,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{0.2,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad \text{за пресеке класе 4}$$

где је N_{cr} еластична критична сила за флексионо извијање и $\bar{\lambda}$ је релативна виткост на собној температури. Облик криве извијања је доминантно одређен управо генерализованим фактором имперфекције.

Попречни пресеци се за пожарне прорачунске ситуације класификују према правилима датим за собну температуру у *EN 1993-1-1* [36] за елементе од угљеничног челика, али са редукованим материјалним фактором $\varepsilon_{\theta} = \sqrt{k_{E,\theta}/k_{y,\theta}} \sqrt{(235/f_y)(E/210000)} \cong 0.85 \sqrt{(235/f_y)(E/210000)}$. Попречни пресеци се класификују у једну од четири групе (класа 1, 2, 3 и 4) према највишој класи од класа свих појединачних лимова који чине попречни пресек. У табели 2.10 приказане су граничне вредности односа ширине према дебљини лимова за одређивање њихове класе [2].

Табела 2.10 Границе односа ширине према дебљини за класификацију плоча на собној температури за пресеке од угљеничног челика [3]

Елемент	Класа 1	Класа 2	Класа 3
Унутрашњи елемент оптерећен на притисак	33ε	38ε	42ε
Конзолни елемент оптерећен на притисак	9ε	10ε	14ε

Расподела напона по ширини лима није равномерна након што дође до губитка стабилности. Метода ефективне ширине се базира на претпоставци да након избочавања стање напона по ширини плоче постаје неравномерно, али да се може довољно тачно апроксимирати са два блока једнакоподељених напона на ширини $b_{eff}/2$. За пресеке класе 4 за пожарну прорачунску ситуацију, ефективне карактеристике попречног пресека одређују се користећи исте изразе као за собну температуру [3], редукацијом ширине разматраног лима у оквиру попречног пресека:

$$b_{eff} = \rho \cdot b \quad 2.77$$

где је ρ коефицијент редукације једнак:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0.220}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0 \quad \text{за унутрашње елементе} \quad 2.78$$

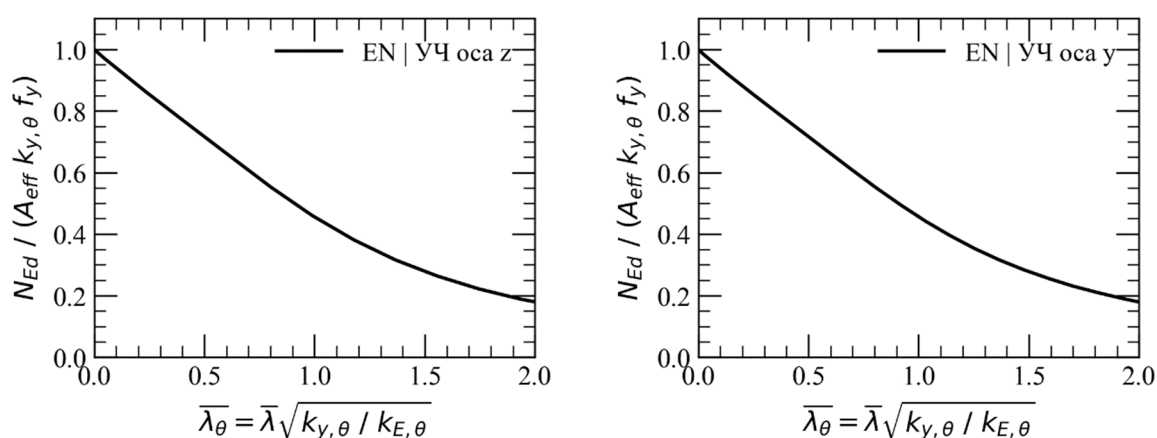
$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0.188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0 \quad \text{за конзолне елементе} \quad 2.79$$

где је $\bar{\lambda}_p$ релативна виткост плоче:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad 2.80$$

где је k_σ коефицијент који зависи од начина напрезања и контурних услова плоче и $\varepsilon = \sqrt{(235/f_y)(E/210000)}$ материјални фактор на собној температури.

EN 1993-1-2 [3] даје једну криву извијања независно од критичне температуре (слика 2.21). Приметити и да су криве извијања за слабију и јачу осу потпуно исте.


 (а) слабија оса z

 (б) јача оса y

 Слика 2.21 Криве извијања за (а) слабију и (б) јачу осу за стуб *HEM 100* од угљеничног челика према EN 1993-1-2 [3]

2.6.2. Прорачун граничне носивости стубова од нерђајућег челика према EN 1993-1-2

Као што је напоменуто, без обзира на суштински различито понашање самих материјала, нерђајућег челика у односу на угљенични челик, EN 1993-1-2 [3] у потпуно истој форми даје израз за прорачун носивости на флексионо извијање стубова од угљеничног и нерђајућег челика. Изрази су, као и код угљеничних челика, дати посебно за пресеке класе 1, 2 и 3, дефинисани са чврстоћом на граници развлачења (којој одговара трајна пластична дилатација од 2%) на температури θ , $f_{2,\theta} = k_{2,\theta}f_{0,2}$, док су за пресеке класе 4 дефинисани са чврстоћом на конвенционалној граници развлачења на температури θ , $f_{0,2,\theta} = k_{0,2,\theta}f_{0,2}$. Следећи изрази дати су за одређивање носивости на флексионо извијање стубова од нерђајућег челика при дејству пожара:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{2,\theta} f_{0,2}}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за пресеке класе 1, 2 и 3} \quad 2.81$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff} k_{0,2,\theta} f_{0,2}}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за пресеке класе 4}$$

где је $N_{b,fi,t,Rd}$ пројектна вредност носивости елемента на флексионо извијање за време трајања пожара t , $\gamma_{M,fi}$ је парцијални коефицијент сигурности (вредност је једнака 1.0), $f_{0,2}$ је конвенционална граница развлачења (чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација 0.2%) на собној температури, A је површина попречног пресека за пресеке класе 1, 2 и 3, A_{eff} је ефективна површина попречног пресека за пресеке класе 4 на основу правила датих у EN 1993-1-4 [2] за собну температуру и χ_{fi} је коефицијент редукције за флексионо извијање стубова на повишеној температури који се рачуна као:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad \text{где је} \quad \phi_{\theta} = 0.5[1 + \eta_{\theta} + \bar{\lambda}_{\theta}^2] \quad 2.82$$

где је η_{θ} генерализовани фактор имперфекције:

$$\eta_{\theta} = \alpha \bar{\lambda}_{\theta} \quad \text{где је} \quad \alpha = 0.65\sqrt{235/f_{0,2}} \quad 2.83$$

где је $\bar{\lambda}_{\theta}$ релативна виткост на температури θ одређена помоћу следећих израза:

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \sqrt{\frac{A f_{0,2}}{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad \text{за пресеке класе 1, 2 и 3} \quad 2.84$$

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_{0,2}}{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad \text{за пресеке класе 4}$$

где је N_{cr} еластична критична сила за флексионо извијање и $\bar{\lambda}$ је релативна виткост на собној температури.

Попречни пресеци се за пожарне прорачунске ситуације, као и код угљеничних челика, класификују према правилима датим за собну температуру, али сада у EN 1993-1-4 [2] за елементе од нерђајућег челика, са редукованим материјалним фактором $\varepsilon_{\theta} = \sqrt{k_{E,\theta}/k_{2,\theta}} \sqrt{(235/f_{0,2})(E/210000)} \cong 0.85 \sqrt{(235/f_{0,2})(E/210000)}$, где је усвојено да је $\sqrt{k_{E,\theta}/k_{2,\theta}} = 0.85$ (видети слику 2.27, крива УЧ). У табели 2.11 приказане су граничне вредности односа ширине према дебљини лимова за одређивање њихове класе [2].

Табела 2.11 Границе односа ширине према дебљини за класификацију плоча на собној температури за пресеке од нерђајућег челика [3]

Елемент	Класа 1	Класа 2	Класа 3
Унутрашњи елемент оптерећен на притисак	33ε	35ε	37ε
Конзолни елемент оптерећен на притисак	9ε	10ε	14ε

За пресеке класе 4 за пожарну прорачунску ситуацију, ефективне карактеристике попречног пресека одређују се користећи исте изразе као за собну температуру [2], редукцијом ширине разматраног лима у оквиру попречног пресека, као и код угљеничних челика:

$$b_{eff} = \rho b \quad 2.85$$

где је ρ коефицијент редукције једнак:

$$\rho = \frac{0.772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0.079}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0 \quad \text{за унутрашње елементе} \quad 2.86$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0.188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1.0 \quad \text{за конзолне елементе} \quad 2.87$$

где је $\bar{\lambda}_p$ релативна виткост плоче:

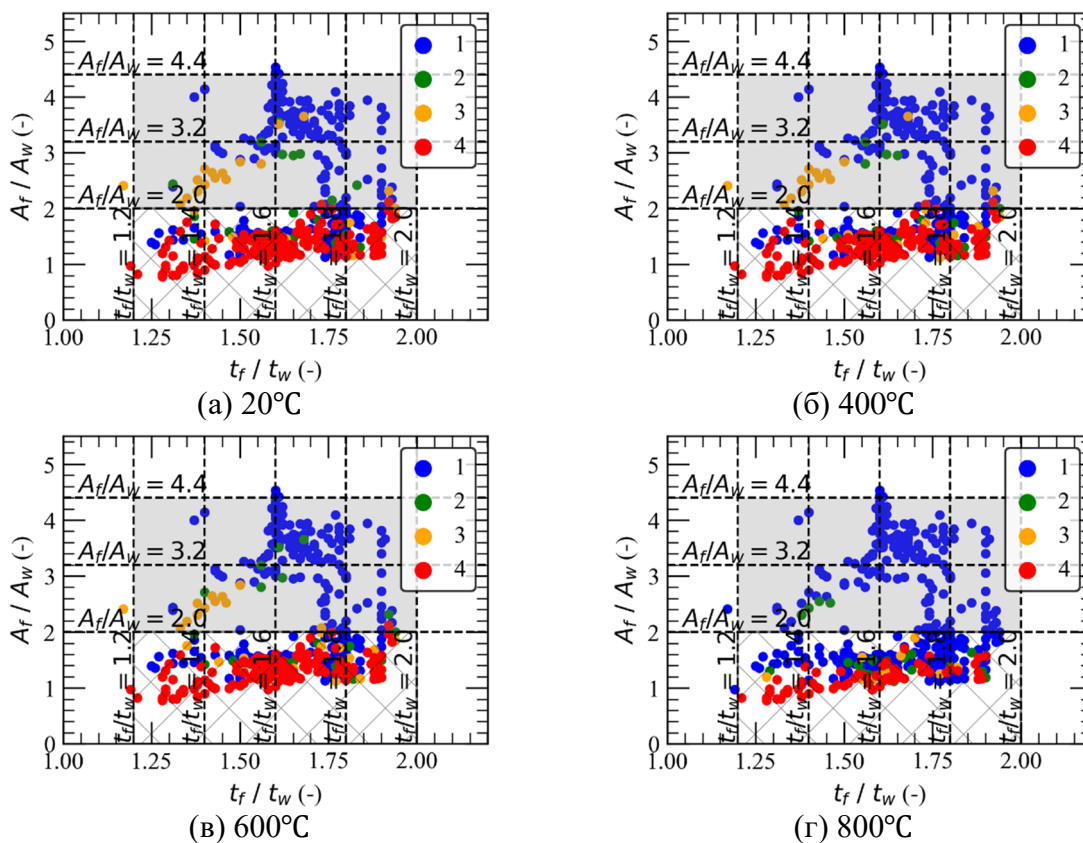
$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{0.2}}{\sigma_{cr}}} = \frac{b/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad 2.88$$

где је k_σ коефицијент који зависи од начина напрезања и контурних услова плоче и $\varepsilon = \sqrt{(235/f_y)(E/210000)}$ материјални фактор на собној температури.

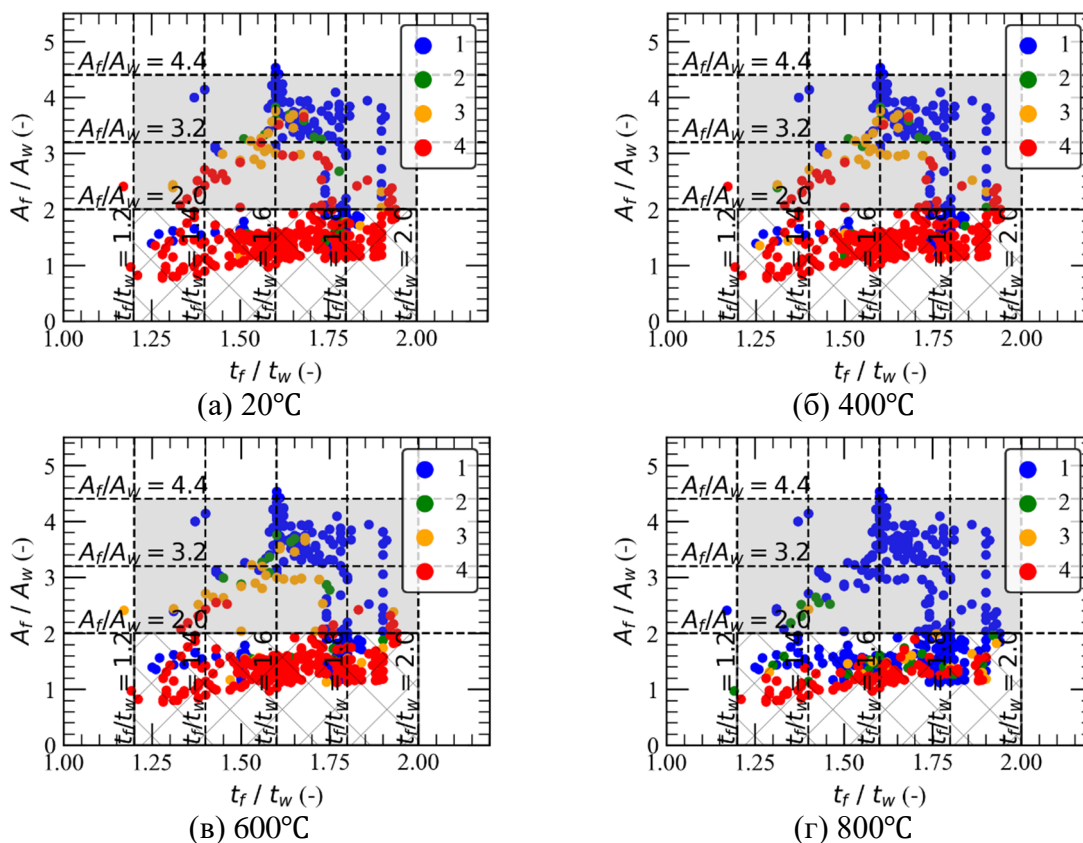
На сликама од 2.22 до 2.25 приказане су класе стандардних I пресека (*HD, HE, IPE, IPN, UB* и *UC*; слика 4.1) од аустенитног, дуплекс и феритног нерђајућег и угљеничног челика у координатном систему $A_f/A_w - t_f/t_w$, са променом температуре према [3].

У поређењу са класама попречних пресека на собној температури, са порастом вредности критичне температуре попречни пресеци од сва три типа нерђајућег челика прелазе из виших у ниже класе, при чему је овај тренд најизраженији за вредности критичне температуре од 800°C. Код попречних пресека од феритног нерђајућег челика највећи број пресека прелази из виших у ниже класе. Међутим, за попречне пресеке од угљеничног челика класа попречног пресека је знатно мање зависна од вредности критичне температуре, при чему је за вредности критичне температуре од 400 и 600°C приметан обрнути тренд (попречни пресеци прелазе из нижих у више класе), а тек за вредности критичне температуре од 800°C попречни пресеци прелазе у ниже класе.

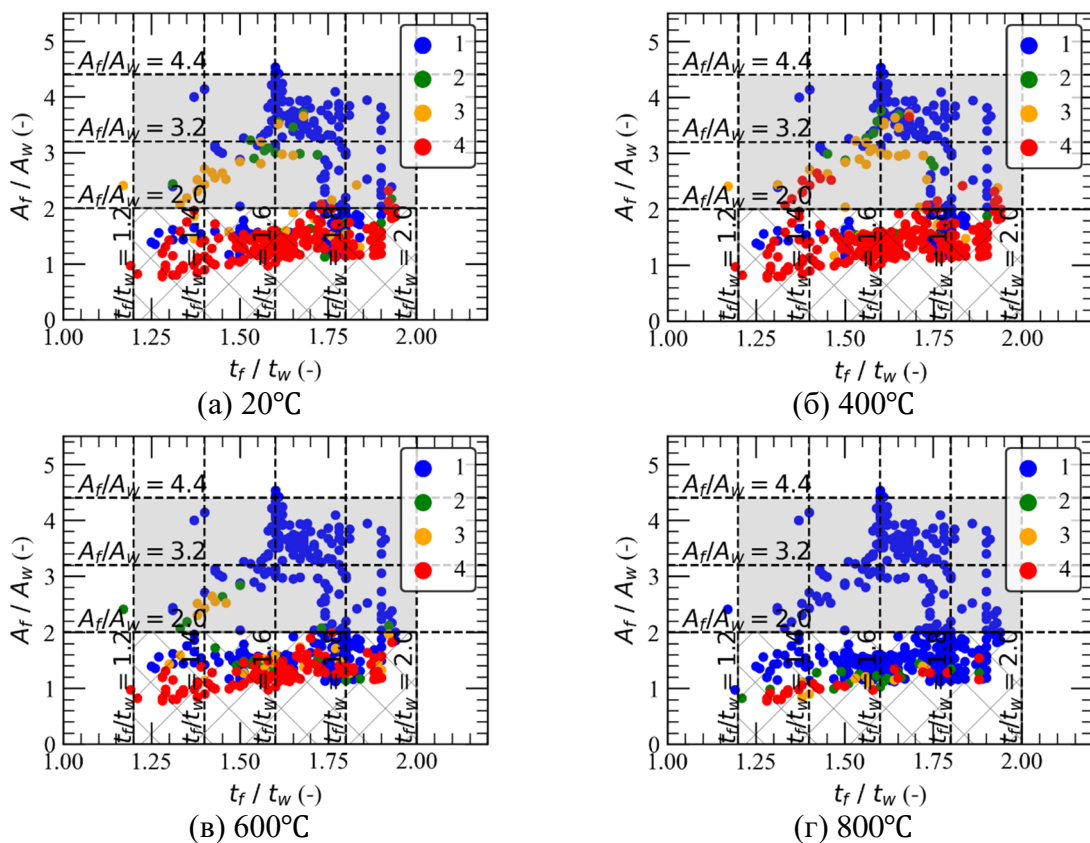
EN 1993-1-2 [3] даје једну криву извијања независно од критичне температуре за сваки од типова нерђајућег челика (слика 2.26). Криве извијања нису на страни сигурности за већину стубова независно од типа нерђајућег челика (аустенитни, дуплекс или феритни). Са порастом температуре повећава се и грешка на страни несигурности [5,46]. Приметити да су криве извијања за слабију и јачу осу потпуно исте.



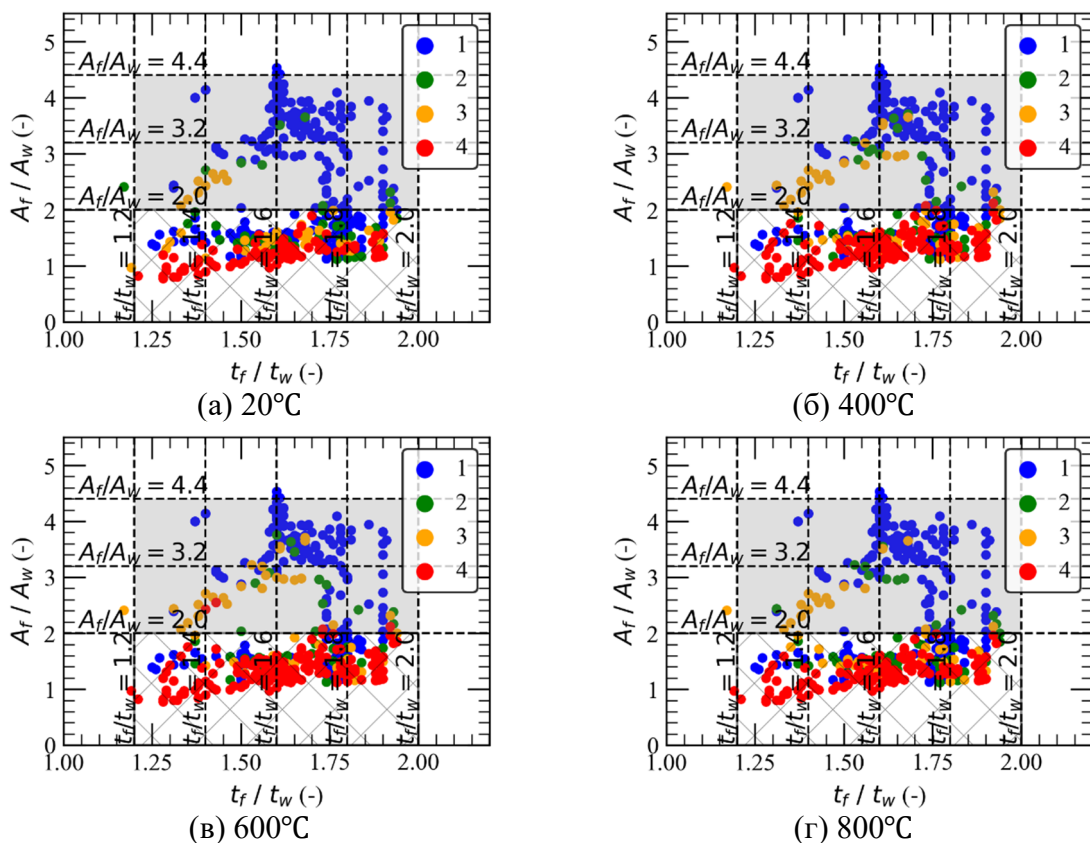
Слика 2.22 Класе стандардних I пресека од аустенитног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према EN 1993-1-2 [3]



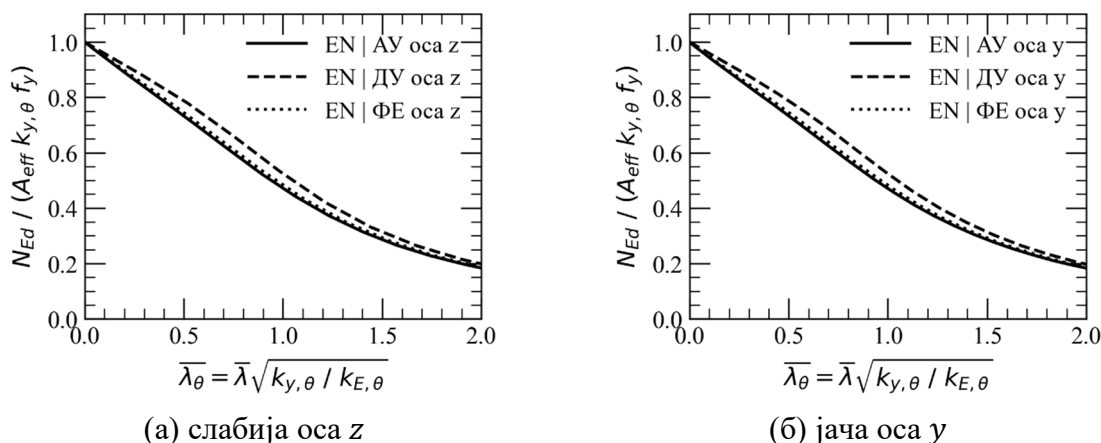
Слика 2.23 Класе стандардних I пресека од дуплекс челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према EN 1993-1-2 [3]



Слика 2.24 Класе стандардних I пресека од феритног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према EN 1993-1-2 [3]



Слика 2.25 Класе стандардних I пресека од угљеничног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према EN 1993-1-2 [3]



Слика 2.26 Криве извијања за (а) слабију и (б) јачу осу за стуб *HEM 100* од аустенитног (АУ), дуплекс (ДУ) и феритног (ФЕ) нерђајућег челика према *EN 1993-1-2* [3]

2.6.3. Актуелна нумеричка истраживања граничне носивости стубова од нерђајућег челика при дејству пожара

Примена номиналних вредности механичких карактеристика материјала уобичајена је за процес пројектовања конструкцијских елемената од нерђајућег челика, међутим за потребе нумеричких симулација понашања реалних елемената од нерђајућег челика, потребне су вредности карактеристика материјала које представљају очекиване стварне механичке карактеристике. Измерене вредности границе развлачења за аустенитне челике прекорачују номиналне вредности из табеле 2.1 за 25 до 40% [29]. Стандардизоване вредности механичких карактеристика материјала за потребе нумеричких симулација дате су у [35] на основу прикупљених резултата експерименталних тестова на нивоу материјала (табела 2.12).

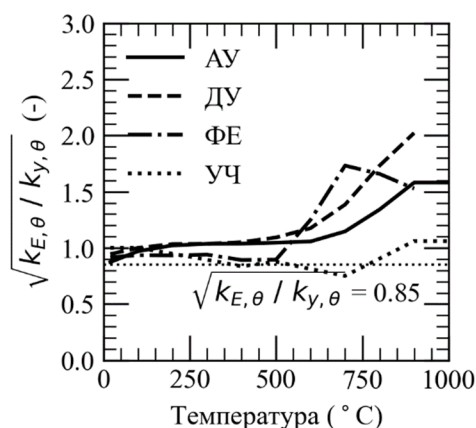
Табела 2.12 Стандардизоване вредности механичких карактеристика за вруће ваљане лимове за израду заварених пресека [35]

тип нерђајућег челика	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ε_u (-)	n	m
аустенитни	280	580	0.50	9.1	2.3
дуплекс	530	770	0.30	9.3	3.6
феритни	320	480	0.16	17.2	2.8

Да разлике у понашању угљеничног и нерђајућег челика нису могле бити адекватно обухваћене коришћењем релација изведених за елементе од угљеничног челика, прво је уочила група аутора *Lopes* и сарадници [46] 2010. године. Нумеричко истраживање, део доктората *Lopes*-а [47], спроведено је са циљем проширивања знања у вези са понашањем централно притиснутих стубова од нерђајућих челика за време пожара. Истраживање је спроведено на стубовима завареног I попречног пресека (*HEA200*, *HEB280* и *HEB200* – класе пресека 1 и 2) за извијање око обе осе. За нумеричке симулације коришћен је програм *SAFIR* (развијен на Универзитету у Лијежу за потребе анализе конструкцијских елемената у условима пожарног дејства) методологијом одомаћеног скраћеног назива *GMNIA* (енг. *Geometrically and Materially Non-linear Analysis with Imperfections*), дакле геометријски и материјално нелинеарном анализом са моделираним имперфекцијама применом МКЕ. Модел је садржао заостале напоне услед заваривања вруће ваљаних лимова ребра и фланше и почетне глобалне геометријске имперфекције. За модел

понашања на нивоу материјала усвојен је предлог из *EN 1993-1-2* [3]. Анализирани су нерђајући челици *EN 1.4301*, *EN 1.4401*, *EN 1.4571* и *EN 1.4003*. Нумеричке анализе потврдиле су претпоставку о неадекватности израза за процену граничне носивости у односу на флексионо извијање на дејство пожара предложених у *EN 1993-1-2* [3] за нерђајуће челике, а базираних на изразима за угљеничне челике (изрази 2.81 до 2.84).

Резултат истраживања био је нови предлог за прорачун елемената који даје боље поклапање са нумеричким истраживањима од постојећег предлога из *EN 1993-1-2* [3]. Главни закључак је да постоји квалитативно различито понашање стубова при губитку стабилности на различитим температурама, односно, графички, интеракциона површ у простору (релативна виткост $\bar{\lambda}_\theta$ - коефицијент редуције χ_{fi} - температура θ) није управна на раван (релативна виткост $\bar{\lambda}_\theta$ - коефицијент редуције χ_{fi}). Изношење овог закључка направило је први корак, и до сада је дало највећи допринос ка проналажењу свеобухватније формулације за предикцију граничне носивости стубова од нерђајућег челика у односу на флексионо извијање при дејству пожара на које се сви аутори из области ослањају при формулацији својих предлога.



Слика 2.27 Однос $(k_{E,\theta}/k_{y,\theta})^{0.5}$ за аустенитне (АУ), дуплекс (ДУ) и феритне (ФЕ) нерђајуће челике [29]

Констатовано је не само да постоји значајна разлика у понашању елемената од нерђајућег и угљеничног челика, већ да постоји и разлика у понашању елемената од различитих типова нерђајућих челика. Однос $(k_{E,\theta}/k_{y,\theta})^{0.5} = (k_{E,\theta}/k_{2,\theta})^{0.5}$ у изразу за прорачун релативне виткости при дејству пожара битно се разликује за различите типове нерђајућих челика што сугерише да је потребно формулисати различите криве извијања за различите типове нерђајућих челика (слика 2.27). Аутори су предложили корекцију израза за прорачун фактора редуције χ_{fi} датих у Еврокоду, увођењем корективног фактора β и калибрацијом фактора α и β у односу на нумеричке симулације, са идејом да измена буде што мањег обима:

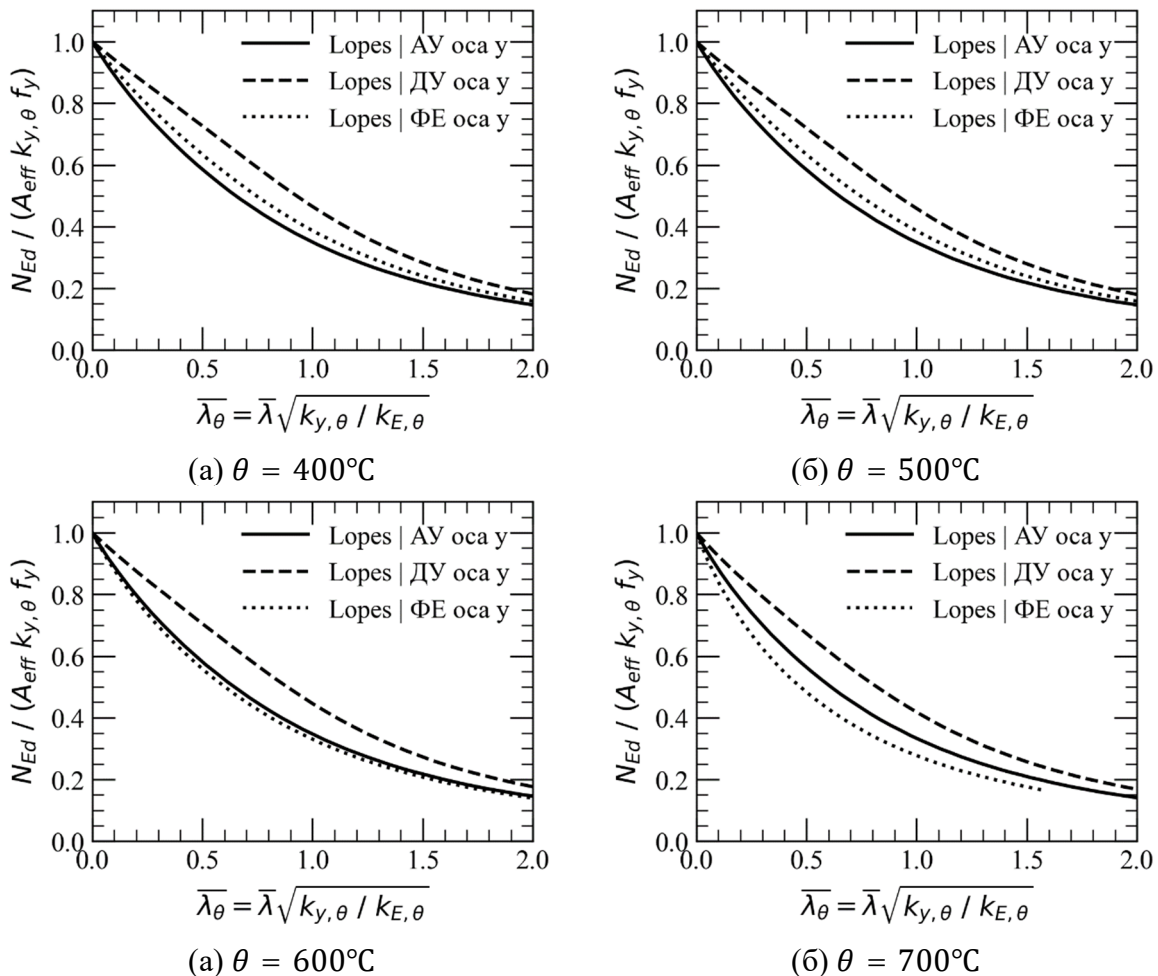
$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^2 - \beta \bar{\lambda}_\theta^2}} \quad \text{где је} \quad \phi_\theta = 0.5[1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta + \beta \bar{\lambda}_\theta^2] \quad 2.89$$

где је фактор β калибрисан статистичким методама зависно од осе извијања (1.0 за јачу, а 1.5 за слабију осу), а нови фактор имперфекције α је дефинисан преко фактора η као:

$$\alpha = \eta \varepsilon_\theta = \eta \sqrt{235/f_{0.2} \cdot E/210000} \sqrt{k_{E,\theta}/k_{2,\theta}} \quad 2.90$$

где је преко ε_θ обухваћен утицај различитог понашања међу различитим типовима нерђајућег челика на повишеним температурама, а вредности фактора η дате су на бази статистичке обраде резултата у функцији типа нерђајућег челика (1.3 за аустенитне и феритне, а 0.9 за дуплекс нерђајуће челике).

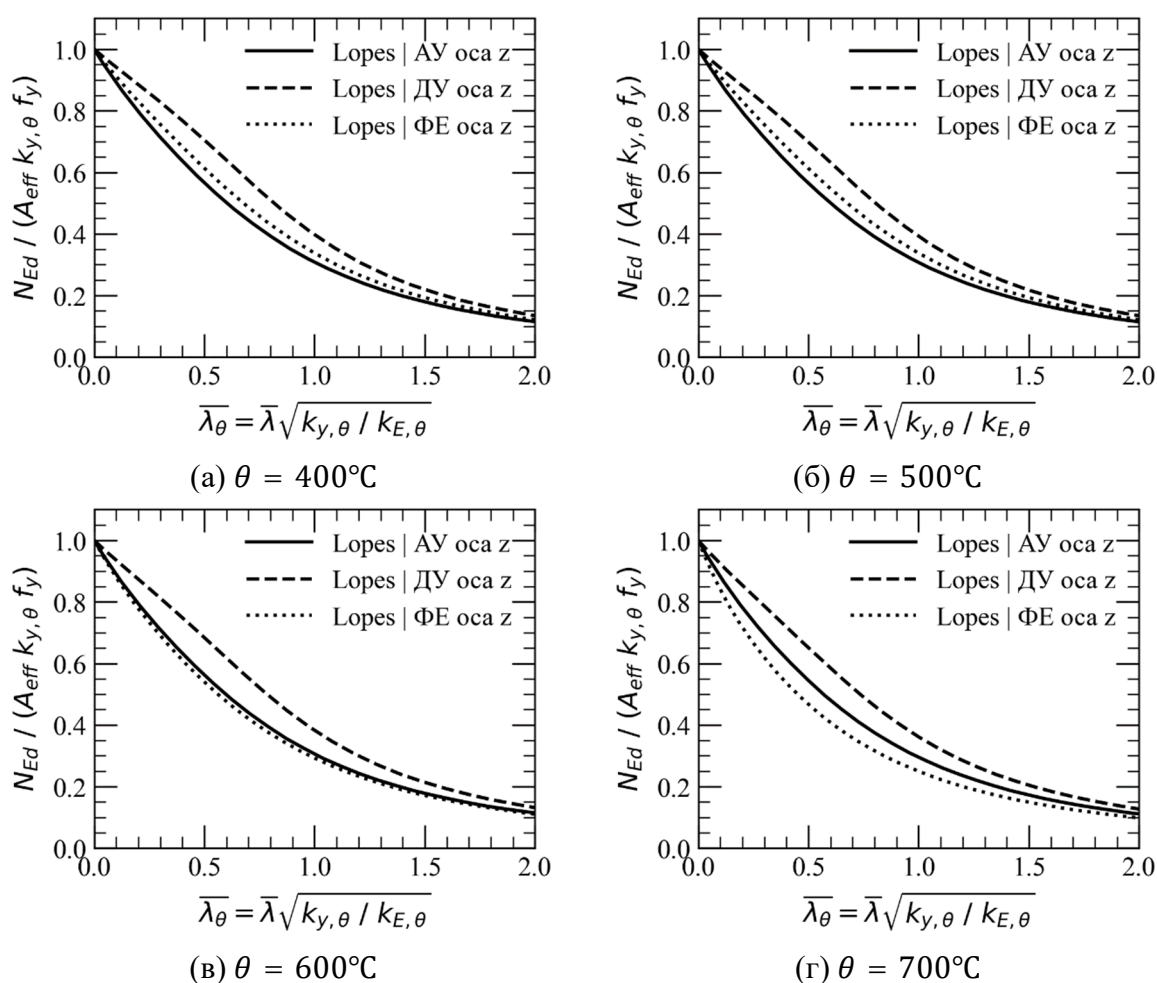
Мањкавост овог истраживања је у томе што је обухваћен релативно мали спектар димензија I попречних пресека (само три попречна пресека су обухваћена нумеричким истраживањем). Такође није наведено на који начин је анализирано пожарно дејство (равномерна температура или пожарна крива). На сликама 2.28 и 2.29 приказане су криве извијања око слабије и јаче осе за аустенитне, дуплекс и феритне нерђајуће челике за критичне температуре 400, 500, 600 и 700°C према [46].



Слика 2.28 Криве извијања за стуб *HEM 100* за аустенитне (АУ), дуплекс (ДУ) и феритне (ФЕ) нерђајуће челике за јачу осу и за критичне температуре (а) 400, (б) 500, (в) 600 и (г) 700°C према [46]

Свакако да је овим радом постигнут одређени напредак, изнет кључан закључак о квалитативно различитом понашању при извијању на различитим температурама, међутим мали број анализираних пресека који је служио за калибрацију коефицијената, а затим и евалуацију тачности аналитичких израза навео је на погрешан закључак да је средња вредност односа аналитички и нумерички одређене граничне носивости 0.978 за извијање око јаче и 0.956 за извијање око слабије осе, што су потврдили *Kucukler* и

сарадници [5] у својим истраживањима понашања центрично притиснутих стубова од нерђајућих челика на дејство пожара.



Слика 2.29 Криве извијања за стуб *HEM 100* за аустенитне (АУ), дуплекс (ДУ) и феритне (ФЕ) нерђајуће челике за слабију осу и за критичне температуре (а) 400, (б) 500, (в) 600 и (г) 700°C према [46]

Директан наставак на рад *Lopes* и сарадници [46] из 2010. године је рад аутора *Kucukler* и сарадници [5] из 2020. године, део истраживања спроведених у докторској дисертацији *Xing* [30]. Циљ рада је да додатно побољша аналитичке изразе за предикцију граничне носивости аксијално притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика инкорпорирајући истраживачка знања из области стечена у међувремену (од 2010. до 2020. године), као и одређене идеје аутора у смислу кориговања постојећих израза. Параметарске нумеричке анализе уз варијацију нивоа температурног дејства, димензија попречног пресека, виткости и класе нерђајућих челика спроведене су како би се извршиле поправке израза из *EN 1993-1-2* [3].

За нумеричке анализе коришћен је програм *Abaqus* [48]. Модели су формирани од површинских коначних елемената са 16 елемената по фланши и ребру. Модели садрже локалне и глобалне геометријске имперфекције као и заостале напоне, према предлозима *Yuan* и сарадници [49]. Материјални модел је усвојен према модификованом предлогу *Gardner*-а [5,21,33,34] са коефицијентима редукције према Приручнику за

конструкцијски нерђајући челик [29]. Анализирана су три главна типа нерђајућих челика: аустенитни *EN 1.4301*, дуплекс *EN 1.4462* и феритни *EN 1.4003*.

Методологија прорачуна састојала се из три корака. У првом кораку аплицирани су заостали напони и почетне геометријске имперфекције. У другом кораку се аплицира равномерна температурна промена вредности θ . У последњем, трећем кораку, наноси се центрична сила притиска и модификованом Риксовом методом [50] одређује дијаграм сила-померање. За граничну вредност носивости стуба на извијање на задатој температури θ узета је максимална вредност силе на дијаграму сила-померање.

Начин наношења оптерећења у примењеној методологији не одговара реалним условима у којима се налази стуб приликом настанка пожара унутар конструкције објекта. У нумеричким симулацијама стуб се прво равномерно загреје на одређену температуру, при чему се развијају термичке дилатације и реализује деградација механичких карактеристика материјала на силом неоптерећеном стубу, а накнадно се наноси центрична сила притиска. У стварности стуб већ има у себи нормалну силу од спољашњег оптерећења, те стога није смислено анализирати шта се догађа са загрејаним стубом без нормалне силе.

Такође, стубови се загревају равномерно (по површини попречног пресека). Ово не само што не одговара реалности, већ не одговара ни основним захтевима које је *EN 1993-1-2* [3] поставио пред челичне конструкције у условима пожара, да задрже механичку отпорност за релевантно време изложености пожару (а не равномерној температурној промени). Равномерно загревање стубова I попречног пресека не одговара стварности јер због готово по правилу различитих дебљина лимова ребра и фланше, ова два лима увек имају различиту температуру у условима пожарног дејства.

Самим тим је, на овај начин одређена, гранична вредност носивости ускраћена за утицаје историје оптерећења, како равномерним загревањем (нема разлике температуре фланше и ребра), тако и развојем термичких дилатација на силом неоптерећеном стубу. Криве извијања генерисане оваквом прорачунском методологијом су извесно превиделе одређене специфичности понашања које би обухватање историје оптерећења укључило. У овом облику дефинисане оне не могу дати одговор на једноставна питања. Да ли ће изгубити стабилност раније стуб којем је већа или мања разлика између температура фланше и ребра? Да ли на граничну вредност носивости стуба има утицаја хоће ли прво почети пластификација у ребру или у фланши (због разлике у температури фланше и ребра)? Има ли утицаја однос дебљина фланши и ребра, као и однос површина фланши и ребра на граничну вредност носивости стуба? Инжењерском интуицијом се не може дати одговор ни на једно од ових питања, али се интуитивно да закључити да поменути ефекти утичу на граничну вредност носивости стуба. Реално је за очекивати да ће се диференцирањем различитих попречних пресека у том смислу смањити расипање резултата предикције граничне носивости.

Kucukler и сарадници [5] као оправдање за примену предложене нумеричке методологије наводе да је она претходно примењена у изради предлога за локално избочавање плоча [51] и бочно-торзионо извијање [52], што ће бити инкорпорирано у нову верзију *EN 1993-1-2* [3].

Израз за одређивање граничне носивости стуба у односу на флексионо извијање у *EN 1993-1-2* [3] заснива се на анализи непокретно ослоњеног стуба са геометријским имперфекцијама у облику синусног полуталаса скалираним на вредност \bar{e}_0 у средини висине стуба. Вредност еквивалентне имперфекције \bar{e}_0 је калибрисана са идејом да узме у обзир интензитет заосталих напона, развој и расподелу пластичних деформација, геометрију попречног пресека и почетне геометријске имперфекције.

Kucukler и сарадници [5] су предложили другачију дефиницију генералисаног фактора имперфекције η_θ . Полазећи од израза 2.59, али са карактеристикама материјала редукованим на одређеној температури θ :

$$\frac{N_{Ed}}{Ak_{2,\theta}f_y} + \frac{N_{Ed}\bar{e}_0}{W_{el}k_{2,\theta}f_y} \frac{1}{1 - N_{Ed}/(k_{E,\theta}N_{cr})} = 1.0 \quad 2.91$$

са увођењем смена:

$$\chi_{fi} = \frac{N_{Ed}}{Ak_{2,\theta}f_y} \quad \text{и} \quad \bar{\lambda}_\theta = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad 2.92$$

претходна једначина се може приказати у облику:

$$\chi_{fi} + \chi_{fi} \frac{1}{1 - \chi_{fi}\bar{\lambda}_\theta^2} \eta_\theta = 1.0 \quad 2.93$$

где је генералисани фактор имперфекције η_θ једнак:

$$\eta_\theta = \frac{A\bar{e}_0}{W_{el}} \quad 2.94$$

Решавањем једначине 2.91 по χ_{fi} добија се познати израз који је дат у *EN 1993-1-2* [3].

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} \quad \text{где је} \quad \phi_\theta = 0.5[1 + \alpha\bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2] \quad 2.95$$

Израз за генералисани фактор имперфекције η_θ може се, за потребе калибрације, представити следећим изразом:

$$\eta_\theta = \alpha\bar{\lambda}_\theta \quad 2.96$$

Комбинацијом једначина 2.94 и 2.96 еквивалентна геометријска имперфекција може се представити као:

$$\bar{e}_0 = \alpha \frac{W_{el}}{A} \bar{\lambda}_\theta = \alpha \frac{W_{el}}{A} \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad 2.97$$

Уочено је да однос \bar{e}_0/L за угљеничне челике расте са порастом температуре, док за нерђајуће челике опада са порастом температуре (слика 2.30).

То је резултат варијације $\xi_\theta = \sqrt{k_{2,\theta}/k_{E,\theta}}$ (слика 2.27), што је управо разлог неконзервативности Еврокодових израза за одређивање граничне носивости стубова од нерђајућих челика на дејство пожара. Стога, аутори су предложили израз за генералисани фактор имперфекције у следећем облику:

$$\eta_\theta^* = \alpha\bar{\lambda}_\theta/\xi_\theta \quad 2.98$$

Тада се за еквивалентну геометријску имперфекцију добија:

$$\bar{e}_0 = \alpha \frac{W_{el}}{A} \bar{\lambda}_\theta / \xi_\theta = \alpha \frac{W_{el}}{A} \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} / \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \alpha \frac{W_{el}}{A} \bar{\lambda} \quad 2.99$$

Након ове измене однос \bar{e}_0/L постаје независан од температуре и једнак је:

$$\bar{e}_0/L = \alpha \frac{W_{el}}{A} \bar{\lambda}/L = \alpha \frac{W_{el}}{A} \left(\frac{L}{i} \sqrt{\frac{f_y}{\pi^2 E}} \right) / L = \alpha \frac{W_{el}}{A} \left(\frac{1}{i} \sqrt{\frac{f_y}{\pi^2 E}} \right) \quad 2.100$$

Ово представља кључну измену израза предложених у раду *Kucukler* и сарадници [5].

Аутори су задржали предлог *Lopes* и сарадници [46] о корекционом фактору β :

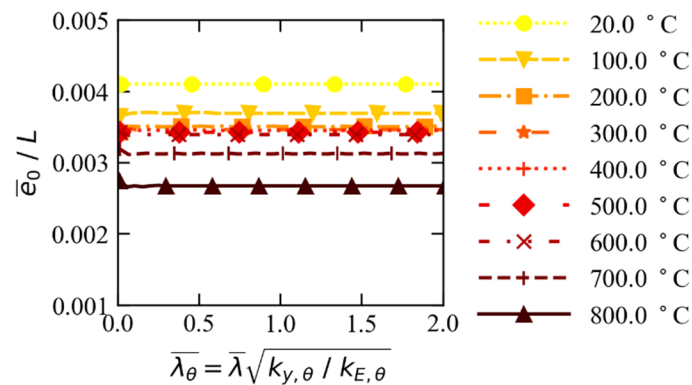
$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^2 - \beta \bar{\lambda}_\theta^2}} \quad \text{где је} \quad \phi_\theta = 0.5[1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta / \xi_\theta + \beta \bar{\lambda}_\theta^2] \quad 2.101$$

На основу спроведених нумеричких анализа аутори су изразили нумеричку вредност генералисаног коефицијента имперфекције η_θ :

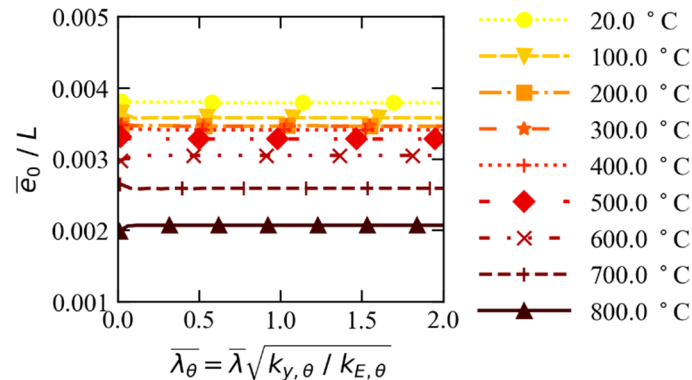
$$\eta_{\theta,FE}^* = \left(\frac{1}{\chi_{FE}} - 1 \right) (1 - \beta \chi_{FE} \bar{\lambda}_\theta^2) \quad 2.102$$

и калибрисали је у односу на израз 2.98.

Калибрисане вредности коефицијента имперфекције α и помоћног коефицијента β дате су у табели 2.13.

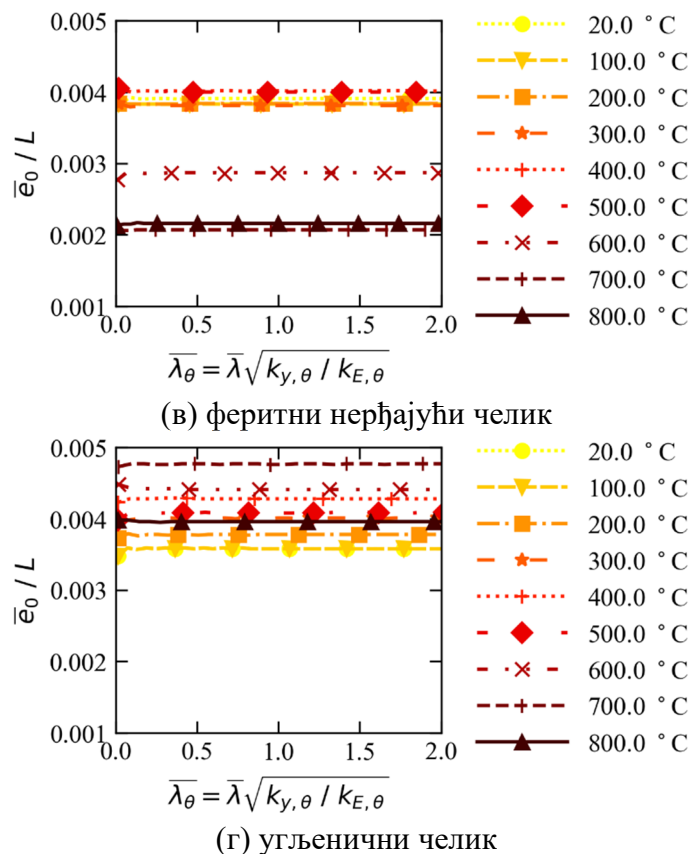


(а) аустенитни нерђајући челик



(б) дуплекс нерђајући челик

Слика 2.30 Однос \bar{e}_0/L у зависности од релативне виткости и температуре за (а) аустенитни, (б) дуплекс и (в) феритни нерђајући и (г) угљенични челик за пресек *HEB 300* за извијање око слабије осе [5]



Слика 2.30 (наставкак) Однос \bar{e}_0/L у зависности од релативне виткости и температуре за (а) аустенитни, (б) дуплес и (в) феритни нерђајући и (г) угљенични челик за пресек *HEB 300* за извијање око слабије осе [5]

Табела 2.13 Калибрисане вредности фактора имперфекције α и помоћног коефицијента β

Оса извијања	Аустенитни		Дуплес		Феритни	
	α	β	α	β	α	β
Главна оса	0.90	1.00	0.55	1.00	0.55	1.00
Споредна оса	0.90	1.50	0.55	1.50	0.55	1.50

Kisickler и сарадници [5] предложили су израз за одређивање граничне носивости стубова од нерђајућег челика у односу на извијање на повишеним температурама у следећој форми:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{2,\theta} f_{0.2}}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за компактне пресеке} \quad 2.103$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff} k_{2,\theta} f_{0.2}}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за витке пресеке}$$

Приметити да су изрази формулисани за две класе пресека, компактне и витке пресеке, за разлику од концепта у *EN 1993-1-1* и *EN 1993-1-5* [36,45] где су пресеци подељени на четири класе 1, 2, 3 и 4, као и да је и за компактне и за витке пресеке примењена чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација од 2% на температури θ , $f_{2,\theta} = k_{2,\theta} f_{0.2}$. Управо су ове идеје, о подели пресека на компактне и витке и примени чврстоће $f_{2,\theta}$

независно од класе пресека, предложили *Xing* и сарадници [32] за елементе од нерђајућег челика на повишеним температурама.

Xing и сарадници [32] анализирали су проблем локалног избочавања лимова од нерђајућих челика на повишеним температурама. Евалуацијом предикције носивости помоћу израза датих у *EN 1993-1-2* [3] у односу на резултате сопствених нумеричких истраживања уочени су одређени недостаци постојећих израза. Аутори су предложили нове изразе базиране на методи ефективне ширине. Предложени изрази дају знатно бољу предикцију граничне носивости за широк спектар виткости, нивоа температуре, врсте нерђајућих челика и различитих врста напрезања лимова. *Ranby* [53] је показао да је примена чврстоће којој одговара укупна дилатација од 2% $f_{2,\theta}$, добра за предикцију граничне носивости попречних пресека класе 1, 2 и 3 због развоја великих вредности дилатација елемената на повишеним температурама, а да је примена конвенционалне границе развлачења $f_{0.2,\theta}$ погоднија за пресеке класе 4 јер локално избочавање не води развоју великих вредности дилатација. Ови предлози су имплементирани у *EN 1991-1-2* [8] како за угљеничне (на којима се закључак *Ranby*-ја заснивао), тако и на нерђајуће челике. *Couto* и сарадници [51] су први уочили мане овог приступа за елементе од угљеничног челика на повишеним температурама и предложили су нови сет израза заснован на $f_{2,\theta}$ за одређивање граничне носивости у односу на избочавање елемената од угљеничних челика. Група аутора *Xing* и сарадници [32] предложила је у склопу својих истраживања нови сет израза за одређивање граничне носивости у односу на избочавање плоча од нерђајућих челика на повишеним температурама, практично применивши методологију аутора *Couto* и сарадници [51] на нерђајуће челике. Уз то, аутори су предложили и нова правила за класификацију попречних пресека од нерђајућег челика за време пожара уводећи две уместо до сада четири класе. Аутори су предложили поделу пресека на витке (енг. *slender*) и компактне (енг. *non-slender*).

У наставку су дати изрази предложени од стране *Xing* и сарадници [32] засновани на чврстоћи $f_{2,\theta}$. Изрази за прорачун коефицијента редукције ρ унутрашњих елемената од аустенитног нерђајућег челика:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.104$$

$$\rho = \frac{0.54}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{0.75}} - \frac{0.015(3 + \psi)}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{1.5}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.105$$

где је $\xi_\theta = \sqrt{k_{2,\theta}/k_{E,\theta}}$ и

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = (0.27 + \sqrt{0.0279 - 0.015\psi})^{1.33} \sqrt{\xi_\theta} \quad 2.106$$

Изрази за прорачун коефицијента редукције ρ унутрашњих елемената од дуплекс и феритног нерђајућег челика:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.107$$

$$\rho = \frac{0.6}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{0.75}} - \frac{0.015(3 + \psi)}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{1.5}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.108$$

где је

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = (0.30 + \sqrt{0.045 - 0.015\psi})^{1.33} \sqrt{\xi_\theta} \quad 2.109$$

Изрази за прорачун коефицијента редукције ρ конзолних елемената од аустенитног нерђајућег челика:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.110$$

$$\rho = \frac{0.6}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{0.6}} - \frac{0.075}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{1.2}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.111$$

где је

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = 0.237\sqrt{\xi_\theta} \quad 2.112$$

Изрази за прорачун коефицијента редукције ρ конзолних елемената од дуплекс и феритног нерђајућег челика:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.113$$

$$\rho = \frac{0.67}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{0.6}} - \frac{0.075}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{1.2}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 2.114$$

где је

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = 0.344\sqrt{\xi_\theta} \quad 2.115$$

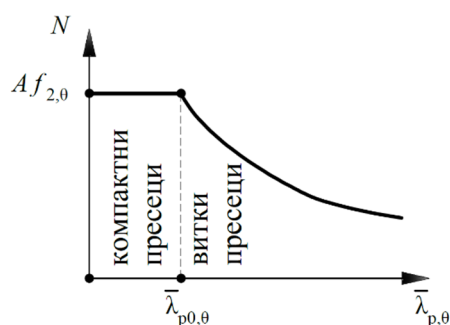
Релативна виткост плоче на температури θ , $\bar{\lambda}_{p,\theta}$ рачуна се према:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta} = \xi_\theta \bar{\lambda}_p \quad \text{где је} \quad \xi_\theta = \sqrt{k_{2,\theta}/k_{E,\theta}} \quad \text{и} \quad \bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{0.2}}{\sigma_{cr}}} = \frac{b/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad 2.116$$

где је k_σ коефицијент који зависи од начина напрезања и контурних услова плоче, $\varepsilon = \sqrt{(235/f_y)(E/210000)}$ материјални фактор на собној температури, $f_{0.2}$ конвенционална граница развлачења, а σ_{cr} је критични напон при избочавању који се рачуна као:

$$\sigma_{cr} = k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad 2.117$$

Треба нагласити да у склопу предлога *Xing* и сарадници [32] сада на одређивање виткости плоча утичу чврстоћа и модул еластичности на повишеној температури θ за разлику од важећих Еврокодових израза. Криве извијања имају облик према слици 2.31.

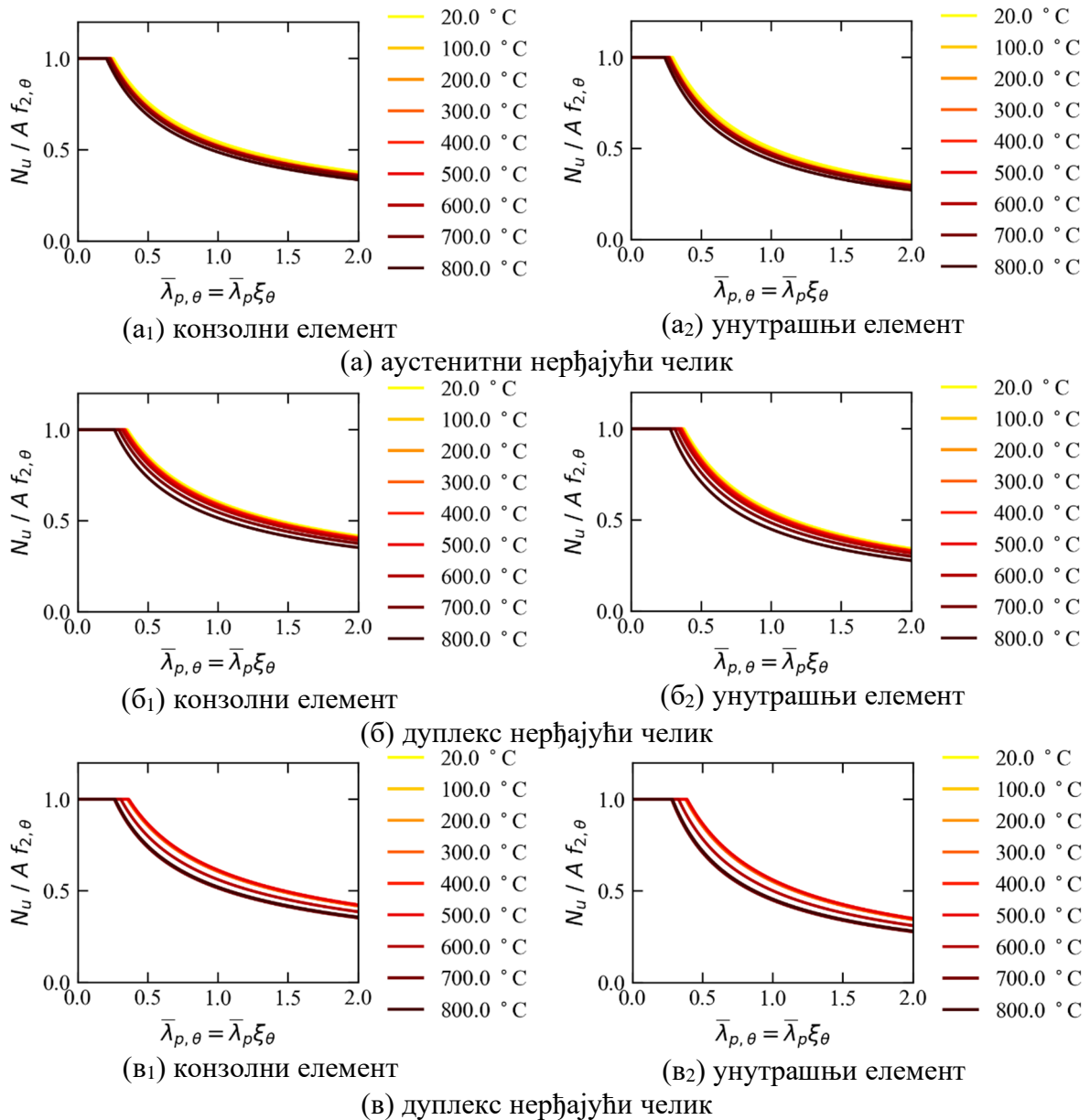


Слика 2.31 Карактеристичан изглед криве извијања предложеном методом [32]

Ова правила су касније примењена за процену носивости на локално извијање стубова I попречног пресека на дејство пожара у раду *Xing* и сарадници [31] у односу на нумеричке резултате.

Провера поузданости израза предложених у *Kucukler* и сарадници [5] у односу на нумеричке симулације показала је да изрази задовољавају критеријуме аутора *Kruppa*

[54], да дају бољу предикцију од *EN 1993-1-2* [3], али и од *Lopes* и сарадници [46]. Овај рад је направио још један корак у односу на рад *Lopes* и сарадници [46] али примена равномерне температурне у нумеричким анализама је главна мањкавост овог рада.

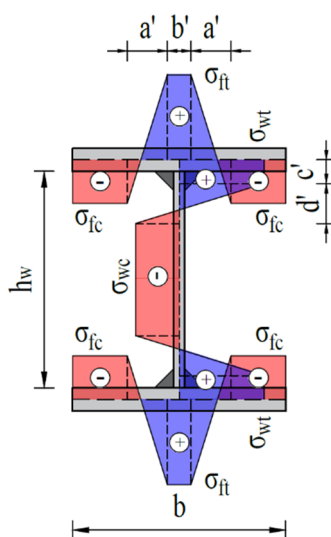


Слика 2.32 Коefицијенти редукције, ρ у зависности од релативне виткости конзолних и унутрашњих елемената, $\bar{\lambda}_{p,\theta}$ од (а) аустенитних, (б) дуплекс и (в) феритних нерђајућих челика на повишеним температурама према [32]

Аутори *Lopes* и сарадници, *Martins* и сарадници, *Mohammed* и сарадници и *Ashraf* и сарадници [55–59] дали су препоруке за нумеричко симулирање проблема одређивања граничне носивости елемената од нерђајућег челика при дејству пожара. *Martins* и сарадници [55] дали су 2021. године препоруке за спровођење нумеричких анализа где је пожарно дејство представљено као равномерна температурна промена θ , аплицирана на неоптерећеном стубу. Оптерећење се наноси накнадно и инкрементално итеративном процедуром [50] се одређује гранична носивост на повишеној температури θ . Критике овакве нумеричке процедуре су изнете.

2.6.4. Експериментална истраживања у вези са граничном носивошћу стубова завареног I пресека од нерђајућег челика при дејству пожара

Заостали напони могу у значајној мери утицати на одговор конструкцијских елемената завареног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара. У раду *Lopes* и сарадници [46] коришћена је расподела заосталих напона карактеристична за заварене I пресеке од угљеничних челика. Након истраживања *Lopes* и сарадници [46] (2010. година) експериментално је истражена расподела заосталих напона код заварених I пресека од нерђајућих челика 2014. године у раду *Yuan* и сарадници [49]. *Yuan* и сарадници [49] експериментално су истраживали вредности заосталих напона и њихову расподелу на 18 узорака из заварених вруће ваљаних лимова од нерђајућих челика *EN 1.4301* и *EN 1.4462*. Расподела заосталих напона одређена је на 10 елемената I попречног пресека. Максималне вредности затезућих заосталих напона кретале су се до 60% за класу *EN 1.4462* и до 80% конвенционалне границе развлачења материјала на собној температури, $f_{0.2}$ за класу *EN 1.4301*. Као резултат експерименталних истраживања формулисани су предлози за предикцију расподеле заосталих напона код I попречних пресека.



Слика 2.33 Расподела заосталих напона код I попречних пресека од заварених вруће ваљаних лимова [49]

Предложен је следећи модел предикције заосталих напона, за напоне затезања:

$$\sigma_{ft} = \sigma_{wt} = \begin{cases} 0.8f_{0.2} & \text{за аустенитне нерђајуће челике} \\ 0.6f_{0.2} & \text{за дуплекс и феритне нерђајуће челике} \end{cases} \quad 2.118$$

За заостале напоне на страни притиска, потребно је из услова равнотеже изједначити резултанте силе затезања и силе притиска за познату расподелу заосталих напона:

$$\sigma_{fc} = \frac{a' + b'}{b - (a' + b')} \sigma_{ft}, \quad 2.119$$

$$\sigma_{wc} = \frac{2c' + d'}{h_w - (2c' + d')} \sigma_{wt}, \quad 2.120$$

где су $a' = 0.225 b_f$, $b' = 0.05 b$, $c' = 0.025 h_w$ и $d' = 0.225 h_w$ параметри расподеле напона (слика 2.33), σ_{ft} и σ_{wt} максимални заостали напони затезања у фланшама и ребру, σ_{fc} и σ_{wc} максимални заостали напони притиска у фланшама и ребру, респективно.

У поређењу са пресецима од угљеничног челика и постојећим моделима предикције вредности и расподеле заосталих напона услед заваривања, максималне вредности затезућих заосталих напона су мање код нерђајућих челика (код угљеничних максималне вредности су једнаке напону на граници развлачења). Ниже вредности заосталих напона генерисане код нерђајућих челика јављају се због тога што су потребне више вредности дилатација како би се изазвао конвенционални напон развлачења, као и мања количине топлотне енергије која је потребна приликом заваривања нерђајућих челика. Додатно, и зона максималних затезућих напона је ужа код нерђајућих челика због њихове ниже вредности топлотне проводљивости. Предложени модел је валидиран не само у односу на истраживања аутора, већ и у односу на доступне експерименталне резултате других аутора, и показано је добро поклапање [49].

Liu и сарадници [60] 2019. године истраживали су пожарну отпорност аксијално притиснутих стубова завареног I попречног пресека од аустенитног нерђајућег челика са делимично спреченим померањима крајева. При деловању пожара у објекту, термичко ширење анализираног стуба није потпуно слободно, већ је (делимично) спречено аксијалном крутошћу осталих стубова. Услед тога генеришу се додатне силе које утичу на пожарну отпорност стуба. Ова чињеница мотивисала је ауторе да спроведу истраживање и процене утицај степена спречености померања на пожарну отпорност.

Прво су испитали 8 епрувета на собној и 8 на повишеним температурама (100, 200, ... , 800°C) стандардним тестом на затезање. Мањкавост овог истраживања је у томе што је само по једна епрувета испитана на свакој од разматраних повишених температура. Приликом загревања узорака, контролисана је брзина загревања у пећи, са претпоставком да ће температура узорка загрејаног брзином од 20°C/min у сваком тренутку бити приближно иста температури у пећи. У првој фази оптерећење се наноси контролом деформација (0.5 mm/min) све док се мерна дужина L_0 не издужи за 2 mm (док дилатација не достигне вредност 0.04), након тога наставља са контролом деформација брзином од 5 mm/min све до лома.

За све узорке је карактеристична дугачка фаза пластичног деформисања. Суужење испитног дела је израженије са повећањем температуре. Занимљиво је запажање аутора да се издужење при лому узорака прво смањује са порастом температуре, а тек се за више вредности температуре повећава. На основу резултата тестова на затезање одређени су фактори редукције модула еластичности, дилатације која одговара чврстоћи при затезању и чврстоће при затезању. Коефицијенти редукције су се добро поклопили са радовима *Chen* и *Young* [20], *Fan* и сарадници [61] и *Fan* и сарадници [62], са изузетком фактора редукције за прорачун дилатације која одговара чврстоћи при затезању где је расипање резултата значајно.

Од укупно 7 испитаних стубова, 5 је било са делимично спреченим аксијалним померањем, а 2 и са делимично спреченим аксијалним деформацијама и са еластично укљештеним крајем. Приликом експеримента јавио се проблем са постизањем температуре у пећи према стандардној пожарној кривој у почетној фази због велике брзине развоја температуре, те су проблем решили предгревањем пећи. Температура у

пећи у првих 5 минута не прати добро стандардну пожарну криву. Сви узорци су доживели глобални вид лома, флексионим извијањем, а додатно код узорака 5 и 7 (пресеци класе 4) уочена је комбинација глобалног вида лома, флексионим извијањем, и локалних избочавања лимова у средини распона.

Након валидације сопствених нумеричких модела, аутори су спровели параметарску нумеричку анализу [63] у којој су показали да је утицај спречених померања значајан, да повећање степена спречености аксијалних деформација води смањењу критичне температуре, а да повећање крутости ротационе опруге повећава критичну температуру, међутим у различитој мери за различите виткости, ниво напрезања и ниво спречености померања крајева.

Xing и сарадници [64] су спровели 2021. године експериментално истраживање 8 центрично притиснутих стубова I попречног пресека при дејству пожара. Испитане су две групе стубова са различитим I попречним пресецима. Прво су испитани узорци материјала из фланше и ребра на собној температури. Испитани су и по један стуб из обе групе, такође на собној температури. Испитивање стубова при дејству пожара спроведено је анизотермално, тако што је прво аплицирана центрична сила притиска на собној температури, а затим је у посебно пројектованој пећи контролисано повећавана температура према стандардној пожарној кривој [9] све до лома стуба. Ниво релативне аксијалне силе (релативизован пластичном носивошћу на собној температури) вариран је са вредностима 0.3, 0.4, 0.5 и 0.6 за обе групе, што даје укупан број од $2 \times 4 = 8$ испитаних стубова. Сви стубови изгубили су стабилност глобалним флексионим видом извијања.

Исте године *Xing* и сарадници [65] спровели су експериментално истраживање 6 ексцентрично притиснутих стубова I попречног пресека при дејству пожара. Две групе стубова са два различита I попречна пресека и две различите вредности ексцентрицитета испитане су такође анизотермално, након испитивања по једног стуба на собној температури. Ниво релативне аксијалне силе вариран је са вредностима 0.4, 0.5 и 0.6 за обе групе, што даје укупан број од $2 \times 3 = 6$ испитаних стубова.

Управо ће резултати приказаних експерименталних истраживања заварених I попречних пресека при дејству пожара [60,64,65] бити искоришћени за валидацију примењене нумеричке методологије за одређивање граничне носивости у овом истраживању.

3

РАЗВОЈ НУМЕРИЧКЕ МЕТОДОЛОГИЈЕ

3.1. Опште

У овом поглављу описана је нумеричка методологија развијена и валидирана постојећим експерименталним истраживањима граничне носивости централно притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара из литературе. Нумеричка методологија је развијена са циљем реализације великог броја нумеричких симулација са циљем формулације и калибрације новог предлога за одређивање граничне носивости централно притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара са утицајем историје оптерећења на основу резултата анализа.

3.2. Нумеричко одређивање граничне носивости стубова

У овом поглављу је приказана и валидирана, постојећим експерименталним резултатима, методологија развијена за потребе нумеричког одређивања носивости стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара са утицајем историје оптерећења.

3.2.1. Нумерички модели

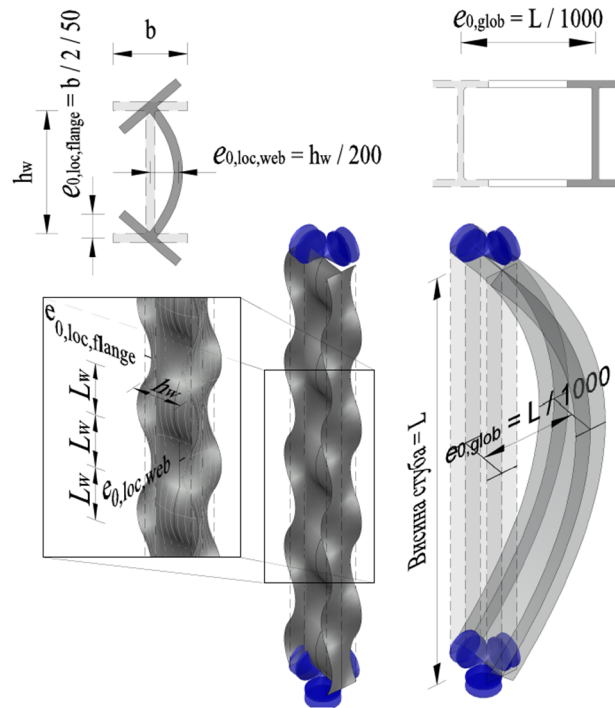
Као стандард у области истраживања понашања челичних конструкција у фази пост еластичног (нелинеарног) понашања материјала, у специфичним условима пожарног дејства, са обухватањем ефеката великих померања и деформација, примењује се софтверски подржана метода коначних елемената (МКЕ). У овом истраживању развијен је сопствени програм у програмском језику *Python* користећи се солвером програма *Abaqus* [48] уз аутоматизовање пре- и пост- процесорске фазе, као и програмирање одговарајућих делова процесорске фазе, како би се успешно спровео велики број нумеричких симулација.

Прорачунски модели челичних стубова формиран су помоћу мреже површинских коначних елемената. Најбољи однос потребног времена за прорачун и задовољавајуће (високе) тачности резултата постигнут је са мрежом елемената средње вредности карактеристичне димензије мање од 1/16 ширине фланше и висине ребра, а број коначних елемената по висини стуба одређен је на начин да однос страница једног коначног елемента буде приближно једнак јединици. Стубови су просто ослоњени са спреченим обртањем око осе стуба на оба краја. Контурни услови задати су у тежиштима попречних пресека, при чему су померања свих тачака крајњих попречних пресека међусобно спрегнута, тако да се крајњи пресеци понашају као апсолутно крути у својој равни.

EN-1090-2 [66] дефинише толеранције за три типа геометријских имперфекција: есенцијалне, функционалне и специјалне. Есенцијалне геометријске имперфекције односе се на испуњење услова механичке отпорности и стабилности конструкције, функционалне на услове монтаже елемената и визуелни утисак, а специјалне се дефинишу за услове конкретног пројекта. Анекс Д *EN-1090-2* [66] дефинише толеранције за функционалне глобалне имперфекције између два спрата вишеспратних стубова са амплитудом $L/500$ за класу 1 и $L/1000$ за класу 2, а за есенцијалне геометријске имперфекције вредност толеранције од $L/750$ за глобалне имперфекције између тачака придржавања елемента. Анекс Ц *EN 1993-1-5* [45] препоручује да се вредности геометријских имперфекција у нумеричким моделима усвоје једнаким 80% вредности толеранције одговарајуће геометријске имперфекције. Међутим, ову одредбу није могуће директно применити, јер *EN-1090-2* [66] даје више различитих вредности толеранције за одређену геометријску имперфекцију (есенцијалне, функционалне, класа 1 и 2 и специјалне). Приликом дефинисања кривих извијања у *EN 1993-1-2* [3,43], као и у предлозима за њихово побољшање [5,46,55] усвојена је вредност глобалне имперфекције $L/1000$ у нумеричким анализама. Та вредност одговара 75% вредности толеранције есенцијалне геометријске имперфекције ($L/750 \cdot 75\% = L/1000$). Амерички прописи *AISC 360* [67] и *AISC 370* [68] и аустралијски прописи *AS 4100* [69] и *AS/NZS 4600* [70] такође прописују вредност имперфекције $L/1000$ за примену у

нумеричким анализама. Иако је више аутора показало да су ове вредности имперфекције конзервативне у односу на вредности имперфекција измерених на стварним елементима [71,72], и даље је уобичајена примена вредности имперфекције $L/1000$ у нумеричким анализама, што је усвојено и у овом истраживању. Глобалне имперфекције су моделиране у облику синусног полуталаса скалирањем одговарајућег облика извијене форме на вредност $1/1000$ дела висине стуба, према слици 3.1.

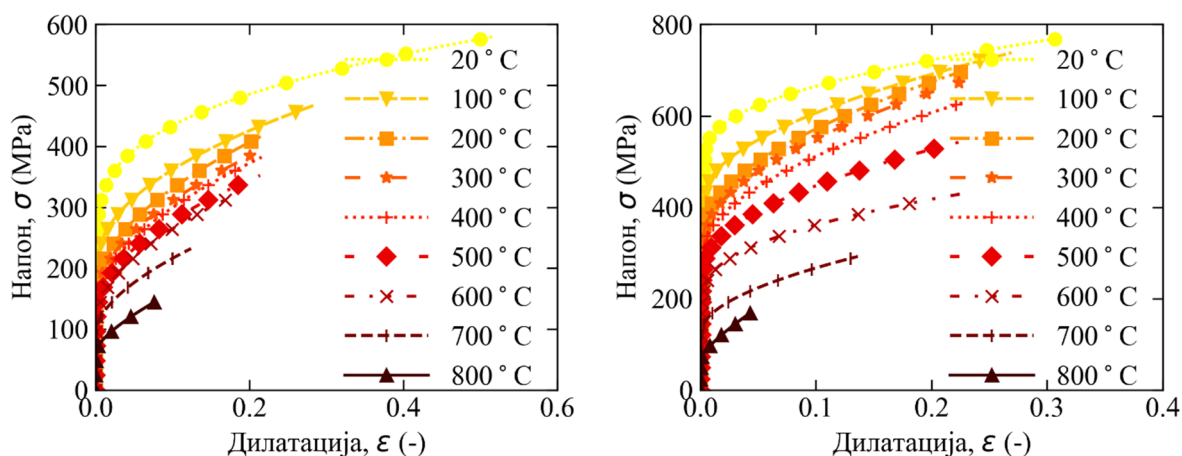
Локалне имперфекције су моделиране помоћу серије синусних полуталаса са дужином полуталаса приближно једнаком висини ребра попречног пресека стуба, скалирањем одговарајућег локалног облика извијене форме, посебно за ребра и посебно за фланше. Вредност локалне имперфекције ребра скалира се на вредност $1/200$ дела висине ребра, а вредност локалне имперфекције фланше на $1/50$ део половине укупне ширине фланше, према слици 3.1. Вредности локалних имперфекција примењених у овом истраживању одговарају вредностима коришћеним у сличним истраживањима [5,31], иако не одговарају 80% вредности толеранција есенцијалних имперфекција прописаних у *EN-1090-2* [66]. Нпр. есенцијална толеранција амплитуде закривљености лима ребра заварених профила износи $h_w/100$, а толеранција амплитуде закривљености лима фланше заварених профила износи $b/100$, где су h_w и b висина ребра и ширина фланше, респективно. Усвојене мање вредности локалних имперфекција у овом истраживању имају оправдање у односу на значајно мање измерене вредности локалних имперфекција на стварним елементима [72], али и из разлога компатибилности анализа у овом истраживању са истраживањем *Xing* и сарадници [31,32] чији су резултати коришћени приликом формирања предлога за побољшање кривих извијања.



а) Локалне имперфекције б) Глобалне имперфекције

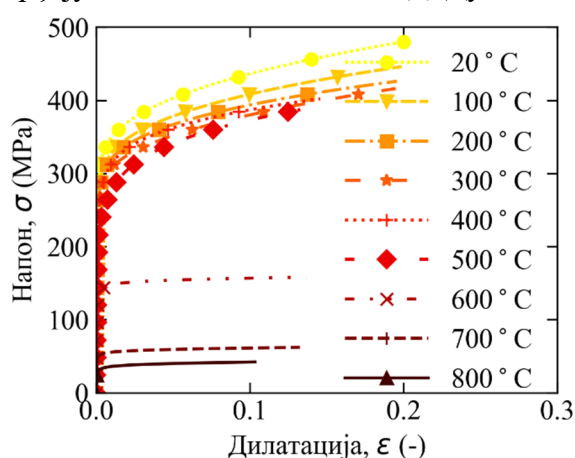
Слика 3.1 Глобалне и локалне имперфекције

Локалне имперфекције фланше и ребра су комбиноване са глобалним имперфекцијама како би се добио сумарни почетни деформисани облик стуба.



(а) Аустенитни нерђajuđи челик

(б) Дуплекс нерђajuđи челик



(в) Феритни нерђajuđи челик

Слика 3.2 Веза напон-дилатација (енг. *engineering stress-strain*) за (а) аустенитни (*EN 1.4301*, *EN 1.4307* и *EN 1.4318*), (б) дуплекс (*EN 1.4462*, *EN 1.4162* и *EN 1.4662*) и феритни нерђajuđи челик (*EN 1.4003* и *EN 1.4016*)

У овом истраживању примењен је двофазни *Gardner*-ов [21] материјални модел за нерђajuđи челик на повишеним температурама, према изразу 2.35. Иако је у Анексу Ц *EN 1993-1-2* [3] дефинисан материјални модел за нерђajuđи челик на повишеним температурама (изрази 2.22 и 2.23), исти није примењен у овом истраживању. Главни разлог примене *Gardner*-овог [21] материјалног модела је његово боље поклапање са експериментално одређеним везама напона и дилатације у односу на материјални модел из Анекса Ц *EN 1993-1-2* [3]. *Gardner*-ов материјални модел је мање сложен од модела из Еврокода и његови параметри имају јасно физичко значење. Примењени материјални модел [21] ће у наредној ревизији прописа *EN 1993-1-2* [3] бити усвојен уместо постојећег материјалног модела [29]. Материјални модел примењен у овом истраживању коришћен је и у недавно спроведеним истраживањима понашања елемената од нерђajuđег челика за време пожара [31,32] чији закључци ће бити коришћени у формулацији новог предлога за одређивање граничне носивости стубова.

У овом истраживању, примењени материјални модел за нерђajuđи челик на повишеним температурама *Gardner*-а [21] са стандардизованим карактеристикама материјала на собној температури [35], коефицијентима нелинеарности [34], и одговарајућим факторима редукције карактеристика материјала на повишеним температурама [29], и то

за репрезентативне врсте нерђајућих челика из сваке од три групе (аустенитни *EN 1.4301*, дуплекс *EN 1.4462* и феритни *EN 1.4003*), послужио је за описивање понашања материјала. На слици 3.2 приказане су везе напон-дилатација за репрезентативне врсте нерђајућих челика. Карактеристике материјала на собној температури потребне за дефинисање везе напон-дилатација ($f_{0.2}$ и f_u) преузете су из [35] за вруће ваљане лимове од аустенитног, дуплекс и феритног нерђајућег челика (табела 2.12). Модул еластичности на собној температури коришћен је са вредношћу 200 GPa. Претпостављено је да је коефицијент нелинеарности прве фазе, n_θ , независан од температуре ($n_\theta = n$) при чему је његова вредност на собној температури усвојена из [35]. Коефицијент нелинеарности m_θ одређен је према следећем изразу:

$$1.5 \leq m_\theta = \frac{\ln\left(\frac{\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{0.2,\theta}(f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta})/E_{0.2,\theta}}{0.02 - \varepsilon_{0.2,\theta}(f_{2,\theta} - f_{0.2,\theta})/E_{0.2,\theta}}\right)}{\ln\left(\frac{f_{u,\theta} - f_{0.2,\theta}}{f_{2,\theta} - f_{0.2,\theta}}\right)} \leq 5.0, \quad 3.1$$

који обезбеђује да крива напон-дилатација пролази тачно кроз $(\varepsilon_{0.2,\theta}, f_{0.2,\theta})$, $(\varepsilon_{2,\theta}, f_{2,\theta})$, и $(\varepsilon_{u,\theta}, f_{u,\theta})$.

Парови вредности инжењерски напон-дилатација (енг. *engineering stress-strain*) срачунати у интервалима од 2 МПа по вредности напона су трансформисани у парове вредности стварни напон-логаритамска пластична дилатација, $\sigma_{true} - \varepsilon_{ln}^{pl}$ (енг. *true stress-logarithmic plastic strain*) потребних за формулацију *Plasticity* материјалног модела *Abaqus*-у [48] према следећем изразу:

$$\begin{aligned} \sigma_{true,\theta} &= \sigma_\theta (1 + \varepsilon_\theta) \\ \varepsilon_{ln,\theta}^{pl} &= \ln(1 + \varepsilon_\theta) - \frac{\sigma_{true,\theta}}{E_\theta} \end{aligned} \quad 3.2$$

где су $\sigma_{true,\theta}$ и $\varepsilon_{ln,\theta}^{pl}$ стварни напон и логаритамска пластична дилатација на температури θ , респективно, σ_θ и ε_θ инжењерски напон и дилатација на температури θ , респективно.

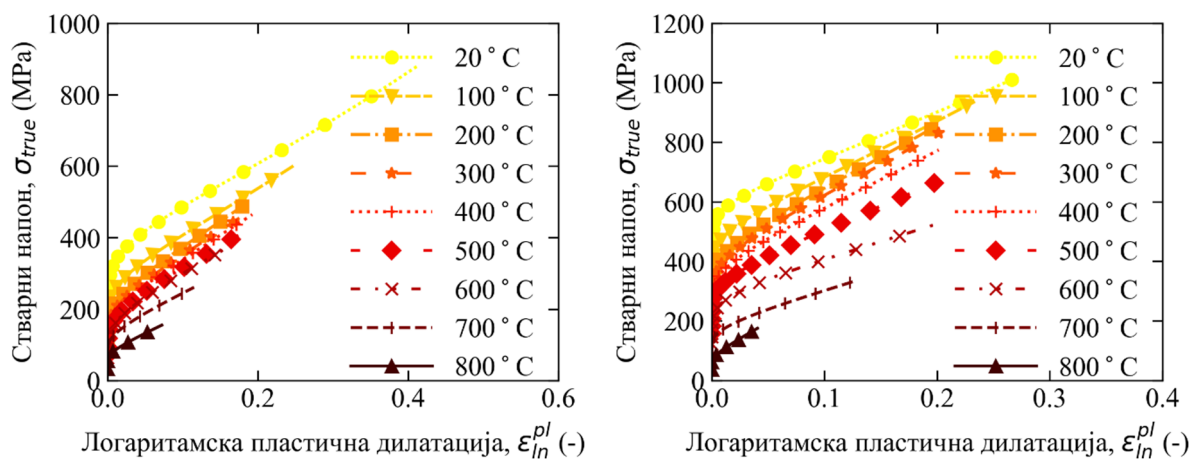
На слици 3.3 приказане су везе стварни напон-логаритамска пластична дилатација за репрезентативне врсте нерђајућих челика срачунате трансформацијом инжењерског напона и дилатације на основу израза 3.2.

На понашање ових елемената значајан утицај имају заостали напони настали као последица њихове производње. Код I попречних пресека формираних од заварених вруће ваљаних лимова, заостали напони настају током њихове израде као последица неравномерног загревања приликом заваривања лимова. Заостали напони су укључени у анализу на основу предлога који су дали *Yuan* и сарадници [49]. Они су на основу сопствених експерименталних истраживања анализирали расподелу и вредности заосталих напона код I попречних пресека састављених од заварених вруће ваљаних лимова, али и на основу доступних података из литературе [73–75]. *Yuan* и сарадници [49] су предложили модел за прогнозу расподеле и интензитета заосталих напона према следећем изразу:

$$\begin{aligned} \sigma_{ft} = \sigma_{wt} &= \begin{cases} 0.8 f_{0.2} & \text{за аустенитне легуре} \\ 0.6 f_{0.2} & \text{за дуплекс и феритне легуре} \end{cases} \\ \sigma_{fc} &= \frac{a' + b'}{b - (a' + b')} \sigma_{ft}, \end{aligned} \quad 3.3$$

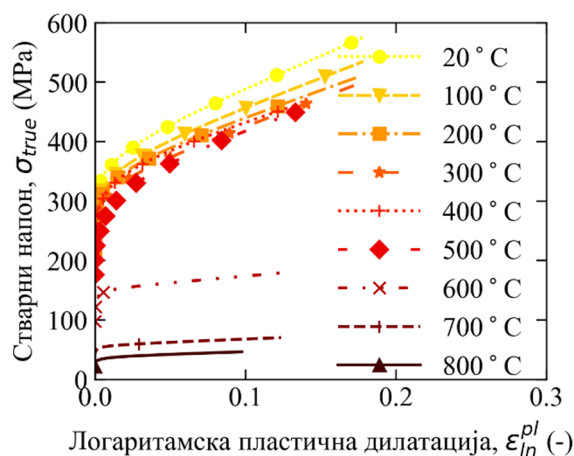
$$\sigma_{wc} = \frac{2c' + d'}{h_w - (2c' + d')} \sigma_{wt},$$

где су $a' = 0.225 b_f$, $b' = 0.05 b$, $c' = 0.025 h_w$ и $d' = 0.225 h_w$ фактори дистрибуције приказани на слици 3.4, σ_{ft} и σ_{wt} су максимални заостали напони затезања у фланшама и ребру, σ_{fc} и σ_{wc} су максимални заостали напони притиска у фланшама и ребру, респективно.



(а) Аустенитни нерђајући челик

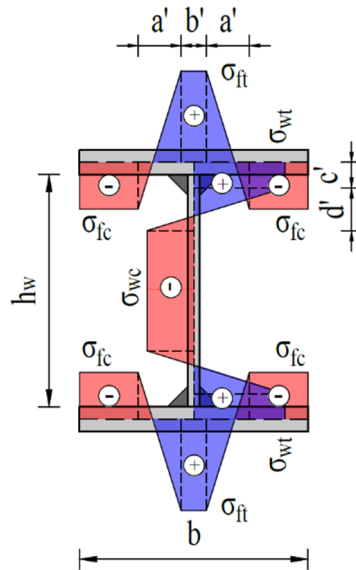
(б) Дуплекс нерђајући челик



(в) Феритни нерђајући челик

Слика 3.3 Веза стварни напон-логаритамска пластична дилатација (енг. *true stress-logarithmic plastic strain*) за (а) аустенитни (*EN 1.4301*, *EN 1.4307* и *EN 1.4318*), (б) дуплекс (*EN 1.4462*, *EN 1.4162* и *EN 1.4662*) и феритни нерђајући челик (*EN 1.4003* и *EN 1.4016*)

Заостали напони према [49] укључени су у нумеричку анализу на собној температури дискретизацијом расподеле приказане на слици 3.4 припадајућим коначним елементима са константним вредностима у нивоу тежишта сваког коначног елемента у оквиру мреже. Ефекат редукције магнитуде заосталих напона са порастом температуре је познат, али до сад није систематично квантификован. Овај ефекат је истражен на ограниченом броју нумеричких модела и кратко описан у [55]. На пример, интензитет заосталих напона се смањује за око 75% на температури од 800 °C код елемената I попречних пресека од дуплекс нерђајућег челика.



Слика 3.4 Расподела заосталих напона код заварених I попречних пресека од нерђајућег челика [49]

3.2.2. Поступак нумеричког одређивања граничне носивости

Поступак нумеричког одређивања носивости на флексионо извијање стубова завареног I попречних пресека од нерђајућег челика при дејству пожара са утицајем историје оптерећења примењен у овом истраживању састоји се из три међусобно надовезане анализе: (1) термичка анализа, (2) анализа линеарне стабилности и (3) механичка анализа која се састоји из три корака.

Термичка анализа

Термичка анализа је спроведена користећи *Heat transfer* солвер [48] који за улазне податке захтева топлотну проводљивост и специфичну топлоту материјала који зависе од температуре (слика 2.5) и коефицијент преноса топлоте конвекцијом α_c и емисивност ϵ_m који су једнаки $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ и 0.4 , респективно, према [3]. Мрежа коначних елемената формирана је од површинских елемената *DS4* [48], са четири чвора.

Дистрибуција температуре по попречном пресеку и дуж елемента одређена је у условима пожарног дејства према стандардној пожарној кривој *ISO 834* [9] узимајући у обзир сва три типа преноса топлоте: кондукција, радијација и конвекција.

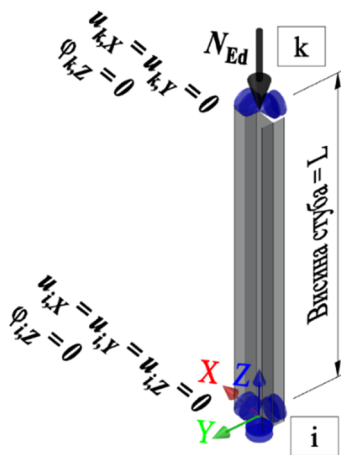
Анализа линеарне стабилности

Анализа линеарне стабилности је спроведена користећи *Linear buckling* солвер [48]. Мрежа коначних елемената формирана је од површинских елемената опште намене *S4R* [48], са четири чвора и редукованом интеграцијом. Анализа линеарне стабилности спроведена је са циљем одређивања облика извијене форме релевантних за генерисање почетног деформисаног облика стуба. Релевантни облици извијене форме подразумевају одговарајући глобални облик извијене форме и најнижи локални облик извијене форме. Као део процесора написан је код за идентификовање релевантних облика извијене форме и комбиновање скалираних глобалних и локалних облика у резултујући почетни деформисани облик стуба.

Локалне имперфекције фланше и ребра и глобалне имперфекције представљене скалираним глобалним и локалним облицима извијене форме комбиновани су у складу са Анексом Ц *EN 1993-1-5* [45]. Како три типа геометријских имперфекција чине почетни деформисани облик стуба: локалне имперфекције фланше (*LF*), локалне имперфекције ребра (*LW*) и глобалне имперфекције (*GB*), следеће две комбинације имперфекција су обухваћене нумеричким анализама: (а) једна са водећом глобалном имперфекцијом: $GB \pm 0.7 \cdot LF \pm 0.7 \cdot LW$ и (б) једна од следеће две комбинације (б1 и б2) са водећом локалном имперфекцијом: (б1) ребра: $0.7 \cdot GB \pm 0.7 \cdot LF \pm LW$ уколико је еластични напон избочавања лима ребра $\sigma_{cr,w}$ нижи од одговарајућег напона лима фланше $\sigma_{cr,f}$ (тј. $\sigma_{cr,w} < \sigma_{cr,f}$) или (б2) фланше: $0.7 \cdot GB \pm LF \pm 0.7 \cdot LW$ уколико је еластични напон избочавања лима фланше $\sigma_{cr,f}$ нижи од одговарајућег напона лима ребра $\sigma_{cr,w}$ (тј. $\sigma_{cr,f} < \sigma_{cr,w}$). Уз напомену да је код свих комбинација предзнак суперпозиције локалних имперфекција одређен тако да је амплитуда локалне имперфекције ребра у околини средине висине стуба оријентисана на исту страну као и амплитуда глобалне имперфекције, као и да су након одређивања критичне температуре стуба, само резултати неповољније комбинације имперфекција (они који воде нижој критичној температури) коришћени у даљим анализама. Због двоструке симетрије попречног пресека и центрчног притиска, усвојени предзнак глобалне имперфекције нема утицаја на граничну носивост стуба, па је усвојен као позитиван у свим комбинацијама, а према њему је одређен предзнак локалних имперфекција.

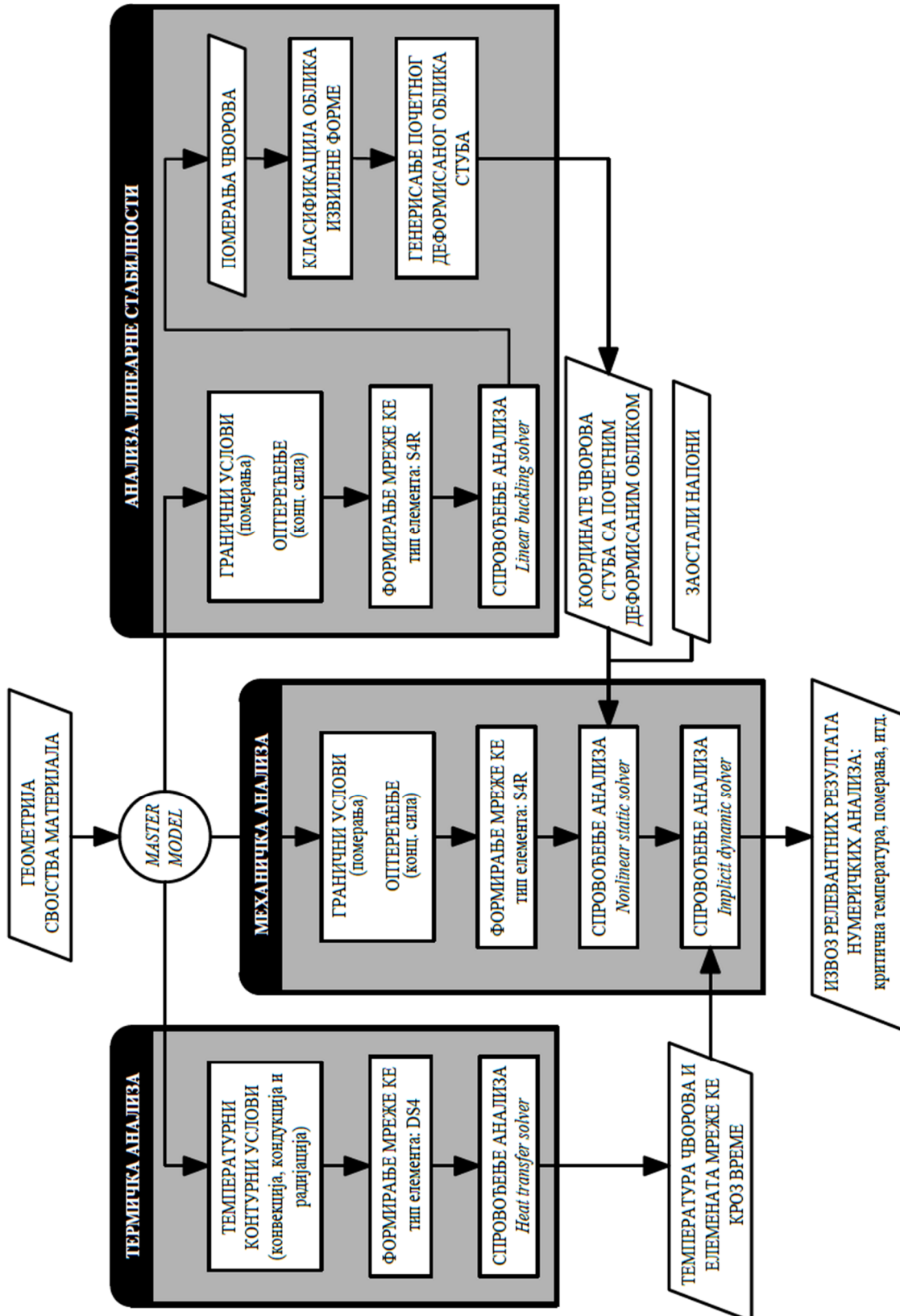
Механичка анализа

Мрежа коначних елемената је формирана од површинских елемената опште намене *S4R* [48], са четири чвора и редукованом интеграцијом. Механичка анализа се састоји из три корака. У првом кораку, заостали напони и координате чворова стуба са почетним деформисаним обликом су задати и успостављена је равнотежа. У другом кораку аплицирана је аксијална сила притиска у референтној тачки на крајњем попречном пресеку (крај *k*) и одређен је одговор система применом *General static* солвера [48]. У трећем кораку аплицирано је пожарно дејство увозом вредности температуре у чворовима кроз време из резултата термичке анализе и одговор система је одређен применом *Implicit dynamic* солвера [48]. Нумерички модел стуба са дефинисаним контурним условима и оптерећењем приказан је на слици 3.5.



Слика 3.5 Нумерички модел стуба од нерђајућег челика при дејству пожара

На слици 3.6 приказан је дијаграм тока описаног поступка нумеричког одређивања граничне носивости стубова при дејству пожара са утицајем историје оптерећења



Слика 3.6 Дијаграм тока нумеричког одређивања граничне носивости

3.2.3. Програмски код развијен за потребе спровођена нумеричких симулација

Као што је раније напоменуто, у оквиру ове докторске дисертације развијен је сопствени програм у програмском језику *Python*. Програм поседује следеће три главне функционалности: одређивање материјалних својстава на повишеним температурама, нумеричко симулирање понашања стубова при дејству пожара и обраду резултата нумеричких симулација уз калибрисање предлога за аналитичко одређивање граничне носивости у односу на резултате нумеричких симулација. Целокупно програмско решење се састоји од око 11000 линија кода. У овом поглављу биће детаљније објашњен део кода који се односи на одређивање материјалних својстава и нумеричко симулирање понашања стубова.

Улазни подаци које је потребно дефинисати за потребе спровођења анализа су димензије попречног пресека, домен вредности центричне силе притиска који је потребно разматрати (минимална и максимална вредност силе), висина стуба, врста нерђајућег челика (аустенитни, дуплекс или феритни), тип пожара (*ISO*, *EXT* или *HC*), тип водеће имперфекције (глобална или локална) и оса око које се анализира губитак стабилности (око јаче или око слабије осе). Програм подржава потпуно произвољан облик попречног пресека уз могућност параметризације било које од димензија попречног пресека. Могуће је задати број случајева оптерећења (броја различитих интензитета сила које је потребно разматрати у задатом домену), као и начин интерполације вредности силе између минималне и максималне вредности. Могуће је и задавање ексцентрицитета силе, што даје могућност анализе понашања ексцентрично притиснутог стуба. Иако су имплементиране анализе носивости на извијање око обе осе, у овој докторској дисертацији нумеричке симулације спроведене су само за извијање око слабије осе.

Програм прво позива модул за одређивање својстава материјала на повишеним температурама. За задату врсту нерђајућег челика одређују се веза напона и дилатација у форми $\sigma_{true} - \varepsilon_{ln}^{pl}$, вредности почетног модула еластичности E_θ , и *Poisson*-овог коефицијента ν_θ , за температуре 20, 100, 200, ... , 700 и 800°C. Имплементирани су сви материјални модели наведени у овој докторској дисертацији. Модул за одређивање својстава материјала на основу одабране врсте нерђајућег челика и типа пожара одређује следећа термичка својства: топлотну проводљивост λ_a , специфичну топлоту c_a , термичку дилатацију $\Delta l/l$, коефицијент преноса топлоте конвекцијом α_c (зависан од задатог типа пожара) и емисивност ε_m , као и промену температуре ваздуха кроз време за одабрани тип пожара.

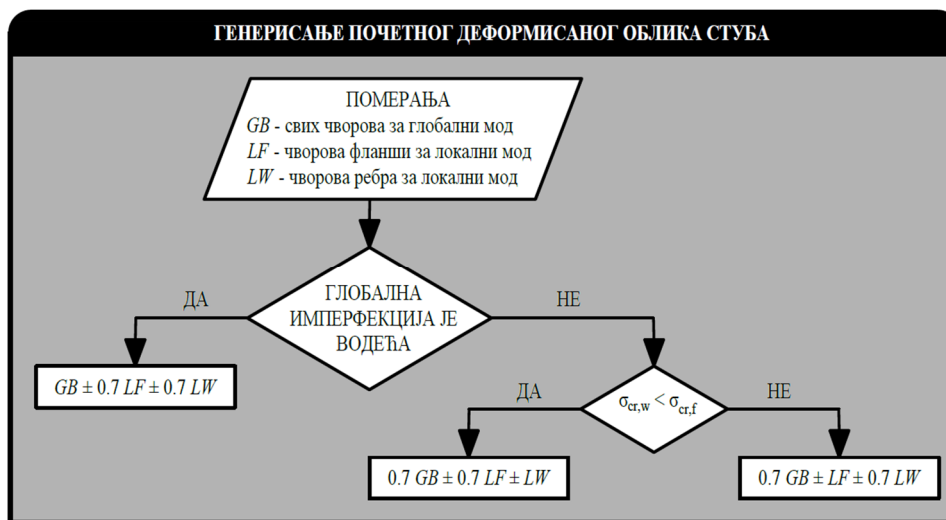
Након дефинисања улазних датотека за материјална својстава, програм почиње са формирањем модела стуба у *Abaqus*-у позивањем команди помоћу *Python interpreter*-а. У првој фази формирају се геометријски ентитети којима се придружују материјална својства чиме је формиран шаблон модел (*Master model*) који ће се касније надограђивати посебно за термичку анализу, посебно за анализу линеарне стабилности и посебно за механичку анализу према дијаграму тока приказаном на слици 3.6 и опису анализа из поглавља 3.2.2.

Како су функционалности процесорског дела програма, које су као део солвера *Abaqus*-а имплементиране уз помоћ *Python interpreter*-а, већ познате из поглавља 3.2.2, у овом

поглављу ће се пажња посветити описивању делу процесора који је испрограмиран за потребе генерисања почетног деформисаног облика стуба.

Након спроведене анализе линеарне стабилности и екстракције померања релевантних сетова чворова за све анализиране облике извијене форме, спроведено је „препознавање“ глобалног облика извијене форме око слабије и јаче осе, као и релевантног локалног облика извијене форме. „Препознавање“ релевантних облика извијене форме извршено је на основу анализе померања одређених сетова чворова. Нпр. за „препознавање“ глобалног облика извијене форме око слабије осе, критеријуми су били да за низ чворова у тежишту I пресека постоји један полу талас у правцу јаче осе, а да су померања у правцу слабије осе једнака „нули“ (довољно мала да се могу занемарити). Такође, додатни критеријум је подразумевао и да су на слободном крају једне од фланши померања једнака „нули“ (како би се обезбедило да не постоји торзиони мод у оквиру разматраног облика извијене форме). Слични критеријуми су формулисани и успешно тестирани на великом броју модела и за „препознавање“ релевантног глобалног облика извијене форме око јаче осе, као и за „препознавање“ релевантног локалног облика извијене форме.

Зависно од задатог типа водеће имперфекције, генерисан је почетни деформисани облика стуба комбиновањем померања сетова свих чворова модела за релевантан глобални облик извијене форме (GB), као и сетова чворова фланши (LF) и сетова чворова ребра (LW) за релевантан локални облик извијене форме према дијаграму тока приказаном на слици 3.7 и описаној процедури у претходном поглављу 3.2.2.



Слика 3.7 Дијаграм тока генерисања почетног деформисаног облика стуба

Вредности амплитуда глобалних и локалних имперфекција дефинисане су као умножак дела висине стуба, односно ширине фланше и висине ребра, при чему је вредност фактора којим се множи одређена димензија у програму дефинисана параметарски, што даје могућност ефикасних параметарских анализа осетљивости на величину геометријских имперфекција.

Поред геометријских имперфекција потпуно параметарски је имплементирана и расподела заосталих напона у попречном пресеку, при чему се расподелни коефицијенти и интензитети заосталих напона могу произвољно задати, што такође даје могућност ефикасне параметарске анализе осетљивости на величину и расподелу заосталих напона.

Након спровођења свих анализа, потпуно је аутоматизован извоз свих релевантних резултата. Програм аутоматски извози просечне температуре фланше, ребра и целог попречног пресека на средини висине стуба у функцији времена трајања пожара. За тежишта попречних пресека оптерећеног краја стуба у подужном и тежишта пресека на средини висине стуба у попречном правцу извозе се померања и брзине у функцији трајања пожара.

Поред нумеричких резултата аутоматски се извозе и графички прикази (енг. *contour plot*) *Mises* напона, укупних померања и брзина, еквивалентних пластичних дилатација и температура елемената за одабране временске тренутке, као и видео записи промене ових величина кроз време у 3D. Такође, контроле ради, извозе се нумерички и графички приказ задатих заосталих напона по попречном пресеку на средини висине стуба, као и облици извијене форме за све разматране својствене вредности.

Након дефинисања комплетних серија улазних података за димензије попречних пресека, домен вредности центричних сила притиска, типова нерђајућег челика, итд., кроз *while* петље спроведене су све нумеричке симулације, обрађени резултати и спроведена калибрација аналитичких израза. За један модел потребно време прорачуна варијало је између 5 и 40 min, уз просечно време трајања прорачуна од око 15 min.

После завршетка нумеричких симулација, уз помоћ трећег модула, програма за обраду резултата нумеричких симулација и калибрисање предлога за аналитичко одређивање граничне носивости, формулисан је нови предлог за одређивање граничне носивости. Функционалности трећег модула детаљније ће бити описане у поглављу 4.

3.2.4. Валидација поступка нумеричког одређивања граничне носивости

У овом поглављу ће се приказати валидација нумеричког поступка одређивања граничне носивости стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара у односу на резултате постојећих експерименталних истраживања из литературе.

За референтна експериментална истраживања усвојени су пожарни тестови спроведени на стубовима завареног I попречног пресека приказани у радовима аутора *Liu* и сарадници [60], *Xing* и сарадници [64] и *Xing* и сарадници [65].

Пожарни тестови центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика са еластично спреченим аксијалним померањима и обртањима крајева [60]

Liu и сарадници [60] спровели су експериментално истраживање на стубовима завареног I попречног пресека од аустенитног нерђајућег челика са еластично спреченим померањима крајева оптерећених центричном силом притиска при дејству пожара. Од укупно седам испитаних стубова, пет стубова имају еластично спречена аксијална померања, а два имају еластично спречена и аксијална померања и обртања оптерећеног краја. Стубови су током експеримента прво оптерећени центричном силом притиска, а затим изложени дејству пожара загревањем у специјално конструисаним пећима према стандардној пожарној кривој [9]. Експериментално су одређене карактеристике материјала, измерене амплитуде геометријских имперфекција и температуре ваздуха у пећи и вредности су дате у раду [60] и укључене су у нумеричке симулације. Еластични ослонац у аксијалном правцу и еластична ротациона опруга моделирани су помоћу *linear*

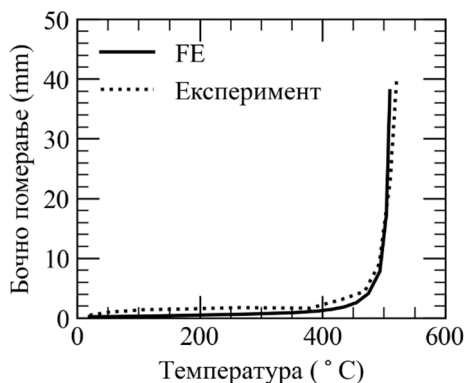
spring [48] елемената са датим вредностима крутости, 7390 kN/m и 1.88×10^4 kNm/rad, респективно. У табели 3.1 дат је упоредни преглед вредности критичне температуре одређене тестовима [60], $\theta_{cr,test}$, и помоћу нумеричке методологије примењене у овом истраживању, $\theta_{cr,FE}$. Како су сви односи $\theta_{cr,FE}/\theta_{cr,test}$ мањи од 1, нумерички одређене вредности критичне температуре су на страни сигурности. Просечна вредност односа $\theta_{cr,FE}/\theta_{cr,test}$ износи 0.944 са вредношћу коваријансе (COV) 0.0334, што потврђује добро поклапање нумеричких и експерименталних резултата уз ниску варијацију одступања.

Табела 3.1 Упоредни преглед вредности критичне температуре одређене тестовима [60], $\theta_{cr,test}$, и помоћу нумеричке методологије примењене у овом истраживању, $\theta_{cr,FE}$.

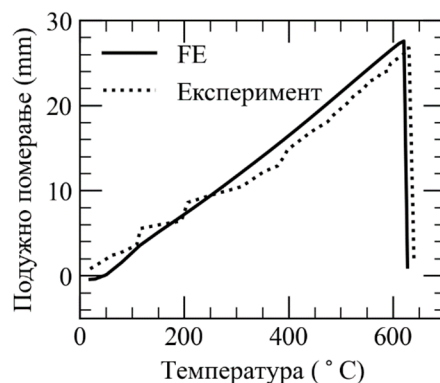
Узорак	N_{Ed} (kN)	Тип еластично спречених померања	$\theta_{cr,test}$ (°C)	$\theta_{cr,FE}$ (°C)	$\theta_{cr,FE}/\theta_{cr,test}$
Z1	55.7	аксијална	520	505	0.971
Z2	83.6	аксијална	579	545	0.941
Z3	131.6	аксијална	515	509	0.988
Z4	98.7	аксијална	583*	542	0.930
Z5	79.2	аксијална	639	621	0.972
Z6	127.2	аксијална и ротациона	578	524	0.907
Z7	105.9	аксијална и ротациона	622	559	0.900
Просек					0.944
COV					0.0334

*Како није дата вредност критичне температуре за овај узорак, температура извијања је приказана уместо ње.

На слици 3.8 дат је упоредни приказ експериментално и нумерички одређених дијаграма бочно померање-температура за узорак Z1 на средини висине стуба и подужно померање оптерећеног краја-температура за узорак Z5. Узорак Z1 је слободно ослободен стуб завареног попречног пресека I120x120x6x8 висине 2.8 m са еластично спреченим подужним померањем на оптерећеном крају. Узорак Z1 је оптерећен централном силом интензитета 55.7 kN. Узорак Z5 је са различитим попречним пресеком I150x150x6x6 и оптерећен централном силом притиска интензитета 79.2 kN.



(а) Бочно померање са порастом температуре узорка Z1



(б) Подужно померање са порастом температуре узорка Z5

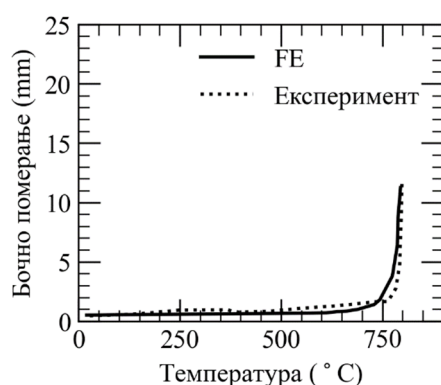
Слика 3.8 Поређење експериментално и нумерички одређених дијаграма померање-температура за узорке Z1 и Z5 [60]

Поклапање између експериментално и нумерички одређених дијаграма померање-температура за узорке Z1 и Z5 је врло добро, што потврђује да је развијена нумеричка

методологија адекватна за симулацију понашања стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара.

Пожарни тестови центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика [64]

Xing и сарадници [64] спровели су експериментално истраживање на осам стубова од аустенитног нерђајућег челика ласерски завареног I попречног пресека. Стубови су током пожарних тестова постављени унутар посебно конструисане пећи. Прво су оптерећени центричном силом притиска, а затим изложени пожарном дејству загревањем ваздуха унутар пећи према стандардној пожарној кривој [9] до лома. У нумеричке симулације укључене су карактеристике материјала на собној температури на основу приказаних резултата стандардних тестова на затезање епрувета, као и стварне глобалне и локалне геометријске имперфекције измерене на стубовима. Измерене вредности температуре ваздуха у пећи такође су укључене у нумеричке симулације. Експериментално су испитани стубови са два различита I попречна пресека и четири различита нивоа аксијалног напрезања. На слици 3.9 дат је упоредни приказ експериментално и нумерички одређеног дијаграма бочно померање-температура за узорак LC1-0.3 за тежиште пресека на средини висине стуба. Постигнуто је добро поклапање нумерички и експериментално одређених кривих.



Слика 3.9 Поређење експериментално и нумерички одређеног дијаграма бочно померање-температура за узорак LC1-0.3 [64]

Табела 3.2 Упоредни преглед вредности критичне температуре одређене тестовима [64], $\theta_{cr,test}$, и помоћу нумеричке методологије примењене у овом истраживању, $\theta_{cr,FE}$.

Узорак	N_{Ed} (kN)	$\theta_{cr,test}$ (°C)	$\theta_{cr,FE}$ (°C)	$\theta_{cr,FE}/\theta_{cr,test}$
LC1-0.5	203	676	666	0.985
LC1-0.4	160	770	725	0.942
LC1-0.3	119	799	777	0.972
LC2-0.5	110	609	619	1.016
LC2-0.4	97	654	653	0.998
LC2-0.3	68	760	733	0.964
		Просек		0.980
		COV		0.0243

Поређење експериментално и нумерички одређених критичних температура за све узорке дато је у табели 3.2. Нумерички одређене вредности критичних температура су све на страни сигурности осим за један узорак. Просечна вредност односа $\theta_{cr,FE}/\theta_{cr,test}$ износи 0.980 уз вредност коваријансе (COV) 0.0243, показују да је постигнут висок

степен поклапања нумерички и експериментално одређене критичне температуре уз мало варирање односа.

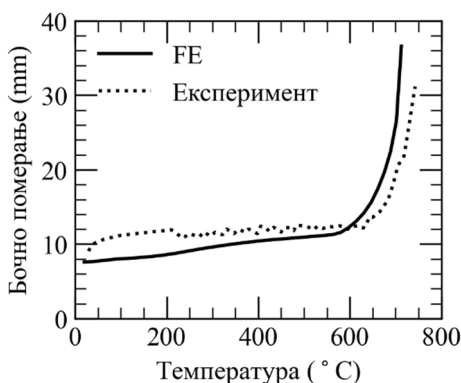
Пожарни тестови ексцентрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика [65]

Xing и сарадници [65] експериментално су испитали шест стубова ласерски завареног I попречног пресека од аустенитног нерђајућег челика. Стубови су испитани анизотермално, у посебно конструисаним пећима. Претходно је аплицирана ексцентрична сила притиска и то са две вредности ексцентрицитета, тако да је елемент оптерећен на притисак и савијање око слабије осе константним моментом по висини стуба. Експериментално одређене карактеристике материјала на собној температури, стварне вредности геометријских имперфекција и температуре ваздуха унутар пећи укључене су у нумеричке симулације. Поређење експериментално и нумерички одређених критичних температура за све узорке дато је у табели 3.3. Просечна вредност односа $\theta_{cr,FE}/\theta_{cr,test}$ износи 0.978 уз вредност коваријансе (COV) 0.0599, потврђују да је примењена нумеричка методологија адекватна за симулацију понашања стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара.

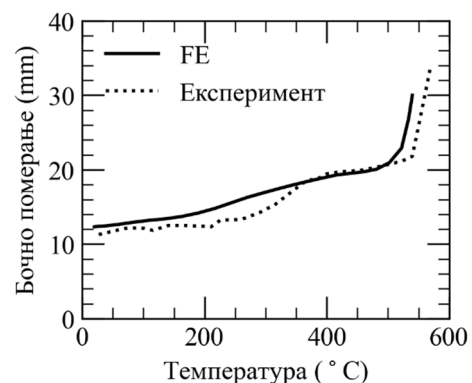
Табела 3.3 Упоредни преглед вредности критичне температуре одређене тестовима [64], $\theta_{cr,test}$, и помоћу нумеричке методологије примењене у овом истраживању, $\theta_{cr,FE}$.

Узорак	N_{Ed} (kN)	$\theta_{cr,test}$ (°C)	$\theta_{cr,FE}$ (°C)	$\theta_{cr,FE}/\theta_{cr,test}$
BC-Z10-0.6	89	540	578	1.070
BC-Z10-0.5	76	749	709	0.947
BC-Z10-0.4	60	771	753	0.977
BC-Z30-0.6	60	567	534	0.942
BC-Z30-0.5	51	637	661	1.034
BC-Z30-0.4	44	797	714	0.896
		Просек		0.978
		COV		0.0599

На слици 3.10 дато је поређење експериментално и нумерички одређених дијаграма бочно померање-температура за тежиште пресека на средини висине узорка BC-Z30-0.4 и BC-Z30-0.6. Показано је добро поклапање нумерички и експериментално одређених кривих.



(а) Бочно померање са порастом температуре узорка BC-Z30-0.4



(б) Бочно померање са порастом температуре узорка BC-Z30-0.6

Слика 3.10 Поређење експериментално и нумерички одређених дијаграма померање-температура за узорке BC-Z30-0.4 и BC-Z30-0.6 [60]

4

ПРЕДЛОГ ЗА ОДРЕЂИВАЊЕ ГРАНИЧНЕ НОСИВОСТИ

4.1. Опште

У овом поглављу описан је нови предлог према *Rajić* и *Rašeta* [4] за одређивање граничне носивости центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара.

Дат је преглед репрезентативних резултата спроведених параметарских нумеричких симулација. Укупан број спроведених нумеричких симулација је 6000 са по две комбинације имперфекција за сваки модел стуба. Међутим, након одабира само меродавних резултата од две комбинације имперфекција, 3000 резултата нумеричких симулација коришћено је у наставку. Приказан је развој и калибрација предложених израза за одређивање граничне носивости. На крају, дата је оцена прецизности и поузданости новог предлог према *Rajić* и *Rašeta* [4], као и упоредна оцена прецизности и поузданости у односу на предлоге према *EN 1993-1-2* [3] и *Kucukler* и сарадници [5].

4.2. Предлог за аналитичко одређивање граничне носивости центрично притиснутих стубова при дејству пожара

У овом поглављу приказан је нови предлог према *Rajić* и *Rašeta* [4] за одређивање граничне носивости центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара. Предлог је калибрисан у односу на резултате нумеричких анализа добијених користећи приказану методологију нумеричког прорачуна граничне носивости стубова при дејству пожара.

Недостаци правила за одређивање граничне носивости према *EN 1993-1-2* [3] и нумеричке методологије одређивања граничне носивости на основу чијих резултата је дефинисан предлог *Kucukler* и сарадници [5] су већ раније поменути. Велико расипање резултата, односно максималне и минималне вредности количника граничне носивости одређене нумеричким путем и помоћу предложених израза, износе 1.51 и 0.87 према предлогу *Kucukler* и сарадници [5], 1.74 и 0.57 према *EN 1993-1-2* [3] и 1.82 и 0.99 према предлогу *Lopes* и сарадници [46], сугерише да је потребно укључити нове утицајне факторе на страни израза за одређивање граничне носивости како би се смањило расипање резултата. Треба напоменути да су ови резултати евалуације прецизности приказани у *Kucukler* и сарадници [5] и спроведени су у односу на нумерички одређене граничне носивости према методологији приказаној у том раду.

4.2.1. Нови утицајни фактори

У овом истраживању нови утицајни параметри имплементирани су у изразе за одређивање граничне носивости центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара користећи резултате опширних параметарских нумеричких анализа. Како су у резултатима нумеричких анализа садржани ефекти историје оптерећења, стуб је прво оптерећен, а затим загрејан сагласно стандардној пожарној кривој [9] до лома, ове ефекте је потребно укључити и на страни израза за одређивање граничне носивости.

Анализирана су два утицајна фактора, однос површине фланше и ребра A_f/A_w и однос дебљине лимова фланше и ребра t_f/t_w , пошто изрази дати у *EN 1993-1-2* [3] за два стуба од истог материјала, исте дужине и истих момената инерције око слабије осе и површине попречног пресека дају исту вредност граничне носивости. *EN 1993-1-2* [3] не прави разлику између стубова са попречним пресецима са истом површином и моментом инерције око слабије осе али са различитим односима A_f/A_w и t_f/t_w . Различити односи дебљине лимова фланше и ребра утичу на однос између температура фланше и ребра при дејству пожара, а самим тим и на степен деградације механичких карактеристика тих лимова, док различити односи површине фланше и ребра A_f/A_w утичу на однос површина захваћених различитим степеном деградације механичких карактеристика.

Стога ће у овом истраживању средиште бити на анализи утицаја различитих односа A_f/A_w и t_f/t_w на одређивање граничне носивости са укљученим ефектима историје оптерећења, калибрацијом израза за коефицијент редукације.

4.2.2. Формулација новог предлога за одређивање граничне носивости

Нови предлог заснива се на референтној чврстоћи $f_{2,\theta}$ којој одговара трајна пластична дилатација 2% за све класе попречних пресека. Ово је компатибилно са новим предлозима за одређивање граничне носивости стубова од угљеничног челика при дејству пожара, јер примена две различите референтне чврстоће за различите класе попречних пресека води ка мањој прецизности предикције носивости [51,76]. Следећи изрази предлажу се за одређивање граничне носивости:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за компактне пресеке} \quad 4.1$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff} k_{2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{за витке пресеке}$$

Коефицијент редуције за флексионо извијање стубова на повишеној температури се рачуна као:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\gamma \phi_{\theta} + \sqrt{\phi_{\theta}^2 - \beta \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad \text{где је} \quad \phi_{\theta} = 0.5 [1 + \alpha \bar{\lambda}_{\theta} / \xi_{\theta} + \beta \bar{\lambda}_{\theta}^2] \quad 4.2$$

где је α фактор имперфекције, β и γ су помоћни коефицијенти, $\xi_{\theta} = \sqrt{k_{2,\theta} / k_{E,\theta}}$ је коренски однос фактора редуције чврстоће и модула еластичности и $\bar{\lambda}_{\theta}$ релативна виткост на температури θ одређена помоћу следећих израза:

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \frac{\sqrt{A f_y}}{\sqrt{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \bar{\lambda} \xi_{\theta} \quad \text{за компактне пресеке} \quad 4.3$$

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \frac{\sqrt{A_{eff} f_y}}{\sqrt{N_{cr}}} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \bar{\lambda} \xi_{\theta} \quad \text{за витке пресеке}$$

Подела пресека на компактне и витке, уместо концепта у *EN 1993-1-1* и *EN 1993-1-5* [36,45] где су пресеци подељени на четири класе 1, 2, 3 и 4, усвојена је према препорукама *Xing* и сарадници [32]. Ефективне карактеристике пресека се рачунају редуцијом ширине разматраног лима коефицијентом редуције $b_{eff} = \rho \cdot b$. Изрази за прорачун коефицијента редуције ρ унутрашњих елемената од аустенитног нерђајућег челика су:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.4$$

$$\rho = \frac{0.54}{(\bar{\lambda}_{p,\theta} / \sqrt{\xi_{\theta}})^{0.75}} - \frac{0.015(3 + \psi)}{(\bar{\lambda}_{p,\theta} / \sqrt{\xi_{\theta}})^{1.5}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.5$$

где је $\xi_{\theta} = \sqrt{k_{2,\theta} / k_{E,\theta}}$ и

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = (0.27 + \sqrt{0.0279 - 0.015\psi})^{1.33} \sqrt{\xi_{\theta}} \quad 4.6$$

Изрази за прорачун коефицијента редуције ρ унутрашњих елемената од дуплекс и феритног нерђајућег челика су:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.7$$

$$\rho = \frac{0.6}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{0.75}} - \frac{0.015(3 + \psi)}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{1.5}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.8$$

где је

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = (0.30 + \sqrt{0.045 - 0.015\psi})^{1.33} \sqrt{\xi_\theta} \quad 4.9$$

Изрази за прорачун коефицијента редуције ρ конзолних елемената од аустенитног нерђајућег челика су:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.10$$

$$\rho = \frac{0.6}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{0.6}} - \frac{0.075}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{1.2}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.11$$

где је

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = 0.237\sqrt{\xi_\theta} \quad 4.12$$

Изрази за прорачун коефицијента редуције ρ конзолних елемената од дуплекс и феритног нерђајућег челика су:

$$\rho = 1 \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} \leq \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.13$$

$$\rho = \frac{0.67}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{0.6}} - \frac{0.075}{(\bar{\lambda}_{p,\theta}/\sqrt{\xi_\theta})^{1.2}} \quad \text{за } \bar{\lambda}_{p,\theta} > \bar{\lambda}_{p0,\theta} \quad 4.14$$

где је

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta} = 0.344\sqrt{\xi_\theta} \quad 4.15$$

Релативна виткост плоче на температури θ , $\bar{\lambda}_{p,\theta}$ рачуна се према:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta} = \xi_\theta \bar{\lambda}_p \quad \text{где је} \quad \xi_\theta = \sqrt{k_{2,\theta}/k_{E,\theta}} \quad \text{и} \quad \bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{0.2}}{\sigma_{cr}}} = \frac{b/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad 4.16$$

где је k_σ коефицијент који зависи од начина напрезања и контурних услова плоче, $\varepsilon = \sqrt{(235/f_y)(E/210000)}$ материјални фактор на собној температури, $f_{0.2}$ конвенционална граница развлачења, а σ_{cr} је критични напон при избочавању који се рачуна као:

$$\sigma_{cr} = k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad 4.17$$

где су b и t ширина и дебљина разматраног лима, респективно и где је k_σ коефицијент који зависи од начина напрезања и контурних услова плоче према *EN 1993-1-5* [45].

У изразима 4.5, 4.6, 4.8 и 4.9, ψ је однос између напона на ивицама лима према *EN 1993-1-5* [45] и $\bar{\lambda}_{p0,\theta}$ је гранична релативна виткост лима.

Уколико је релативна виткост свих лимова који чине попречни пресек, $\bar{\lambda}_{p,\theta}$ мања од граничне вредности за сваки разматрани лим, $\bar{\lambda}_{p0,\theta}$, попречни пресек се класификује као компактан, а ако је релативна виткост макар једног лима већа од граничне вредности за сваки разматрани лим, $\bar{\lambda}_{p0,\theta}$, попречни пресек се класификује као витак. Уколико је попречни пресек класификован као витак, тада се ефективне карактеристике попречног пресека рачунају са редукованим ширинама лимова, редукованим коефицијентима редуције према горе датим изразима.

На сликама од 4.3 до 4.5 приказане су класе стандардних I пресека (*HD*, *HE*, *IPE*, *IPN*, *UB* и *UC*; слика 4.1), приказаних у координатном систему $A_f/A_w - t_f/t_w$, од аустенитног, дуплекс и феритног нерђајућег челика са променом температуре према *Xing* и сарадници [32] који је усвојен и у овом предлогу.

4.2.3. Калибрација нових израза за граничну носивост

Калибрација новог предлога за одређивање коефицијента редукције за флексионо извијање центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара, према изразу 4.2, подразумева калибрисање вредности коефицијената α , β и γ . Две групе стубова са различитим попречним пресецима су формиране за потребе калибрације, група А и група Б. Резултати нумеричких анализа стубова са попречним пресецима групе А коришћени су за калибрацију коефицијената α и β , а резултати нумеричких анализа стубова са попречним пресецима из обе групе А и Б су коришћени за калибрацију коефицијента γ .

Табела 4.1 Преглед попречних пресека групе А коришћених у параметарским нумеричким анализама

Пресек	A (cm ²)	I_z (cm ⁴)	b (mm)	h (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	$A_f/A_w(-)$	$t_f/t_w(-)$
I-11	54.0	445	110	128	20	10.0	4.4	2.0
I-12	54.0	445	110	119	20	11.1	4.4	1.8
I-13	54.0	445	110	110	20	12.5	4.4	1.6
I-14	54.0	445	110	102	20	14.3	4.4	1.4
I-15	54.0	445	110	92	20	16.7	4.4	1.2
I-31	57.7	446	110	165	20	10.0	3.2	2.0
I-32	57.7	446	110	152	20	11.1	3.2	1.8
I-33	57.7	446	110	140	20	12.5	3.2	1.6
I-34	57.7	446	110	128	20	14.3	3.2	1.4
I-35	57.7	446	110	115	20	16.7	3.2	1.2
I-51	66.0	446	110	248	20	10.0	2.0	2.0
I-52	66.0	446	110	227	20	11.1	2.0	1.8
I-53	66.0	446	110	206	20	12.5	2.0	1.6
I-54	66.0	446	110	186	20	14.3	2.0	1.4
I-55	66.0	446	110	165	20	16.7	2.0	1.2

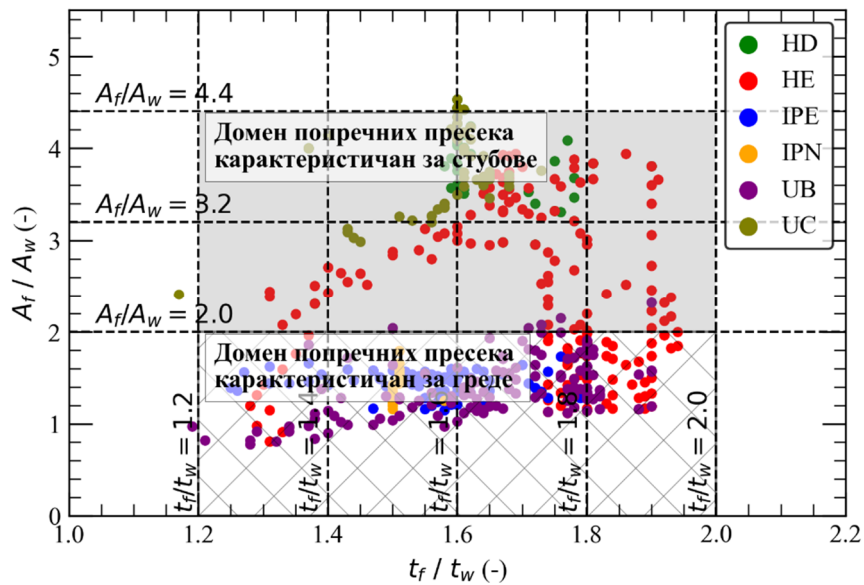
Попречни пресеци групе А су генерисани на основу референтног компактног I попречног пресека *HEM 100* мењајући његову ширину и висину, формирајући три серије попречних пресека у оквиру групе тако да се обухвате односи површине фланше и ребра A_f/A_w са вредностима 2.0, 3.2 и 4.4, за прву, другу и трећу серију, респективно. За попречне пресеке у све три серије дебљина фланше је константна и износи $t_f = 20$ mm, док је дебљина ребра варирана тако да су обухваћени односи дебљина лимова фланше и ребра t_f/t_w , 1.2, 1.4, 1.6, 1.8 и 2.0. Укупан број анализираних пресека у оквиру групе А је 15. У табели 4.1 дат је преглед разматраних попречних пресека групе А. Домен вредности односа $A_f/A_w \in [2.0, 4.4]$ и $t_f/t_w \in [1.2, 2.0]$ за потребе калибрације изабран је на основу домена карактеристичног за стандардне I попречне пресеке према слици 4.1. Домен који је одабран покрива све I попречне пресеке типа *HD*, *UC* и већину *HE* попречних пресека према *EN 10365* [77]. Треба напоменути да приказани домени односа

A_f/A_w и t_f/t_w представљају домен за калибрацију вредности коефицијената α и β , а да се за пресеке ван тог домена коефицијенти могу одредити линеарном екстраполацијом.

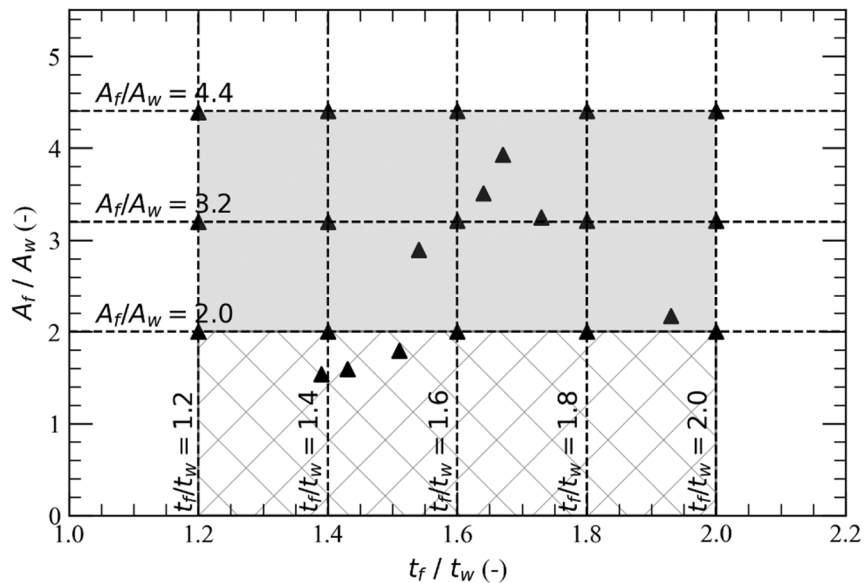
Групу Б чини 10 стандардних I попречних пресека: *HEB 300*, *HEC 160*, *HEA 200*, *HEM 100*, *HEB 550*, *HEAA 100*, *HEM 180*, *IPN 80*, *IPE 100* и *IPE 200*. Попречни пресеци групе Б обухватају и компактне и витке попречне пресеке [32]. У табели 4.2 дат је преглед карактеристика I попречних пресека групе Б. На слици 4.2 дат је приказ I попречних пресека група А и Б у координатном систему $A_f/A_w - t_f/t_w$.

Табела 4.2 Преглед карактеристика попречних пресека групе Б

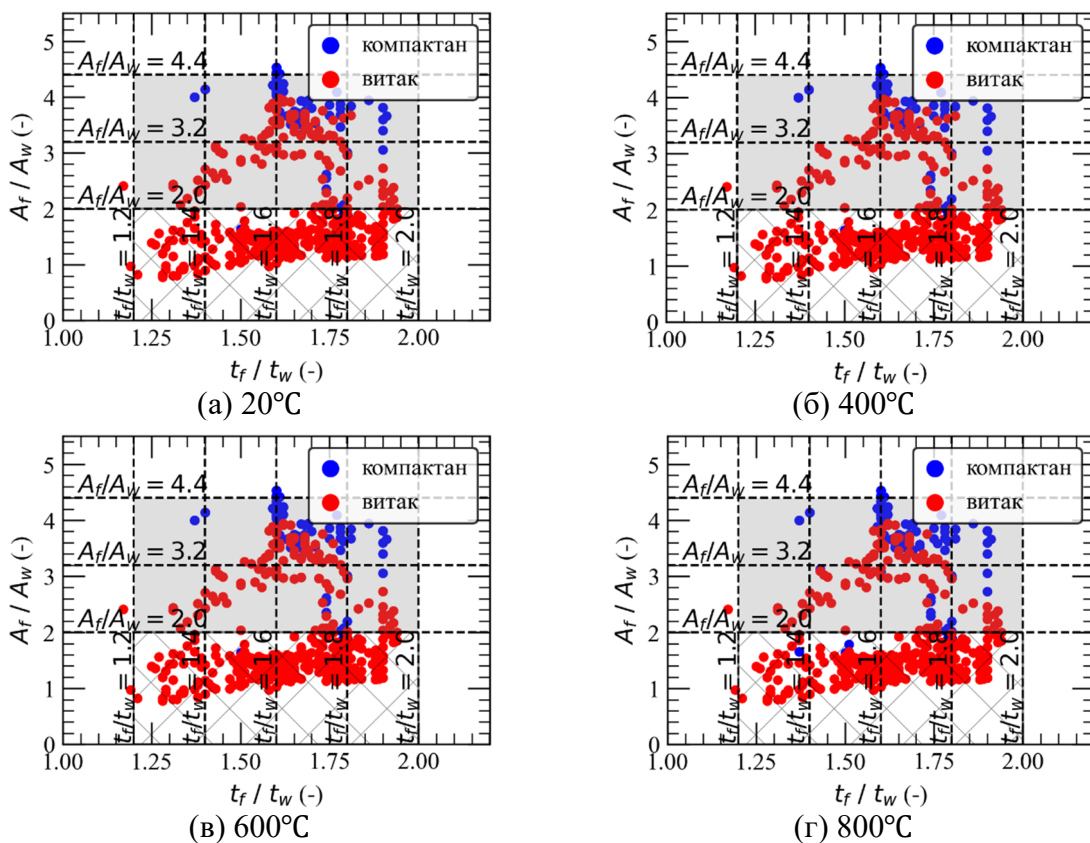
	A_f/A_w	t_f/t_w	t_f (mm)	c_f/t_f	c_w/t_w	h/b
Минимум	1.48	1.31	5.5	1.75	4.67	0.91
Максимум	3.93	1.93	29	7.88	29.20	2.00



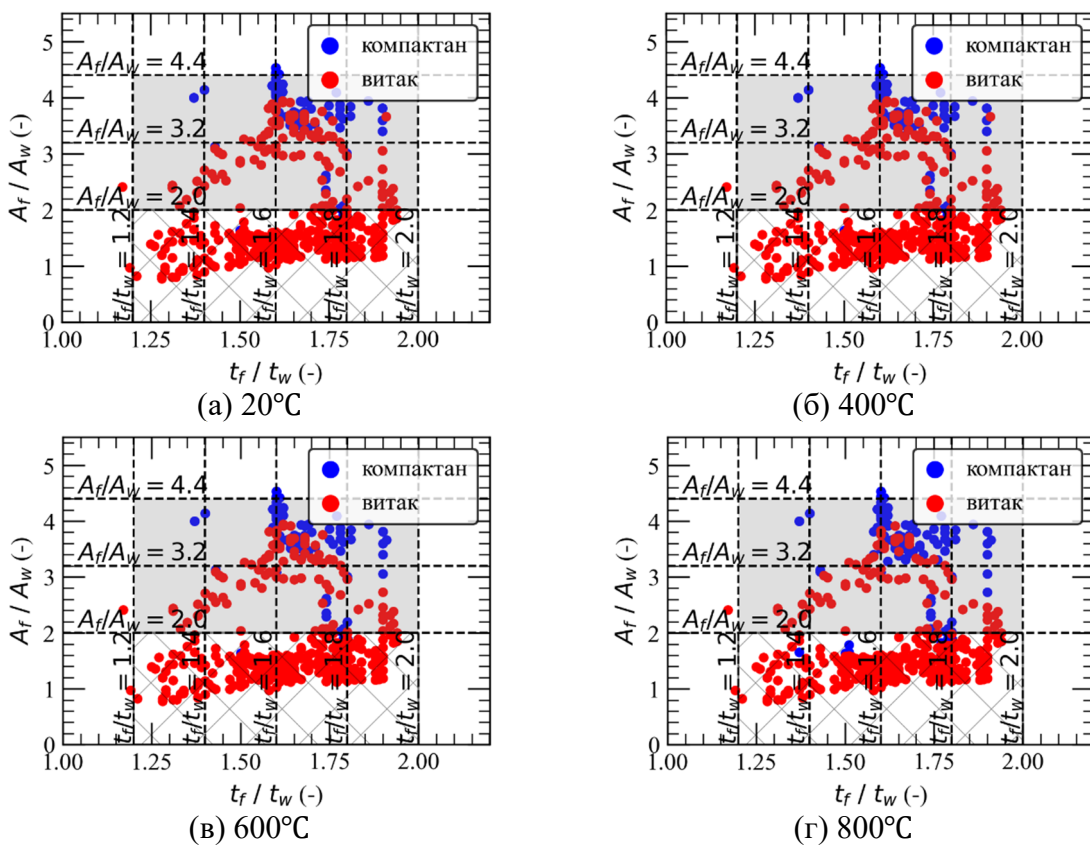
Слика 4.1 Типични домени односа A_f/A_w и t_f/t_w стандардних I попречних пресека карактеристични за стубове и за греде



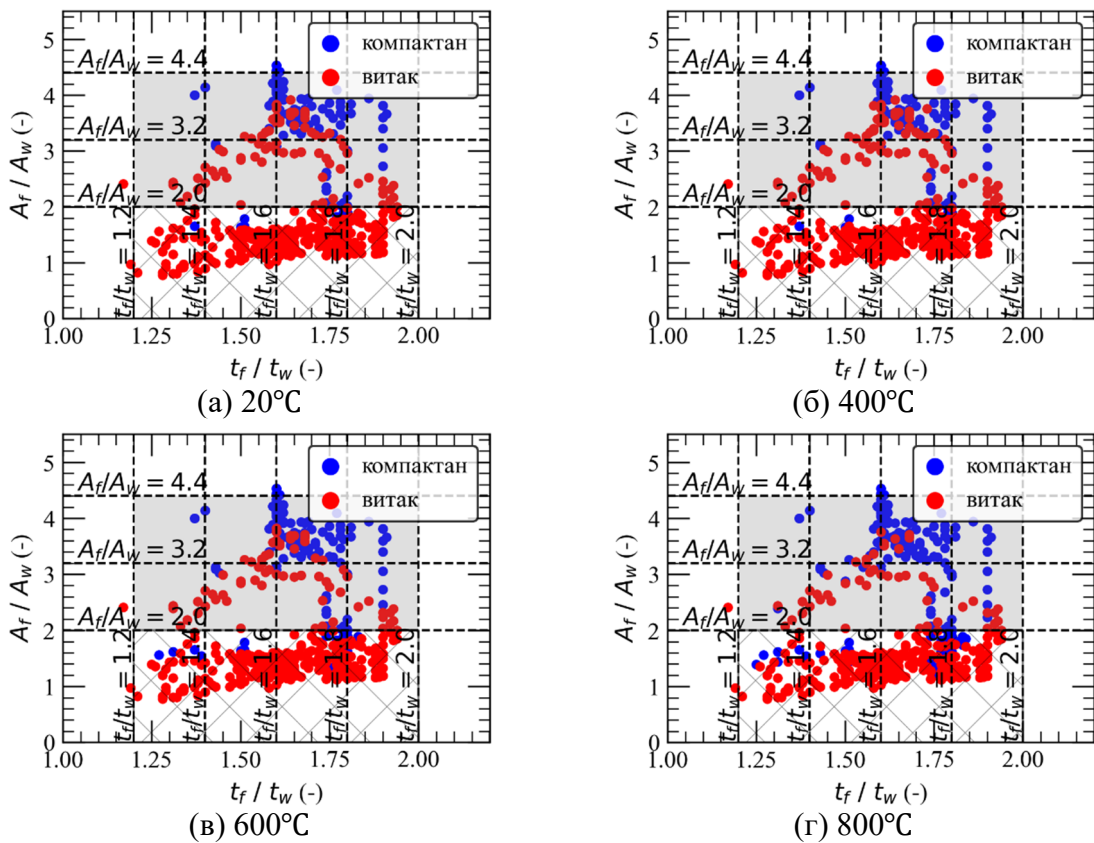
Слика 4.2 I попречни пресеци сетова А и Б



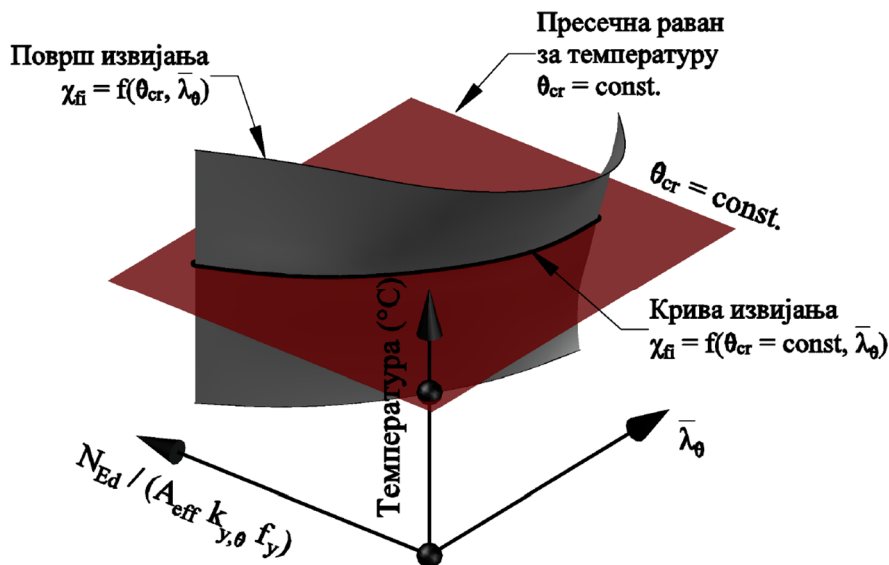
Слика 4.3 Класе стандардних I пресека од аустенитног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према [32]



Слика 4.4 Класе стандардних I пресека од дуплекс челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према [32]



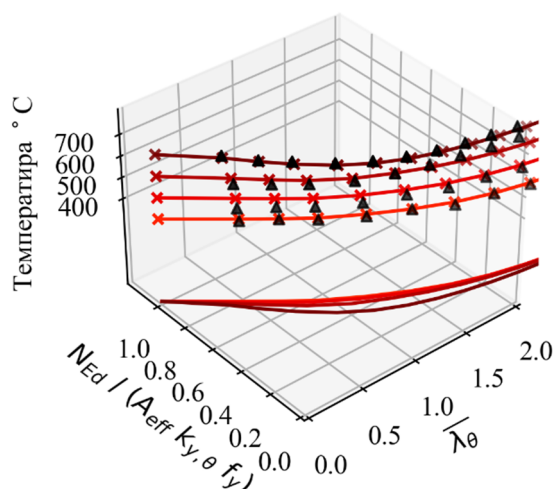
Слика 4.5 Класе стандардних I пресека од феритног челика за (а) собну и критичне температуре: (б) 400°C, (в) 600°C и (г) 800°C према [32]



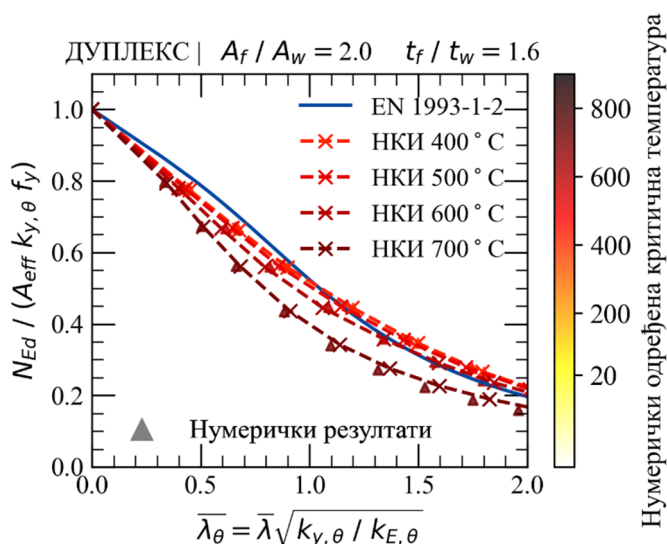
Слика 4.6 Методологија одређивања кривих извијања за дефинисану критичну температуру θ_{cr}

На сликама од 4.3 до 4.5 приказане су класе стандардних I пресека (*HD*, *HE*, *IPE*, *IPN*, *UB* и *UC*; слика 4.1), приказаних у координатном систему $A_f/A_w - t_f/t_w$, од аустенитног, дуплекс и феритног нерђајућег челика са променом температуре према [3]. Класе пресека са порастом температуре начелно остају исте или прелазе из витке у компактну категорију, у поређењу са класификацијом према *EN 1993-1-1* и *EN 1993-1-5* [36,45] и

EN 1993-1-2 [3] где са порастом температуре значајно већи број пресека прелази у ниже категорије (4→3→2→1).



(а) Нумерички резултати у 3D простору ($\bar{\lambda}_\theta - \chi_{fi} - \theta_{cr}$) за дефинисање површи извијања и нумерички одређене криве извијања пресеком са хоризонталним равнима за критичне температуре 400, 500, 600 и 700°C



(б) Нумерички одређене криве извијања (НКИ) за критичне температуре 400, 500, 600 и 700°C и крива извијања према EN-1993-1-2 [3]

Слика 4.7 Нумеричко одређивање фамилије кривих извијања за попречни пресек I-53 од дуплекс нерђајућег челика за температуре 400, 500, 600 и 700°C

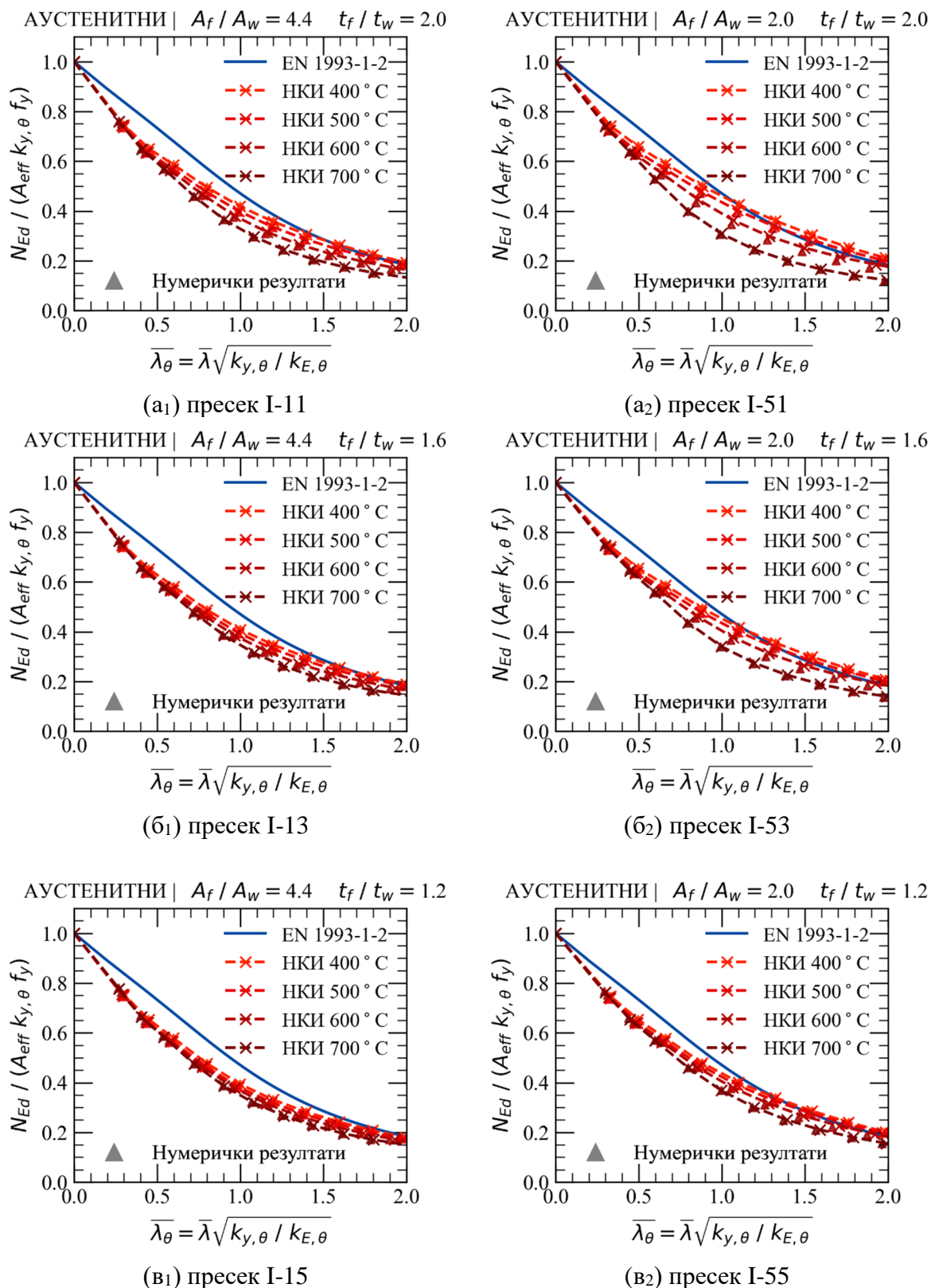
Генерисане су серије стубова са сваком од попречних пресека варирајући дужине тако да се релативна виткост на повишеној температури $\bar{\lambda}_\theta$ креће у распону од 0.3 до 2.0. На сваки стуб аплицирана је серија центричних сила притиска са интензитетом таквим да се критичне температуре крећу између сса. 400 и сса. 700°C за аустенитне и дуплекс нерђајуће челике и између сса. 400 и сса. 600°C за феритне нерђајуће челике.

Са тако генерисаном геометријом и дефинисаним оптерећењем, користећи нумеричку методологију приказану у поглављу 3.2, одређена је критична температура сваког стуба из сетова А и Б. За сваки од попречних пресека формиране су површи извијања помоћу серије тачака које представљају резултате нумеричких анализа (критичних температура,

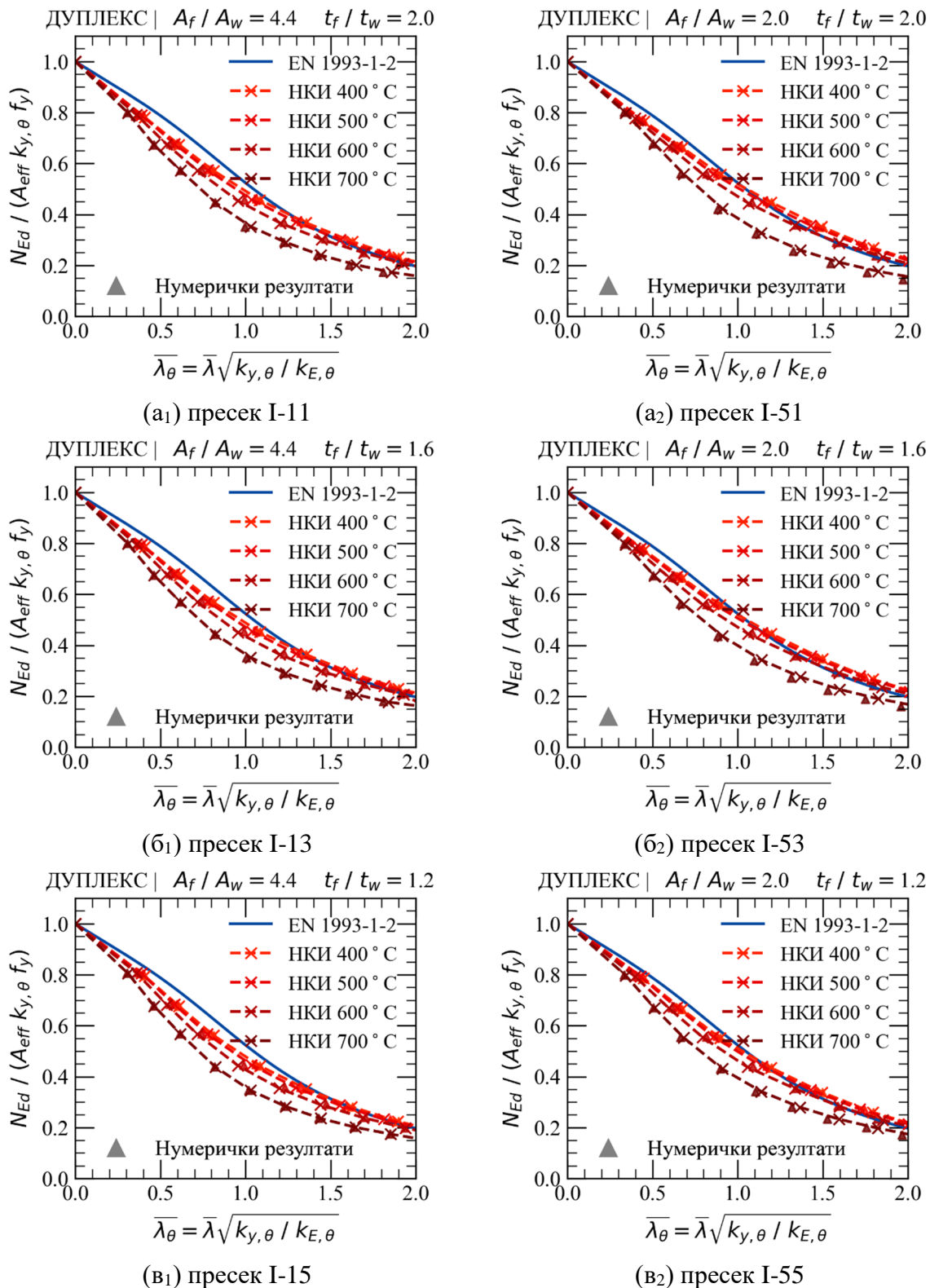
за одговарајућу релативну виткост и коефицијент редукације сагласно геометрији стуба и интензитету силе притиска) у 3D простору, релативна виткост на повишеној температури $\bar{\lambda}_\theta$ - коефицијент редукације за флексионо извијање при дејству пожара χ_{fi} - критична температура θ_{cr} ($\bar{\lambda}_\theta - \chi_{fi} - \theta_{cr}$). На слици 4.6 приказана је методологија одређивања криве извијања за дефинисану критичну температуру, $\theta_{cr} = const.$, *i.e.* $\chi_{fi} = f(\theta_{cr} = const., \bar{\lambda}_\theta)$. Површ извијања одређена за сваки попречни пресек $\chi_{fi} = f(\theta_{cr}, \bar{\lambda}_\theta)$, пресечена је хоризонталном равни за дефинисану вредност критичне температуре $\theta_{cr} = const.$ (400, 500, 600 и 700°C за аустенитни и дуплекс нерђајући челик и 400, 500, 550 и 600°C за феритни нерђајући челик, респективно) и пројектована на раван $\bar{\lambda}_\theta - \chi_{fi}$, при чему је добијена фамилија кривих извијања за сваки од пресека и све релевантне критичне температуре. На слици 4.7 дат је приказ нумеричког одређивања кривих извијања за попречни пресек I-53 од дуплекс нерђајућег челика за температуре 400, 500, 600 и 700°C предложеном методологијом са слике 4.6.

На сликама од 4.8 до 4.10 дате су нумерички одређене криве извијања за пресеке I-11, I-51, I-13, I-53, I-15 и I-55 из сета А за аустенитне, дуплекс и феритне нерђајуће челике за релевантне вредности критичних температура. Са слика се види да се за стубове од аустенитног, дуплекс и феритног нерђајућег челика (знатно израженије за аустенитне челике) са смањењем односа t_f/t_w криве извијања за релевантне вредности критичне температуре међусобно приближавају. Односно, понашање стубова је квалитативно сличније за различите вредности критичне температуре са смањењем односа t_f/t_w (површ извијања је вертикалнија). Такође, са повећањем односа A_f/A_w криве извијања за релевантне вредности критичне температуре међусобно се приближавају, односно површ извијања је вертикалнија. Два гранична случаја су пресеци I-51 ($A_f/A_w = 2.0$ и $t_f/t_w = 2.0$) и I-15 ($A_f/A_w = 4.4$ и $t_f/t_w = 1.2$). Код пресека I-51 површ извијања је знатно већег нагиба него код пресека I-15. Код пресека од феритног нерђајућег челика површ извијања је вертикална за подручје високе релативне виткости ($1.1 \leq \bar{\lambda}_\theta$)

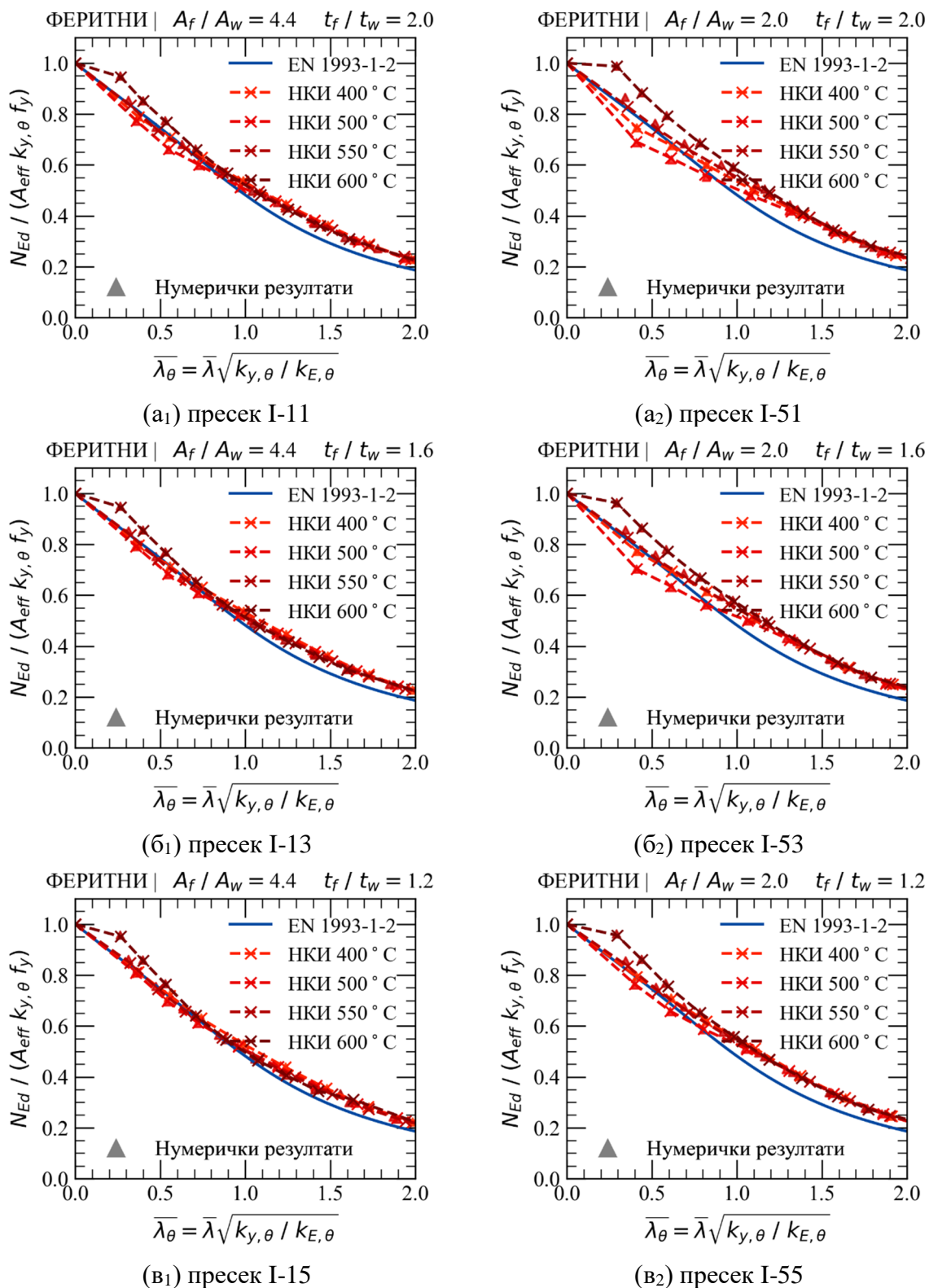
EN 1993-1-2 [3] даје једну криву извијања за све вредности критичних температура (површ извијања је вертикална). Крива извијања према *EN 1993-1-2* није на страни сигурности за све вредности критичних температура за аустенитне и дуплекс нерђајуће челике, са изузетком за веће вредности релативне виткости за одређене односе A_f/A_w и t_f/t_w . За феритне нерђајуће челике крива према *EN 1993-1-2* је на страни сигурности за већину пресека у подручју средње ($0.5 \leq \bar{\lambda}_\theta < 1.1$) и високе релативне виткости, док је у подручју ниске релативне виткости ($\bar{\lambda}_\theta < 0.5$) крива извијања према *EN 1993-1-2* на страни сигурности за критичне температуре мање од 600°C. Крива извијања према *EN 1993-1-2* и према приказаном предлогу за пресек I-15 ($A_f/A_w = 4.4$ и $t_f/t_w = 1.2$) су врло сличне (са изузетком криве за критичну температуру 600°C у подручју ниске и средње релативне виткости). Сличности криве према *EN 1993-1-2* и према приказаном предлогу за феритне нерђајуће челике за пресек I-15 (одговара комбинацији односа A_f/A_w и t_f/t_w за који је површ извијања према приказаном предлогу најприближнија вертикали) леже у теоријској позадини предлога према *EN 1993-1-2*, који је формулисан на основу предлога за угљеничне челике (угљенични и феритни нерђајући челици управо показују највеће сличности и на материјалном новоу; видети $\sigma - \varepsilon$ дијаграме, поглавље 2.5).



Слика 4.8 Нумерички одређене фамилије кривих извијања (НКИ) за попречне пресеке I-11, I-51, I-13, I-53, I-15 и I-55 од аустенитног нерђајућег челика према предложеној методологији са слике 3.14



Слика 4.9 Нумерички одређене фамилије кривих извијања (НКИ) за попречне пресеке I-11, I-51, I-13, I-53, I-15 и I-55 од дуплекс нерђајућег челика према предложеној методологији са слике 3.14



Слика 4.10 Нумерички одређене фамилије кривих извијања (НКИ) за попречне пресеке I-11, I-51, I-13, I-53, I-15 и I-55 од феритног нерђајућег челика према предложеној методологији са слике 3.14

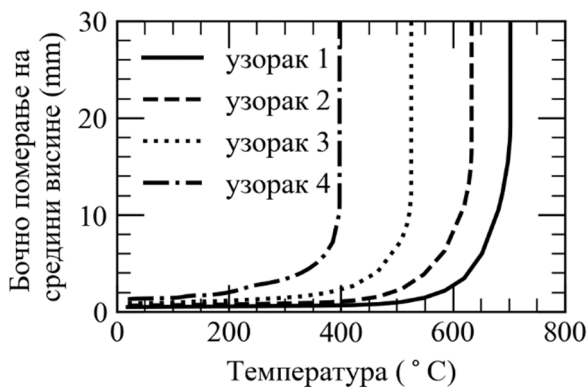
У наставку ће се дати детаљнији увид у резултате нумеричких симулација одабраних модела. Репрезентативни модели су одабрани тако да се резултатима прикаже понашање стубова за сва три типа нерђајућих челика, као и да се обухвате и глобални и спрегнути локално-глобални вид лома (ни код једног модела није реализован чисто локални вид лома). Одабрани су стубови I-11, HEA 200 и IPE 200 попречног пресека од сва три типа нерђајућих челика (аустенитни, дуплекс и феритни) оптерећени са 4 различита нивоа центричне силе притиска (узорци 1-4), што даје 4 различите вредности критичне температуре. Приказани резултати ће се груписати у три сета, према попречним пресецима, I-11, HEA 200 и IPE 200.

На слици 4.11 приказано је бочно померање тежишта попречног пресека на средини висине стубова пресека I-11 средње релативне виткости ($\bar{\lambda}_\theta \cong 0.8$) оптерећених са четири различита нивоа центричне силе притиска и развој просечне температуре кроз време за читав попречни пресек, за фланше и за ребро на средини висине стуба, за сва три типа нерђајућих челика. Водећа имперфекција за све стубове је била глобална имперфекција (GB). Сви стубови су доживели квалитативно исти, глобални флексион, вид лома око слабије осе, као што је приказано на слици 4.14(a) за узорак 4 попречног пресека I-11 од аустенитног нерђајућег челика. Пластичне дилатације се прво јављају у фланшама и ребру, а затим се убрзано развијају у фланшама око средине висине при лому. Разлика између просечних температура фланше и ребра при лому је 57°C за узорак 1 и 121°C за узорак 4, респективно. Са слика 4.11(a₁), (b₁) и (v₁) јасна је разлика у дуктилности лома између стубова од аустенитног, дуплекс и феритног челика, респективно. Код стубова од аустенитног челика, а израженије за више вредности критичне температуре (нижи ниво аксијалног напрезања), лом није изражено крт-тренутан, већ са порастом температуре тангента на криву бочно померање-температура постепено добија вертикалан правац све до лома; достизање граничног стања има дуктилну компоненту. Код стубова од дуплекс челика, компонента дуктилности при лому је мање изражена, док је код стубова од феритног челика лом изражено крт за све вредности критичне температуре. Наведени закључци одговарају и разликама у дуктилности на нивоу материјала; са дијаграма $\sigma - \varepsilon$ (слика 3.2) јасно је да аустенитни челици поседују највећу дуктилност, затим дуплекс, а да феритни имају најмање дуктилну $\sigma - \varepsilon$ везу.

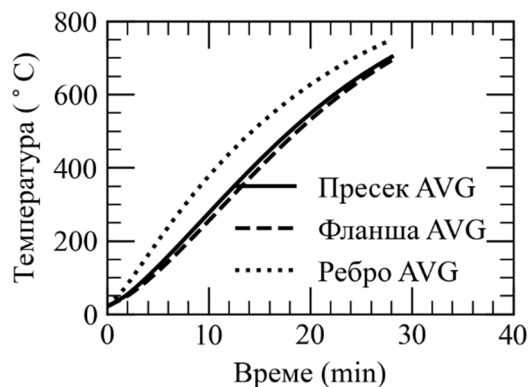
На сликама 4.12 и 4.13 приказано је подужно померање стубова пресека HEA 200 и брзина у подужном правцу стубова пресека IPE 200 на оптерећеном крају, респективно. Серије стубова оба пресека одабране су тако да одговарају подручју ниске релативне виткости ($\bar{\lambda}_\theta \cong 0.3$). Водећа имперфекција за стубове пресека HEA 200 била је локална имперфекција фланши (LF), док је за стубове пресека IPE 200 била локална имперфекција ребра (LW). Серије стубова оба пресека доживеле су спрегнути локално-глобални вид лома, приказан на сликама 4.14(b) и 4.14(v) за узорак 1 пресека HEA 200 од дуплекс челика и узорак 4 пресека IPE 200 од феритног челика, респективно. Разлика између просечних температура фланше и ребра за узорке 1 и 4 износе 66°C и 164°C за дуплекс HEA 200 пресеке, а 83°C и 121°C за феритне IPE 200 пресеке.

Са дијаграма подужно померање-температура (слика 4.12) могу се очитати температуре извијања (енгл. *buckling temperature*) и критична температура (енгл. *critical temperature*). Приликом загревања стуб повећава дужину, све до одређене максималне вредности, када због губитка стабилности почиње да се смањује дужина стуба. Температура у тренутку

када стуб престане да повећава своју дужину и почне да се скраћује је температура извијања. Лом стуба се дешава када се подужно померање краја врати на иницијалну вредност која одговара померању услед оптерећења на собној температури [60].

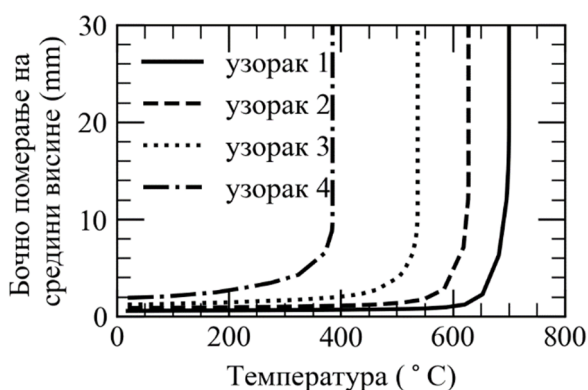


(a₁) Бочно померање-температура за узорке 1, 2, 3 и 4

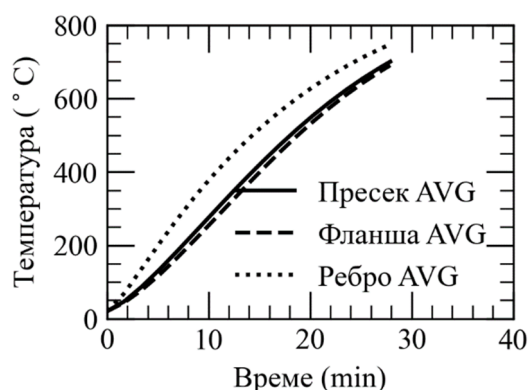


(a₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(а) Аустенитни нерђајући челик

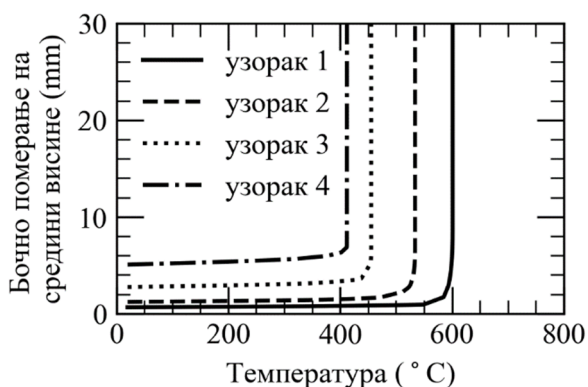


(б₁) Бочно померање-температура за узорке 1, 2, 3 и 4

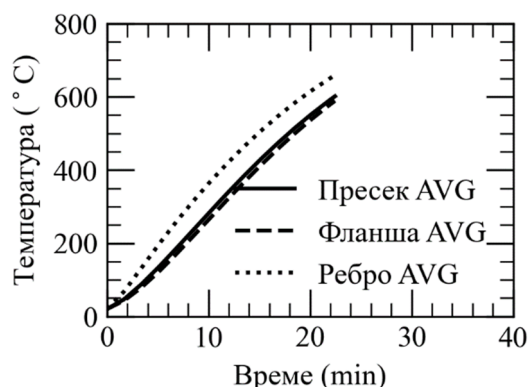


(б₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(б) Дуплекс нерђајући челик



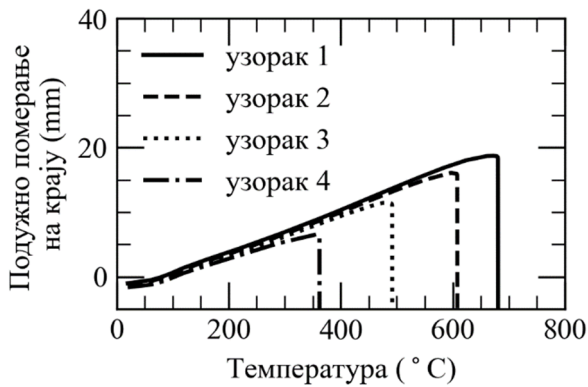
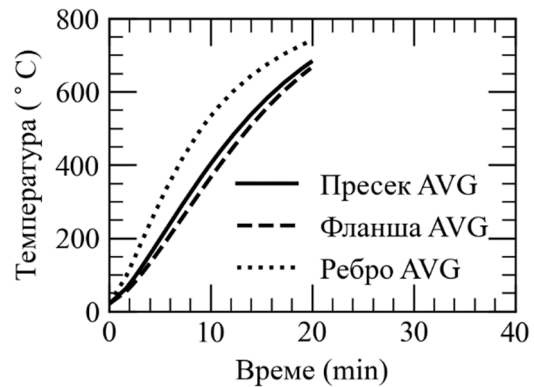
(в₁) Бочно померање-температура за узорке 1, 2, 3 и 4



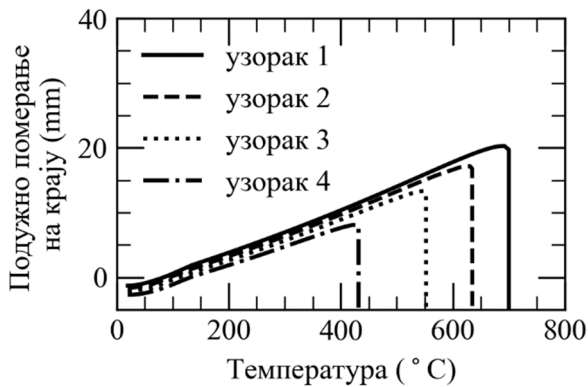
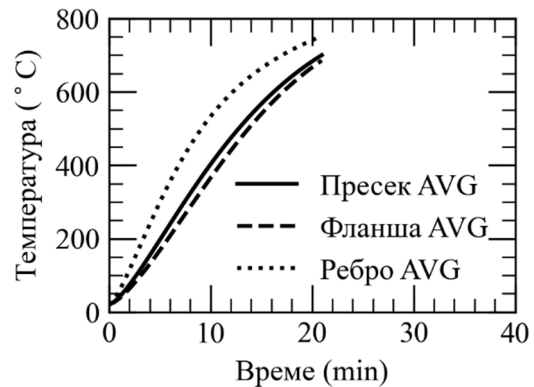
(в₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(в) Феритни нерђајући челик

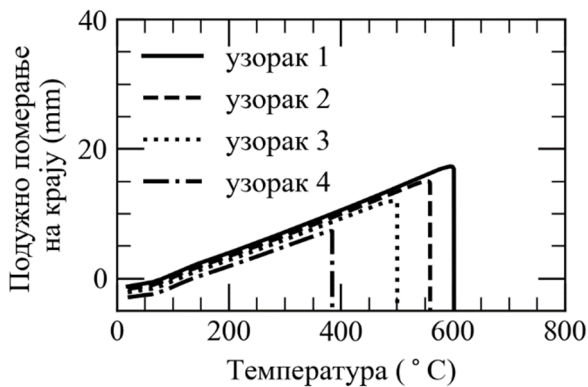
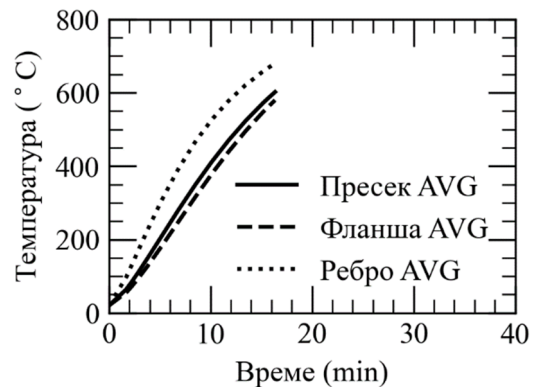
Слика 4.11 Упоредни приказ криве бочно померање-температура и развој температуре кроз време за стубове пресека I-11 од (а) аустенитног, (б) дуплекс и (в) феритног челика за 4 различита нивоа центричне силе притиска

(a₁) Бочно померање vs температура за узорке 1, 2, 3 и 4(a₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(а) Аустенитни нерђајући челик

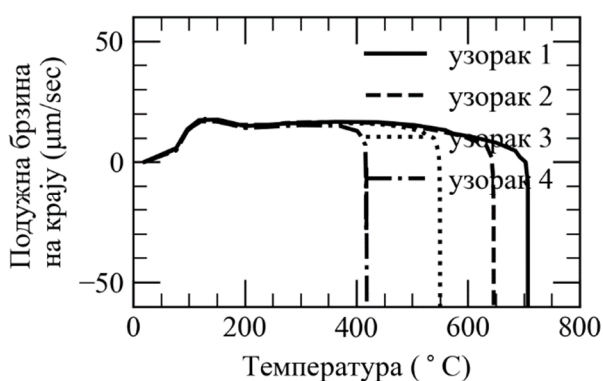
(б₁) Бочно померање vs температура за узорке 1, 2, 3 и 4(б₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(б) Дуплекс нерђајући челик

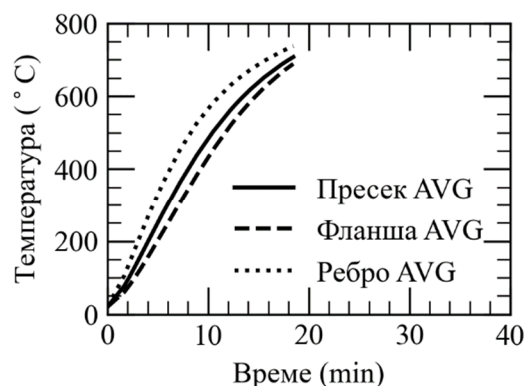
(в₁) Бочно померање vs температура за узорке 1, 2, 3 и 4(в₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(в) Феритни нерђајући челик

Слика 4.12 Упоредни приказ криве бочно померање-температура и развој температуре кроз време за стубове пресека НЕА 200 од (а) аустенитног, (б) дуплекс и (в) феритног челика за 4 различита нивоа централне силе притиска

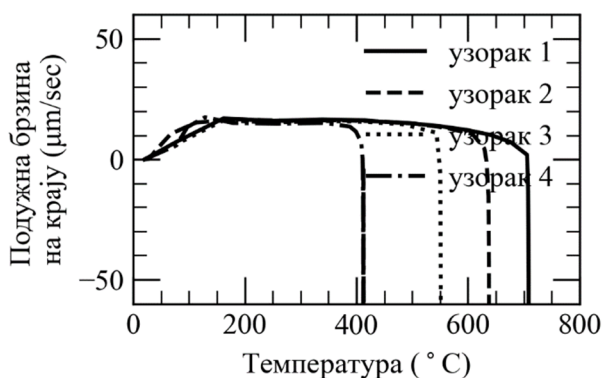


(a₁) Бочно померање vs температура за узорке 1, 2, 3 и 4

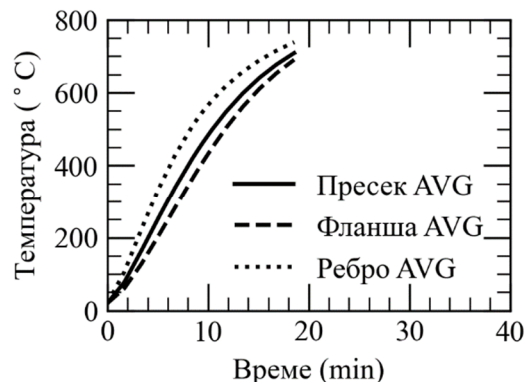


(a₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(а) Аустенитни нерђајући челик

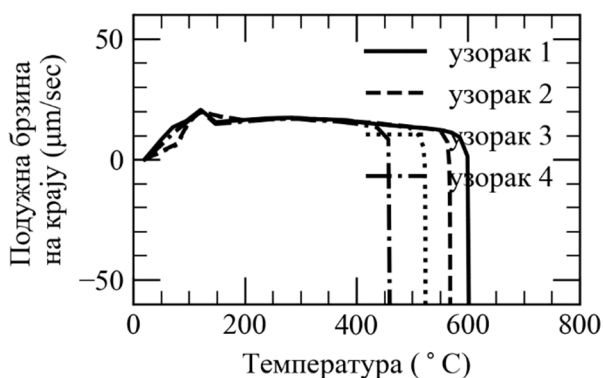


(б₁) Бочно померање vs температура за узорке 1, 2, 3 и 4

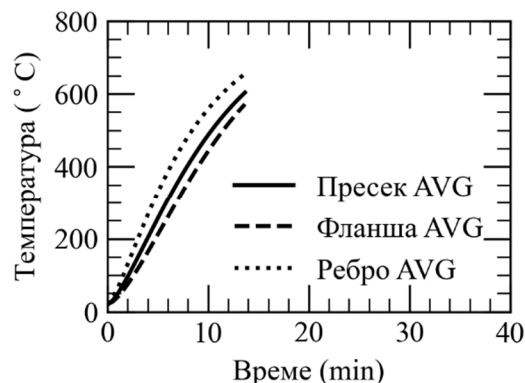


(б₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(б) Дуплекс нерђајући челик



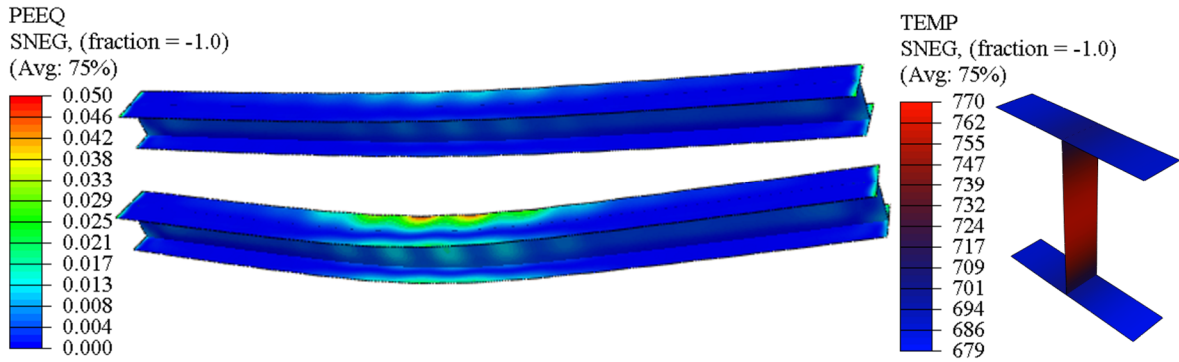
(в₁) Бочно померање vs температура за узорке 1, 2, 3 и 4



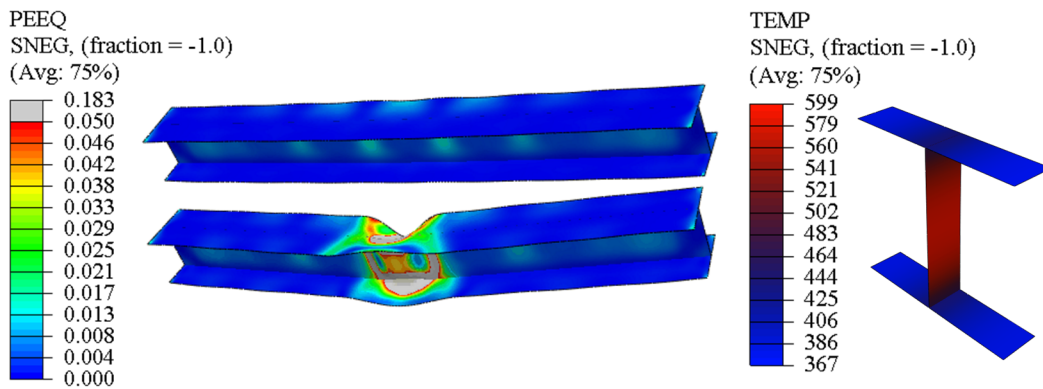
(в₂) Температура кроз време за узорак 4 за пресек на средини висине

(в) Феритни нерђајући челик

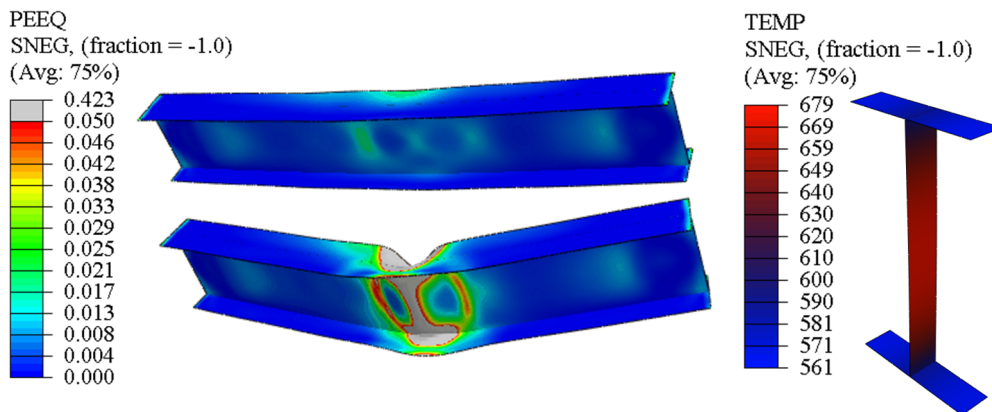
Слика 4.13 Упоредни приказ криве бочно померање-температура и развој температуре кроз време за стубове пресека IPE 200 од (а) аустенитног, (б) дуплекс и (в) феритног челика за 4 различита нивоа централне силе притиска



(a₁) Еквивалентна пластична дилатација непосредно пред (изнад) и при лому (испод) (a₂) Температура КЕ при лому за пресек на средини висине
(а) Узорак 4 попречног пресека I-11 од аустенитног нерђајућег челика



(б₁) Еквивалентна пластична дилатација непосредно пред (изнад) и при лому (испод) (б₂) Температура КЕ при лому за пресек на средини висине
(б) Узорак 1 попречног пресека НЕА 200 од дуплекс нерђајућег челика

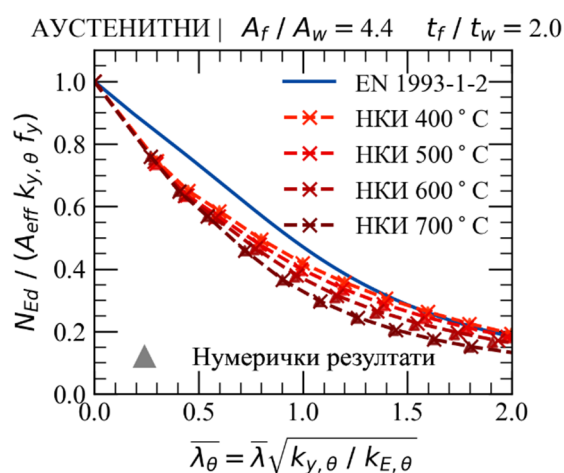


(в₁) Еквивалентна пластична дилатација непосредно пред (изнад) и при лому (испод) (в₂) Температура КЕ при лому за пресек на средини висине
(в) Узорак 4 попречног пресека IPE 200 од феритног нерђајућег челика

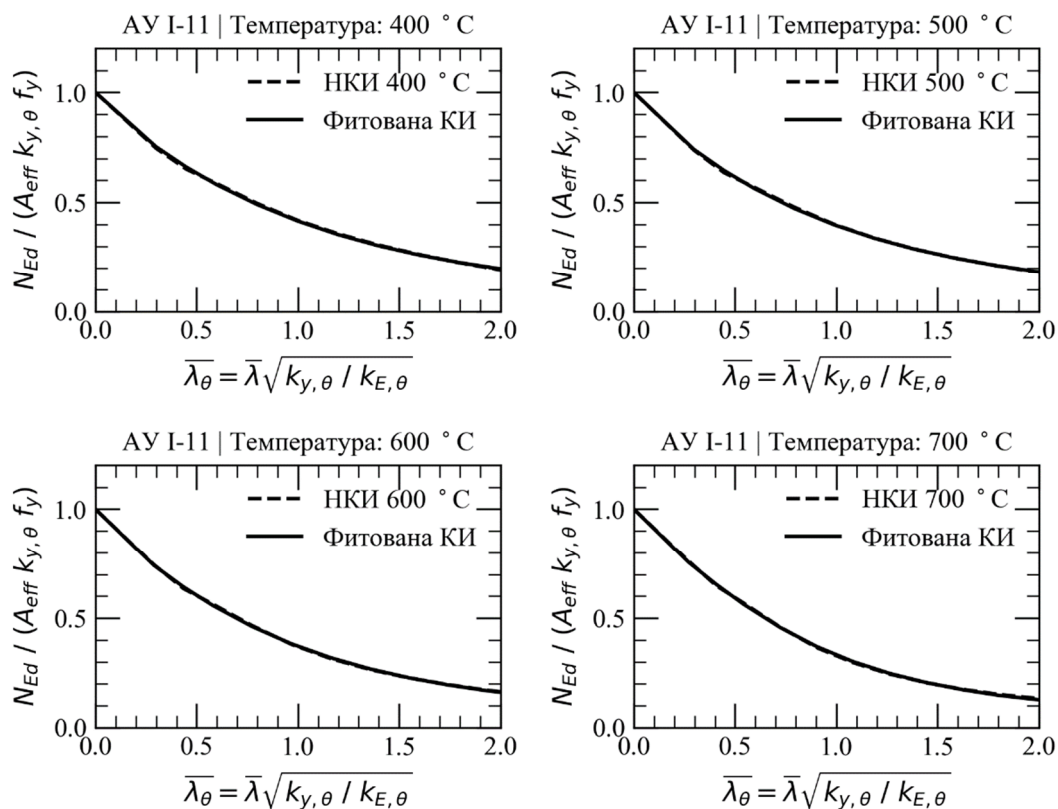
Слика 4.14 Еквивалентна пластична дилатација и температура коначних елемената (КЕ) (а) аустенитног узорка 4 пресека I-11, (б) дуплекс узорка 1 пресека НЕА 200 и (в) феритног узорка 4 пресека IPE 200.

4.2.4. Калибрација коефицијената α и β

Нови предлог за одређивање граничне носивости централно притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара према изразу 4.2, са коефицијентом $\gamma = 1$, калибрисан је у односу на нумерички одређене криве извијања за сваки пресек у сету А, односно за сваки јединствен пар вредност односа A_f/A_w и t_f/t_w за аустенитне, дуплекс и феритне нерђајуће челике и релевантне вредности критичне температуре. Калибрација је спроведена нелинеарном методом најмањих квадрата, тако да крива извијања према 4.2 што боље апроксимира нумерички одређене криве извијања.

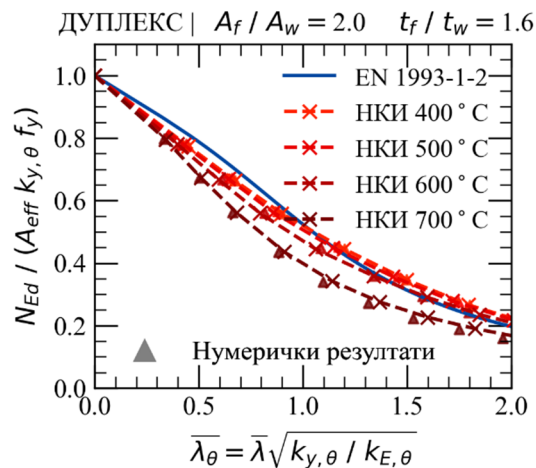


(а) Одређивање нумеричких кривих извијања (НКИ)

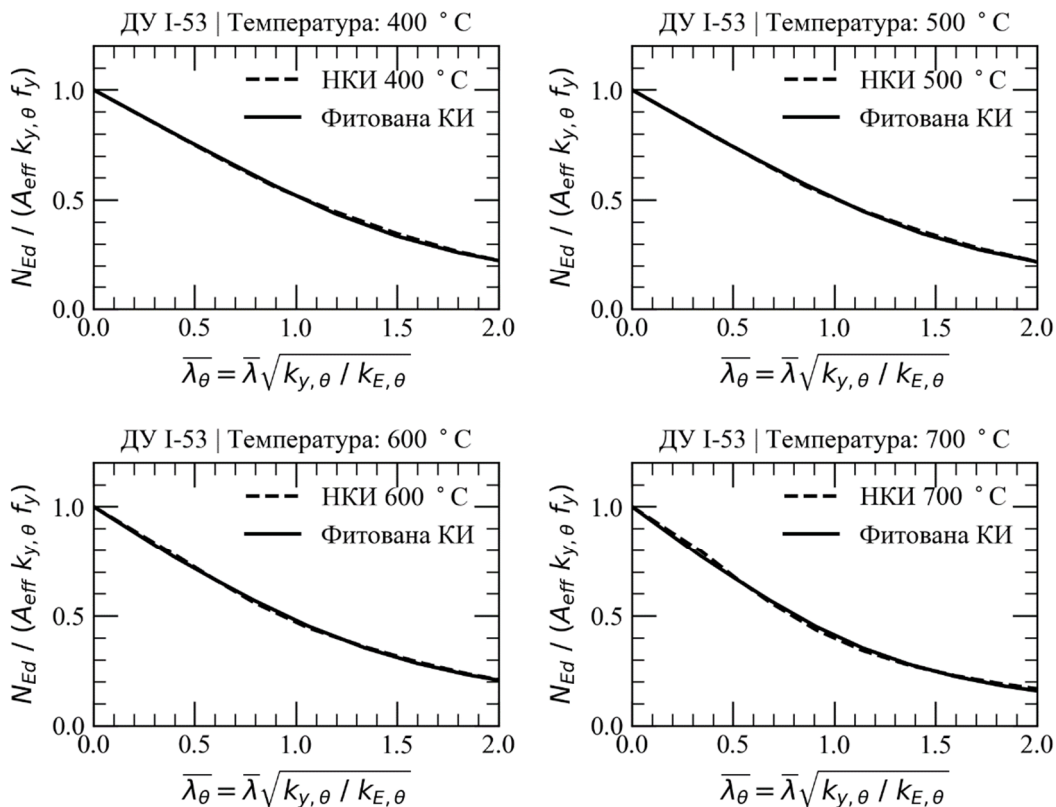


(б) Фитовање израза 4.2 са $\gamma = 1$ у односу на НКИ

Слика 4.15 Фитовање кривих извијања за попречни пресек I-11 од аустенитног челика



(а) Одређивање нумеричких кривих извијања (НКИ)

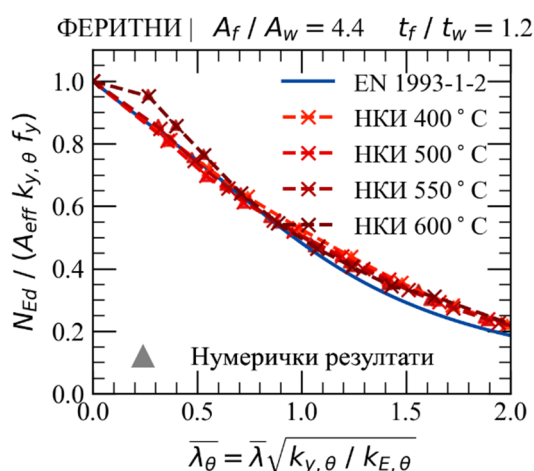
(б) Фитовање израза 4.2 са $\gamma = 1$ у односу на НКИ

Слика 4.16 Фитовање кривих извијања за попречни пресек I-53 од дуплекс челика

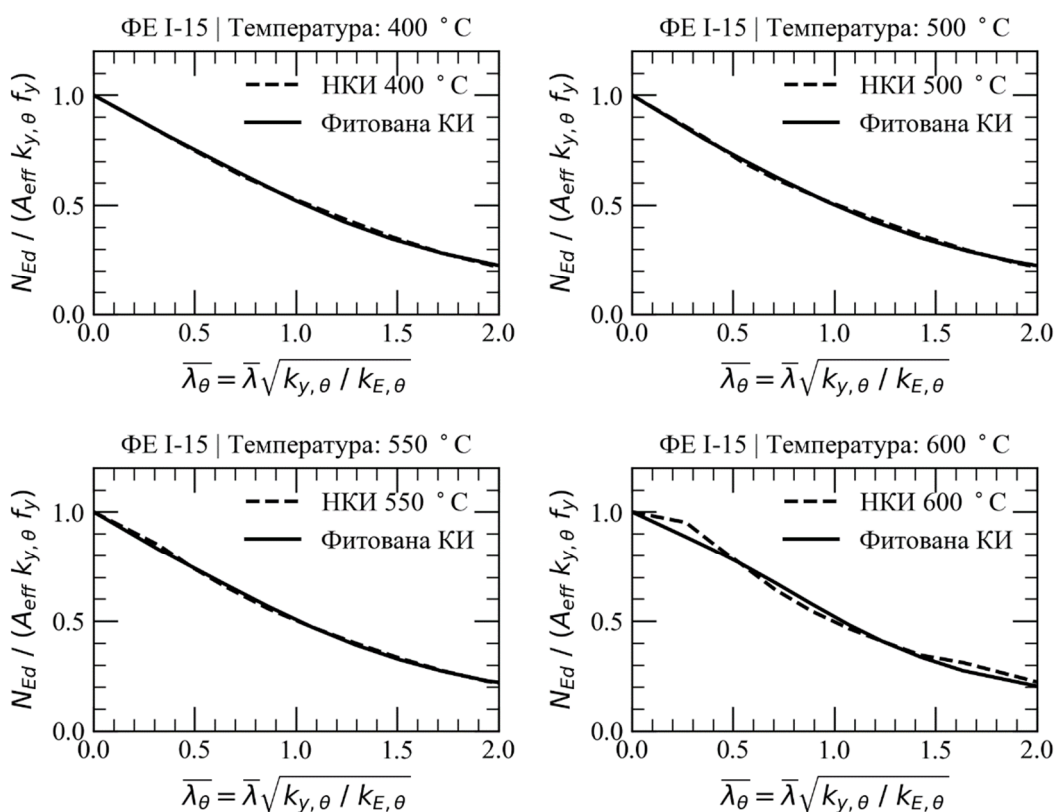
На сликама од 4.15 до 4.17 графички су приказани резултати „фитовања“ кривих извијања у односу на нумерички одређене криве извијања (НКИ) за стубове пресека I-11 од аустенитног, пресека I-53 од дуплекс и пресека I-15 од феритног челика, респективно. Са слика се види да је могуће успешно апроксимирати нумерички одређене криве извијања за сва три типа нерђајућих челика и за све релевантне вредности критичних температура тражењем оптималних вредности коефицијената α и β према изразу 4.2 нелинеарном методом најмањих квадрата.

За сваки пресек из сета А (за сваки јединствен пар A_f / A_w и t_f / t_w) за аустенитне, дуплекс и феритне нерђајуће челике одређене су оптималне вредности коефицијената α и β за

сваку релевантну вредност критичне температуре и одређени су показатељи квалитета апроксимације нумеричких кривих извијања.



(а) Одређивање нумеричких кривих извијања (НКИ)



(б) Фитовање израза 4.2 са $\gamma = 1$ у односу на НКИ

Слика 4.17 Фитовање кривих извијања за попречни пресек I-15 од феритног челика

Оптимизоване вредности коефицијената α и β за сваки пресек из сета А, односно јединствен пар вредности A_f/A_w и t_f/t_w изражене су у функцији управо односа A_f/A_w и t_f/t_w посебно за сваку критичну температуру и посебно за сваки тип нерђајућег челика. Како би се обезбедио општи израз којим се могу одредити коефицијенти α и β за све релевантне вредности критичних температура и типова нерђајућег челика у истој форми, а притом одржала равнотежа између једноставности израза и прецизности његове

предикције коефицијената α и β , предложен је полином четвртог степена са две променљиве x и y у следећој форми:

$$\alpha_{mat,\theta} = \beta_{mat,\theta} = c_1 + c_2y + c_3x^2 + c_4y^2 + c_5x^4 + c_6x^3y + c_7x^2y^2 + c_8xy^3 + c_9y^4 \quad 4.18$$

где је $x = A_f/A_w$, $y = t_f/t_w$ и c_1 до c_9 коефицијенти приказани у табелама 4.3 и 4.4.

За пресеке чији односи излазе ван разматраног домена вредности A_f/A_w и t_f/t_w и даље важи израз 4.18. За критичне температуре између разматраних вредности за одговарајуће типове нерђајућег челика, примењује се линеарна интерполација, а за вредности критичне температуре изван разматраног опсега, линеарна екстраполација се примењује.

Табела 4.3 Коефицијенти c_1 до c_9 за прорачун $\alpha_{mat,\theta}$.

	С ₁	С ₂	С ₃	С ₄	С ₅	С ₆	С ₇	С ₈	С ₉
АУ 400 °С	1.05238	-0.35234	0.01884	0.15373	-0.00154	0.00831	-0.02376	0.03033	-0.02369
АУ 500 °С	1.15313	-0.45463	0.01884	0.21231	-0.00164	0.00914	-0.02592	0.03112	-0.02564
АУ 600 °С	1.30048	-0.69145	0.01364	0.34664	-0.00121	0.00673	-0.01683	0.01369	-0.02238
АУ 700 °С	1.33791	-0.89777	0.00887	0.44344	-0.00153	0.01187	-0.03776	0.04934	-0.04922
ДУ 400 °С	0.78697	-0.51582	0.00895	0.25186	-0.00046	0.00183	-0.00429	0.00312	-0.01553
ДУ 500 °С	0.78235	-0.51566	0.00812	0.26211	-0.00011	-0.00101	0.00393	-0.00674	-0.01275
ДУ 600 °С	0.75003	-0.40334	0.00705	0.21571	0.00012	-0.00273	0.00833	-0.00943	-0.01192
ДУ 700 °С	0.59428	-0.06233	0.00630	0.03123	-0.00045	0.00139	-0.00134	0.00169	-0.00676
ФЕ 400 °С	0.91617	-0.67343	0.00781	0.34666	-0.00105	0.00656	-0.01509	0.00696	-0.01460
ФЕ 500 °С	0.75680	0.09348	-0.04661	0.05423	0.00377	-0.01935	0.07055	-0.11005	0.05201
ФЕ 550 °С	0.60346	-0.12819	-0.00205	0.05386	-0.00104	0.01197	-0.03836	0.05200	-0.02679
ФЕ 600 °С	0.43154	-0.28219	0.01109	0.12080	-0.00094	0.00702	-0.02669	0.04358	-0.03251

Израз за комплетан полином четвртог степена има 15 сабирака, *i.e.*, $c_1 + c_2x + c_3y + c_4x^2 + c_5xy + c_6y^2 + c_7x^3 + c_8x^2y + c_9xy^2 + c_{10}y^3 + c_{11}x^4 + c_{12}x^3y + c_{13}x^2y^2 + c_{14}xy^3 + c_{15}y^4$, међутим предложени полином четвртог степена у изразу 4.18 је

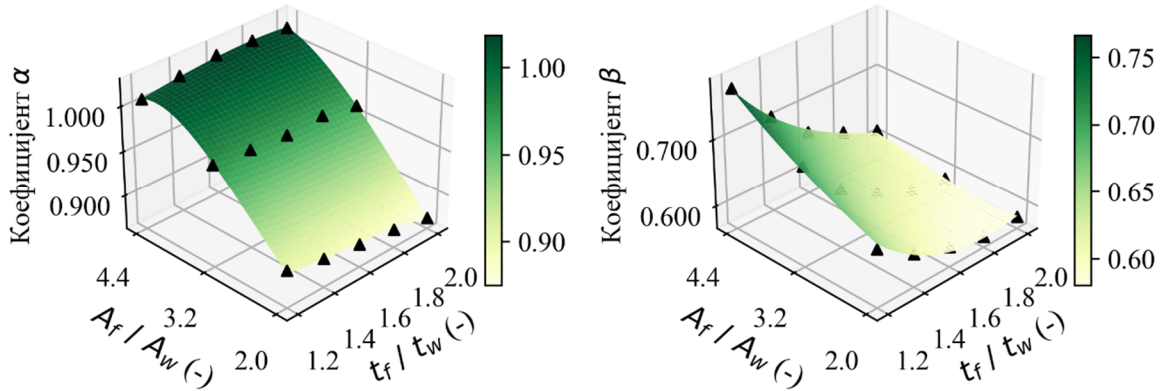
редукован на 9 сабирака током формирања предлога методом покушаја и грешке како би се израз поједноставио. Сабирци који не доприносе у значајној мери прецизности апроксимације су изостављени. Приликом формирања предлога, поново је примењена нелинеарна метода најмањих квадрата како би се помоћу вредности оптимизованих коефицијената α и β представљених у 3D простору, у функцији A_f/A_w и t_f/t_w , *i.e.*, $\alpha, \beta = f(A_f/A_w, t_f/t_w)$ апроксимирала функција са две променљиве, која графички представља површ која приближно пролази кроз све тачке у 3D простору.

Табела 4.4 Коефицијенти c_1 до c_9 за прорачун $\beta_{mat,\theta}$.

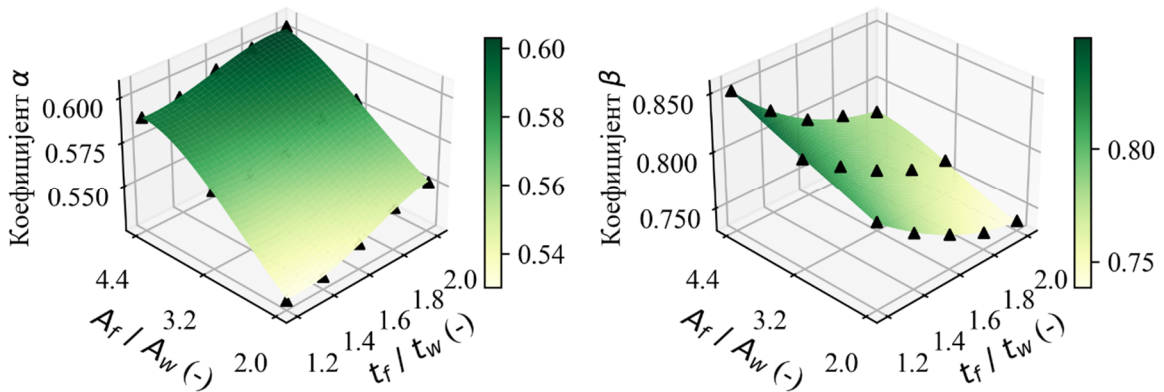
	c_1	c_2	c_3	c_4	c_5	c_6	c_7	c_8	c_9
AУ 400 °C	-1.47769	-1.21242	0.01136	0.44254	0.00060	-0.00588	0.01728	-0.02716	-0.00254
AУ 500 °C	-1.44646	-1.18764	0.01557	0.43682	0.00080	-0.00831	0.02303	-0.03116	-0.00149
AУ 600 °C	-1.31563	-0.96188	0.02781	0.35297	-0.00045	0.00009	-0.00818	0.01722	-0.01757
AУ 700 °C	-1.51089	-1.14537	0.01677	0.67097	0.00175	-0.01515	0.03788	-0.05977	0.01418
ДУ 400 °C	-1.02643	-0.27074	0.00543	0.05649	0.00062	-0.00574	0.01594	-0.01876	0.00829
ДУ 500 °C	-1.21124	-0.55843	0.01061	0.17111	-0.00080	0.00443	-0.01158	0.01085	-0.00774
ДУ 600 °C	-1.27985	-0.63774	0.01846	0.17894	-0.00266	0.01901	-0.05530	0.06187	-0.02306
ДУ 700 °C	-2.24777	-2.04720	0.03146	0.87179	-0.00175	0.01138	-0.03829	0.03376	-0.03403
ФЕ 400 °C	-0.94512	-0.26152	0.00065	0.06677	0.00140	-0.01133	0.03096	-0.03197	0.00663
ФЕ 500 °C	-1.19576	-0.98555	0.03444	0.36078	-0.00134	0.00241	-0.01324	0.02565	-0.03264
ФЕ 550 °C	-1.50438	-1.29155	0.01370	0.55390	0.00218	-0.02415	0.07707	-0.10447	0.01734
ФЕ 600 °C	-1.48023	-0.78773	0.00972	0.26252	-0.00046	-0.00217	0.02186	-0.05206	0.02830

На сликама 4.18 и 4.19 приказане су површи апроксимације генерисане на основу предлога према изразу 4.18 за коефицијенте α и β као резултат примене нелинеарне методе најмањих квадрата на тачке оптимизованих коефицијената α и β у 3D простору $\alpha, \beta - A_f/A_w - t_f/t_w$ за сва три типа нерђајућих челика за вредности критичне температуре 400°C и 600°C, респективно. Оптимизовани коефицијенти α и β су срачунати „фитовањем“ криве извијања према 4.2 тако да што боље апроксимира

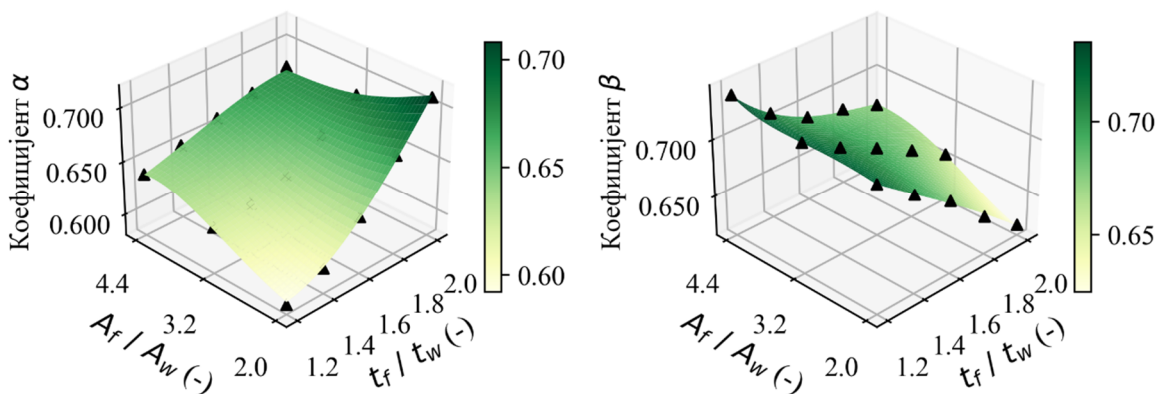
нумерички одређене криве извијања. Стога се на сликама 4.18 и 4.19 тачке оптимизованих коефицијената α и β тумаче као референтне вредности за оцену квалитета предикције израза 4.18 за одређивање вредности коефицијената α и β .



(а) Аустенитни нерђајући челик



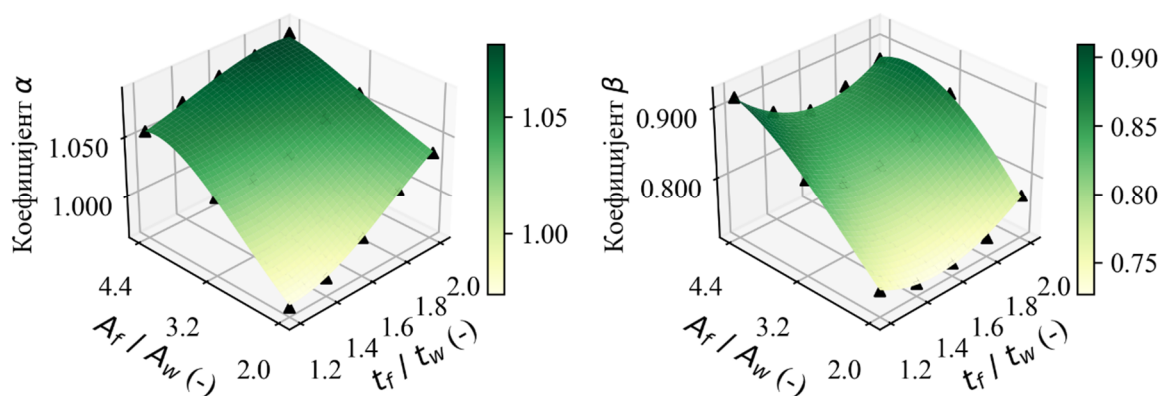
(б) Дуплекс нерђајући челик



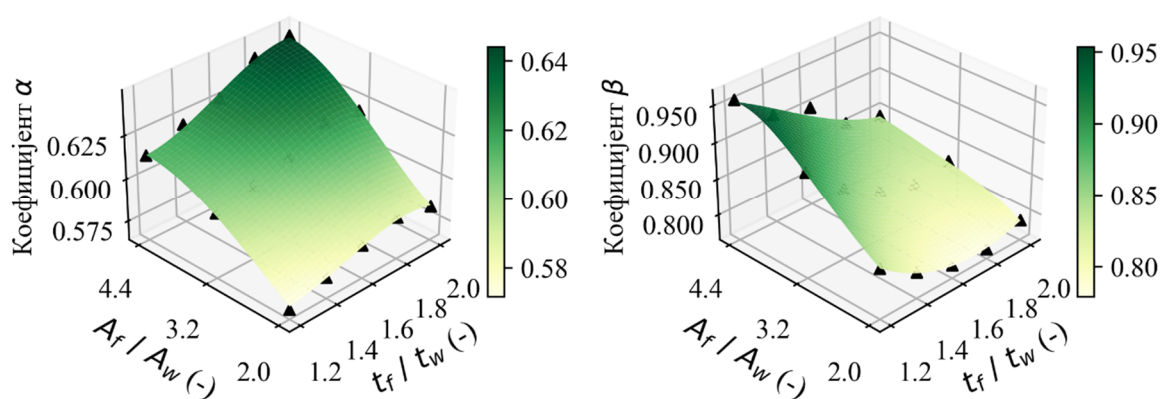
(в) Феритни нерђајући челик

Слика 4.18 Површ апроксимације према предложеном изразу 4.18 и тачке оптимизованих коефицијената α и β за критичну температуру 400°C

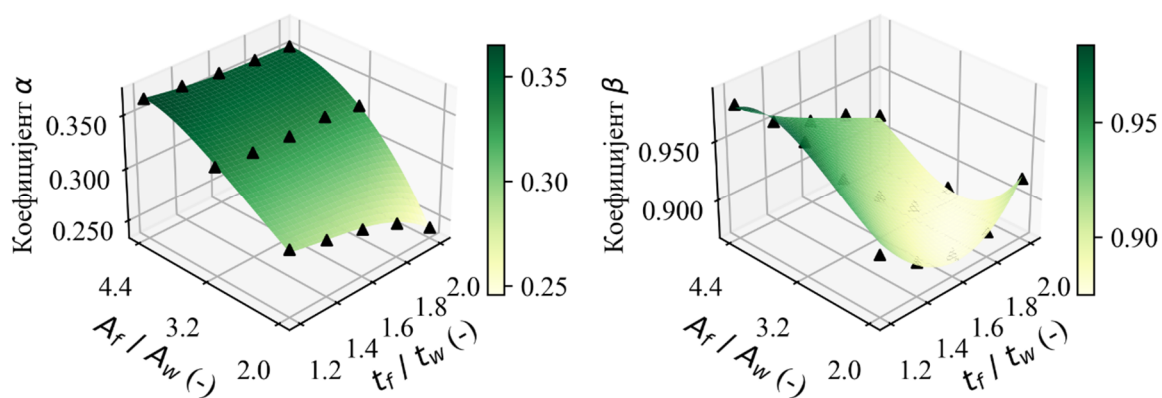
Приликом оцене квалитета апроксимације разматрани су показатељи квалитета апроксимације, нпр. R^2 и χ^2 показатељ. Са слика 4.18 и 4.19 види се да квалитативно постоји добра корелација између коефицијената α и β и односа A_f/A_w и t_f/t_w , као и да је квалитет предикције коефицијената према изразу 4.18 добар.



(а) Аустенитни нерђајући челик



(б) Дуплекс нерђајући челик



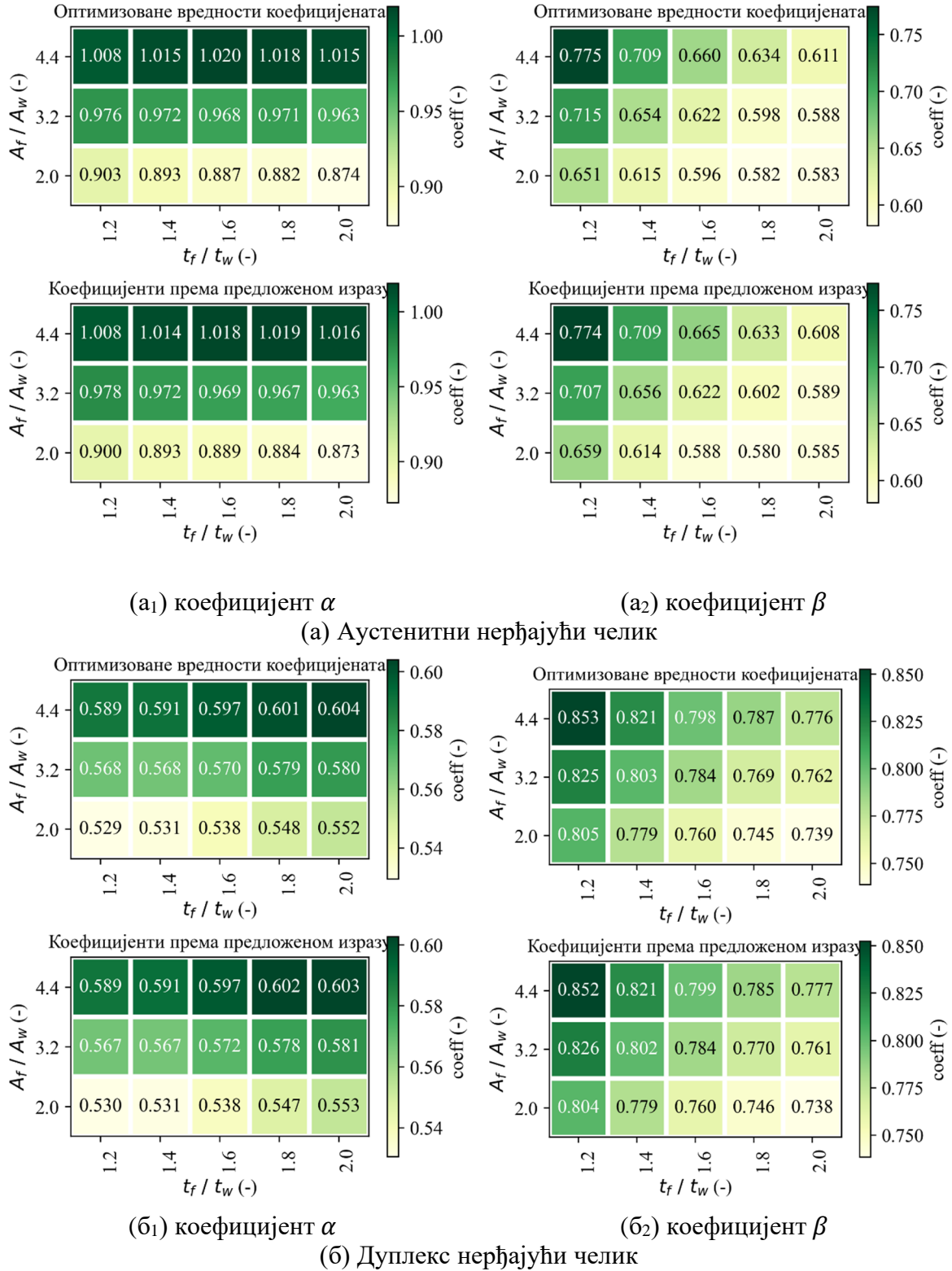
(в) Феритни нерђајући челик

Слика 4.19 Површ апроксимације према предложеном изразу 4.18 и тачке оптимизованих коефицијената α и β за критичну температуру 600°C

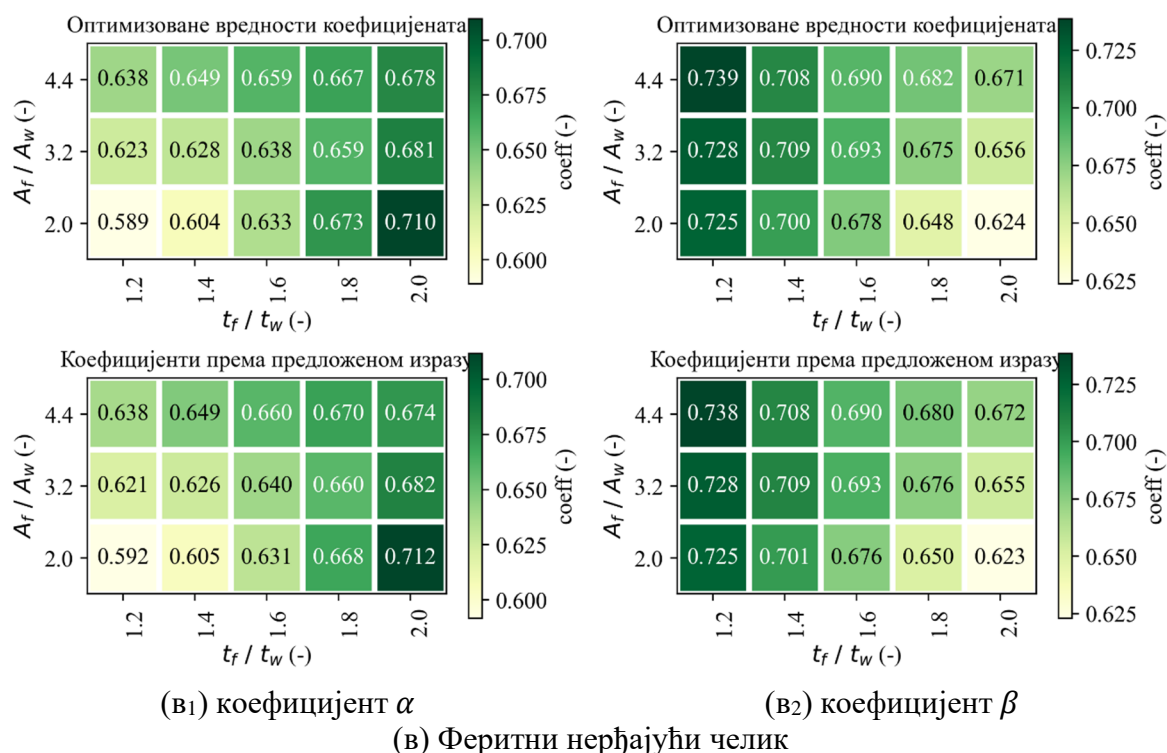
На наредној слици 4.20 дат је упоредни приказ вредности оптимизованих коефицијената α и β и вредности коефицијената према изразу 4.18. Квалитет апроксимације је висок и разлике између оптимизованих и срачунатих вредности коефицијената према изразу 4.18 су мале.

Утицај разлика између оптимизованих и срачунатих коефицијената α и β на процену граничне носивости према предложеном изразу 4.1 за пресеке из сета А са коефицијентом $\gamma = 1$ упоређен је са нумерички одређеним вредностима граничне

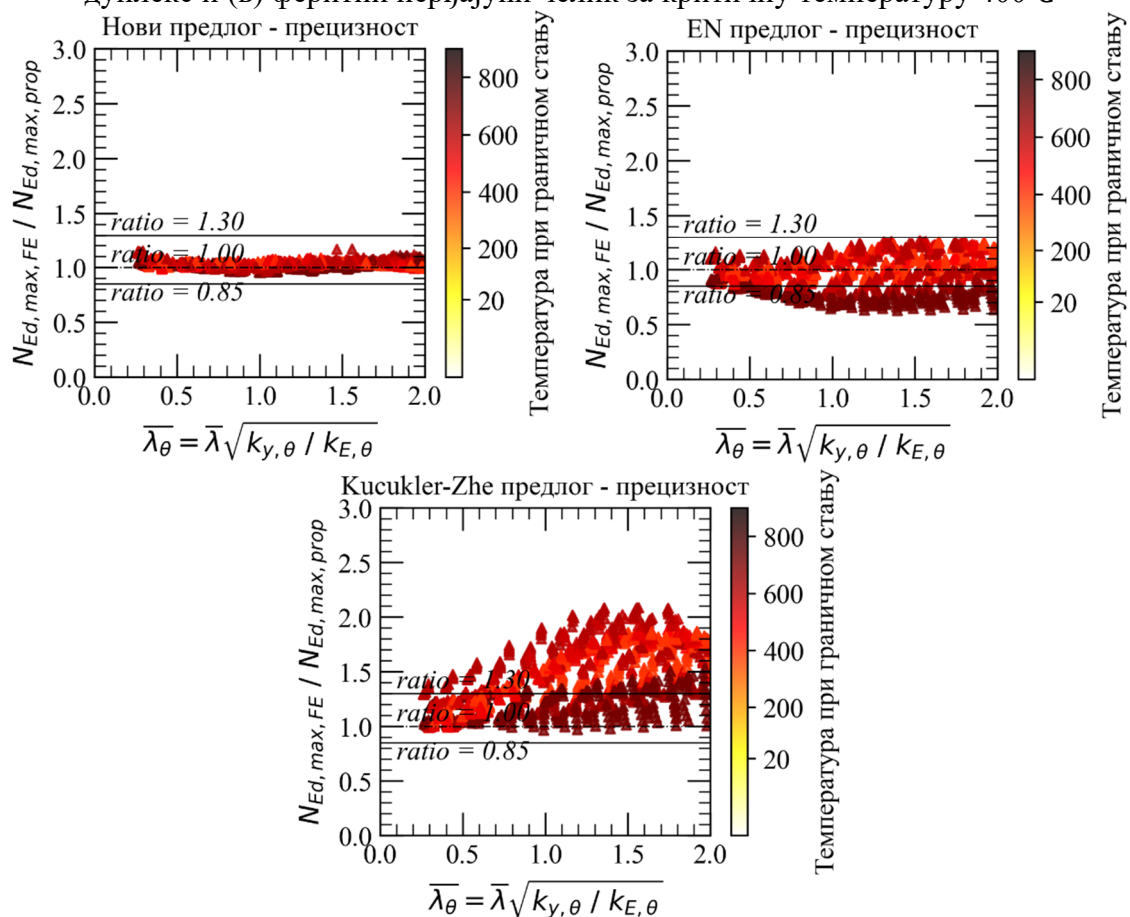
носивости као најбољи показатељ квалитета примењених апроксимација приликом формулације коефицијената α и β и приказан на слици 4.21 уз упоредни приказ прецизности предлога према *EN 1993-1-2* [3] и *Kucukler* и сарадници [5].



Слика 4.20 Упоредни приказ оптимизованих вредности коефицијената α и β и коефицијената α и β срачунатих према предложеном изразу 4.18 за (а) аустенитни, (б) дуплекс и (в) феритни нерђајући челик за критичну температуру 400°C



Слика 4.20 (наставка) Упоредни приказ оптимизованих вредности коефицијената α и β и коефицијената α и β срачунаних према предложеном изразу 4.18 за (а) аустенитни, (б) дуплекс и (в) феритни нерђајући челик за критичну температуру 400°C



Слика 4.21 Прецизности новог предлога [4] и према [3] и [5] за пресеке из сета А

4.2.5. Калибрација коефицијента γ

У склопу предлога за прорачун коефицијента редуције за флексионо извијања према изразу 4.2 фигурише и коефицијент γ који ће бити калибрисан у односу на резултате нумеричких анализа са стубовима пресека из оба сета, А и Б, да би се калибрацијом обухватили и попречни пресеци са дебљинама фланше различитим од 20 mm (сви пресеци у сету А имају дебљину фланше $t_f = 20 \text{ mm}$), што ће последично дати различит карактер прираста температуре и самим тим разлике између температура фланши и ребра.

Коефицијент γ предложен је у следећој форми:

$$\gamma = \gamma' \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2 \quad 4.19$$

где је параметар γ' дат према:

$$\gamma' = \begin{cases} 1.065 & \text{за аустенитне челике} \\ 1.020 & \text{за дуплекс челике} \\ 1.175 & \text{за феритне челике} \end{cases} \quad 4.20$$

и γ_1 и γ_2 су коефицијенти са граничним вредностима датим у табелама 4.5 и 4.6, респективно.

Табела 4.5 Граничне вредности за прорачун коефицијента γ_1 .

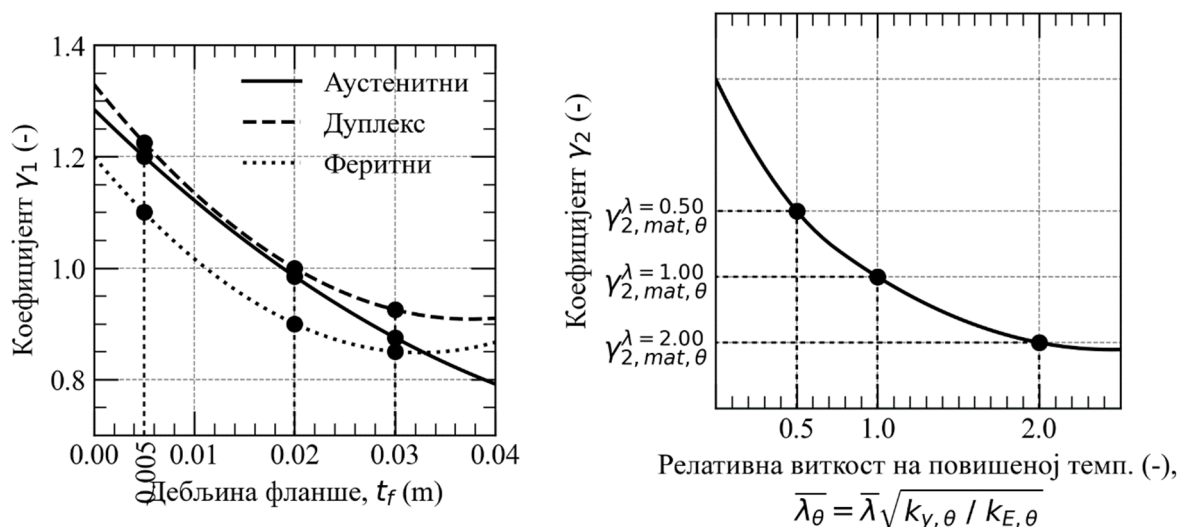
t_f	γ_1		
	Аустенитни	Дуплекс	Феритни
5 mm	1.200	1.225	1.100
20 mm	0.985	1.000	0.900
30 mm	0.875	0.925	0.850

Табела 4.6 Граничне вредности за прорачун коефицијента γ_2 .

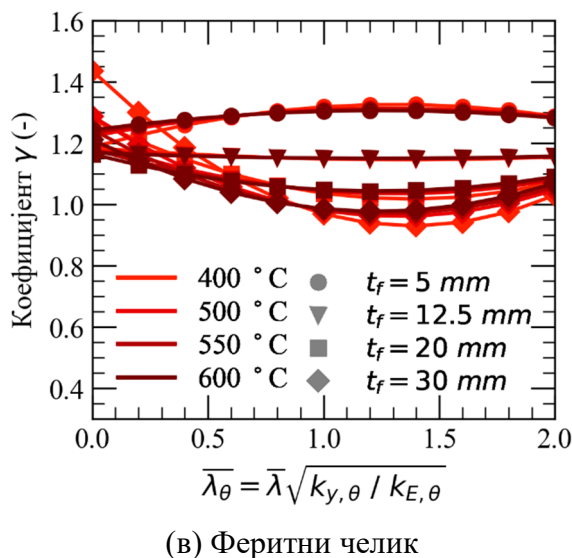
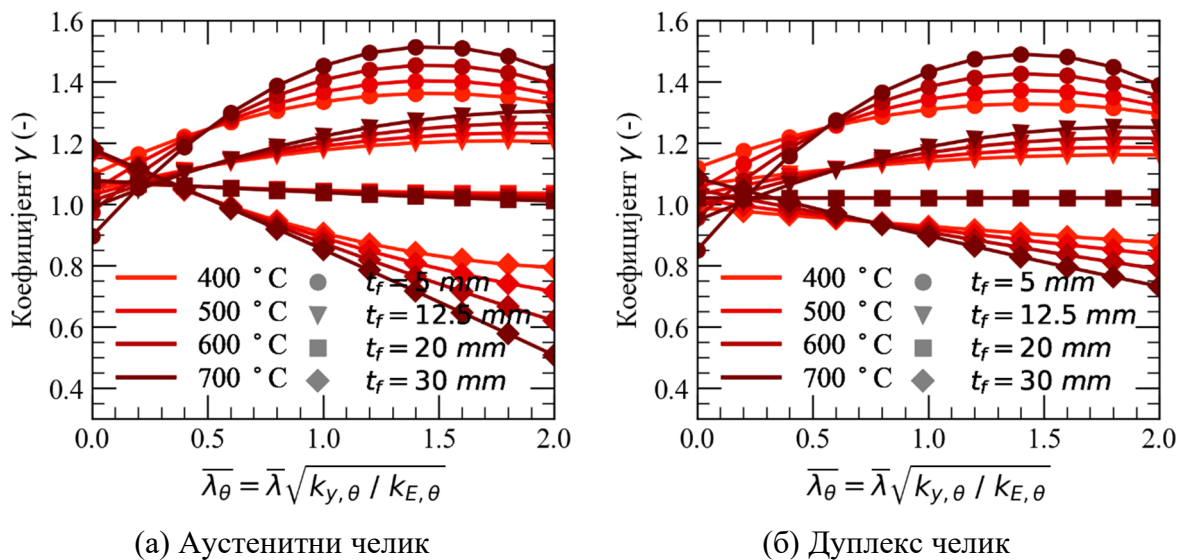
γ_2	Аустенитни	Дуплекс	Феритни
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=0.50}$	$1 - (\gamma_1 - 1) \frac{t_f}{40}$	$1 - (\gamma_1 - 1) 0.85 \frac{t_f}{40} \left(\frac{\theta}{700} \right)^2$	$1 - (\gamma_1 - 1) 0.10 \frac{t_f}{10} \left(\frac{\theta}{700} \right)^{-2}$
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=1.00}$	$1 + (\gamma_1 - 1) 0.5 \left(\frac{\theta}{600} \right)^2$	$1 + (\gamma_1 - 1) 0.65 \left(\frac{\theta}{700} \right)^2$	$1 + (\gamma_1 - 1) 0.20 \left(\frac{\theta}{400} \right)^{-2}$
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=2.00}$	$1 + (\gamma_1 - 1) 1.5 \frac{t_f}{20} \left(\frac{\theta}{550} \right)^2$	$1 + (\gamma_1 - 1) 0.65 \frac{t_f}{20} \left(\frac{\theta}{400} \right)^2$	$1 - (\gamma_1 - 1) 0.85 \frac{t_f}{40} \left(\frac{\theta}{700} \right)^2$

Коефицијент γ_1 је квадратна функција дебљине фланше t_f , а коефицијент γ_2 је квадратна функција релативне виткости на повишеној температури $\bar{\lambda}_\theta$, као што је приказано на слици 4.22. Коефицијент γ одређен је за аустенитне, дуплекс и феритне челике за дебљине фланши t_f са вредностима 5 mm, 12.5 mm, 20 mm и 30 mm и вредности критичних температура θ , 400, 500, 600 и 700°C и приказан на слици 4.23.

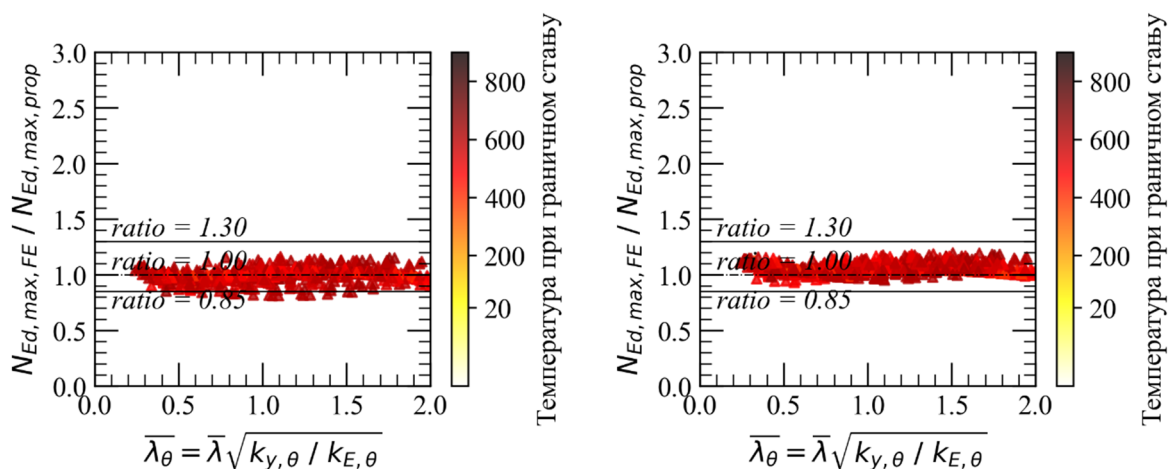
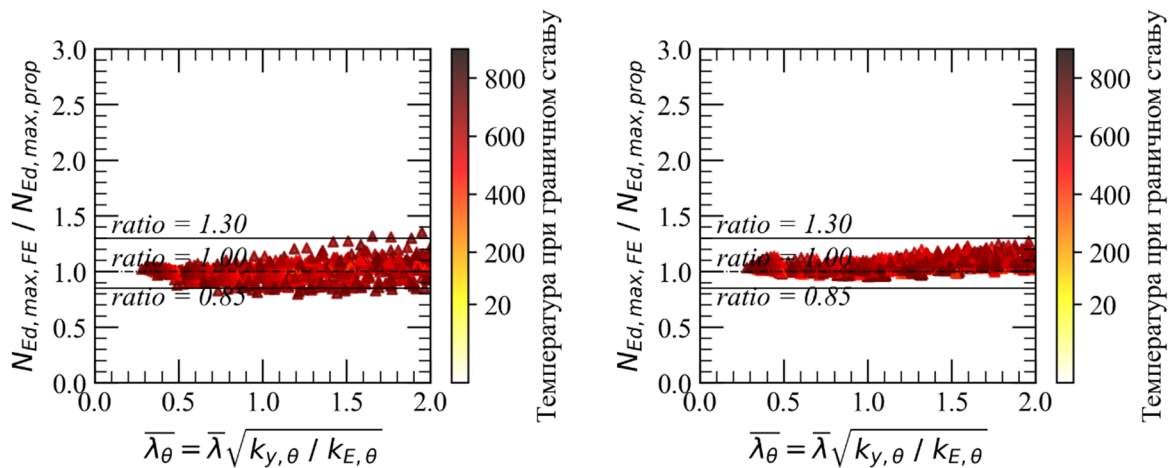
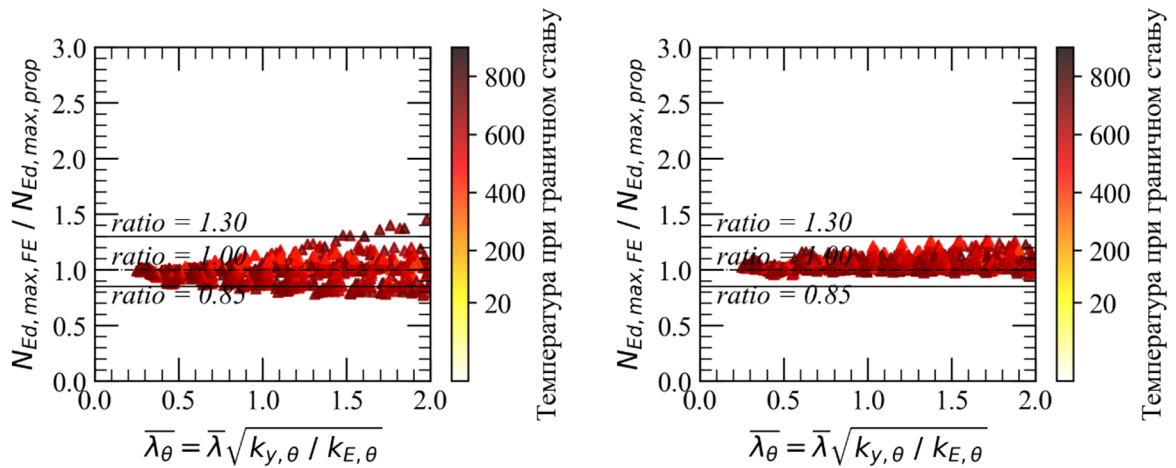
Коефицијент γ калибрисан је у односу на нумеричке резултате како би се остварила већа прецизност и поузданост предикције граничне носивости. Утицај коефицијента γ на предикцију граничне носивости у односу на нумеричке резултате за пресеке из оба сета, А и Б, приказан је на слици 4.24. Примена калибрисаног коефицијента γ побољшава прецизност и поузданост предикције граничне носивости.



Слика 4.22 Коэффициенти (а) γ_1 и (б) γ_2



Слика 4.23 Коэффициент γ за (а) аустенитне, (б) дуплекс и (в) феритне челике



Слика 4.24 Утицај коефицијента γ на прецизност и поузданост предикције граничне носивости за (а) аустенитне, (б) дуплекс и (в) феритне нерђајуће челике

4.3. Оцена поузданости и прецизности новог предлога

У овом поглављу оцењени су поузданост и прецизност новог предлога за одређивање граничне носивости центрично притиснутих стубова завареног I попречног пресека од нерђајућег челика при дејству пожара [4], као и предлога према *EN 1993-1-2* [3] и *Kucukler* и сарадници [5]. Као референтни резултати коришћене су нумерички одређене граничне носивости према методологији приказаној у поглављу 3.2. Поузданост и прецизност су оцењени на основу резултата 3000 нумерички одређених граничних носивости у односу на флексионо извијање око слабије осе при дејству пожара за 4 различита нивоа критичне температуре (за аустенитне и дуплекс челике: 400, 500, 600 и 700°C и за феритне челике: 400, 500, 550 и 600°C) за стубове са пресецима из сетова А и Б и за сва три типа нерђајућих челика (аустенитне, дуплекс и феритне). Одређени попречни пресеци из сета Б имају карактеристике (нпр. минимална вредност односа A_f/A_w разматраних пресека је 1.48, табела 4.2) које излазе ван калибрационог домена коришћеног при дефинисању израза за одређивање коефицијената α и β .

Оцена поузданости извршена је на основу три критеријума за пројектовање челичних елемената при дејству пожара према *Kruppa* [54]:

- (i) Ни једна од предикција граничне носивости ($N_{Ed,max,prop}$) не сме прекорачити нумерички одређену граничну носивост ($N_{Ed,max,FE}$) за више од 15%:

$$(N_{Ed,max,prop} - N_{Ed,max,FE})/N_{Ed,max,FE} \leq 15\%$$

- (ii) Мање од 20% предикција граничне носивости сме бити на страни несигурности:

$$\text{count}(N_{Ed,max,prop} > N_{Ed,max,FE})/\text{total number of results} < 20\%$$

- (iii) Предикција граничне носивости треба бити на страни сигурности у просеку:

$$\bar{X}[(N_{Ed,max,prop} - N_{Ed,max,FE})/N_{Ed,max,FE}] < 0\%$$

Параметри за оцену прецизности коришћени у овом истраживању су ε_{av} , ε_{COV} , ε_{max} и ε_{min} , просечна вредност, коефицијент варијације, максимална и минимална вредност односа граничне носивости одређене нумеричким путем, $N_{Ed,max,FE}$, и граничне носивости према новом предлогу, $N_{Ed,max,prop}$, респективно. Вредности $\varepsilon = N_{Ed,max,FE}/N_{Ed,max,prop} > 1.0$ значе да је предикција на страни сигурности, док вредности < 1.0 значе да предикција носивости није на страни сигурности.

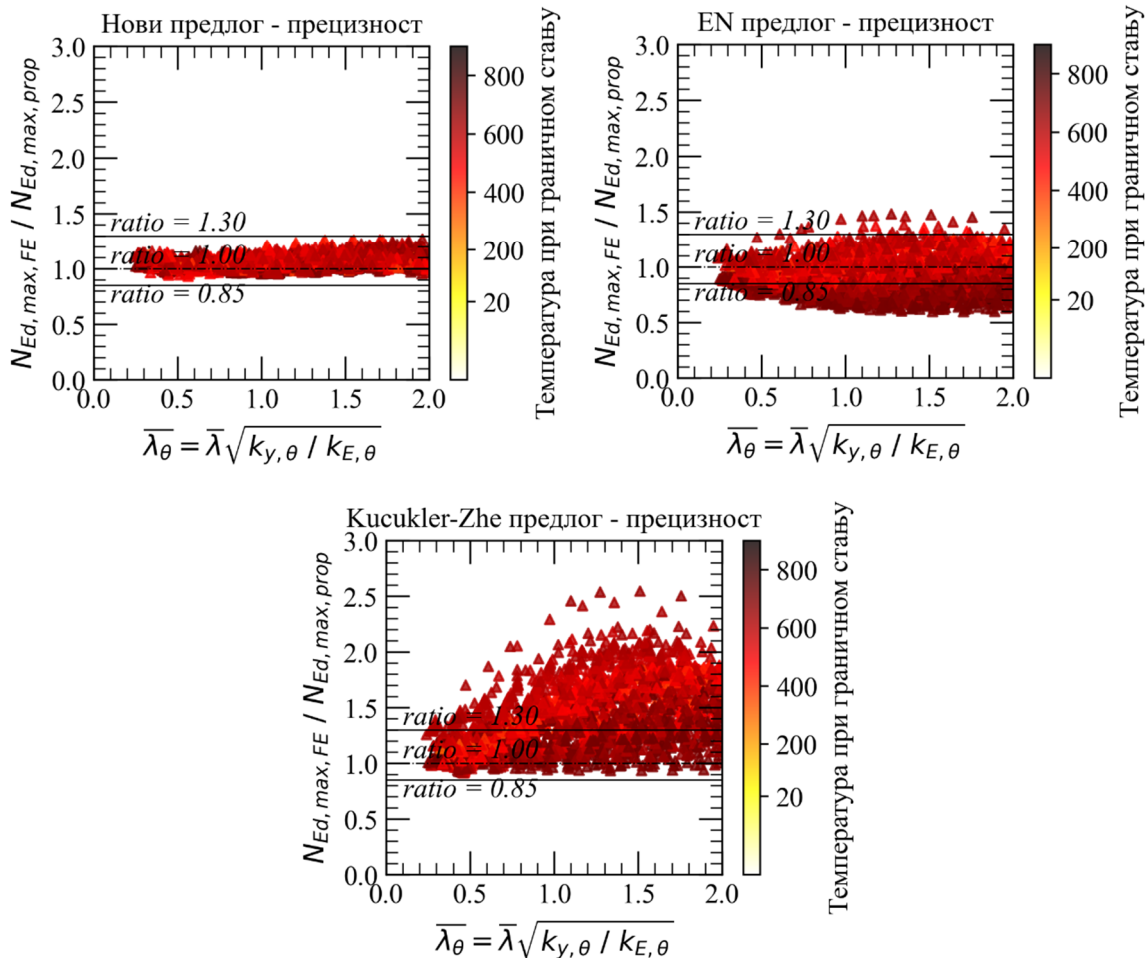
Графички приказ оцене прецизности новог предлога [4], предлога према *EN 1993-1-2* [3] и *Kucukler* и сарадници [5] за стубове пресека из сетова А и Б и сва три типа нерђајућих челика дат је на слици 4.25. Нови предлог даје поуздану и значајно прецизнију предикцију граничне носивости за стубове од нерђајућег челика са широким спектром критичних температура од практичног значаја, вредности релативних виткости, димензија попречног пресека, и витких и компактних и типова нерђајућих челика. У табели 4.7 дат је преглед параметара прецизности предикције и критеријума поузданости према *Kruppa* [54]. У поређењу са важећом регулативом *EN 1993-1-2* [3] и скорашњем предлогу *Kucukler* и сарадници [5], нови предлог даје знатно прецизнију предикцију граничне носивости са просечним односом ε_{av} сса. 1.05 за сва три типа нерђајућих челика и са врло ниским коефицијентом варијације (< 0.0030). Предлог *Kucukler* и сарадници [5] даје начелно предикцију која јесте на страни сигурности, али је врло непрецизна, *i.e.*, просечни однос ε_{av} износи 1.20, 1.45 и 1.62, за стубове од аустенитног,

дуплекс и феритног челика, респективно, са знатно вишим коефицијентом варијације. И нови предлог и предлог *Kucukler* и сарадници [5] задовољавају све критеријуме поузданости према *Kruppa* [54], док предлог према *EN 1993-1-2* [3] не испуњава ниједан од три критеријума за аустенитне и дуплекс, а први за феритне челике.

Табела 4.7 Оцена прецизности и поузданости новог предлога [4] и предлога према [3] и [5] у односу на нумеричке резултате за извијање око слабије осе при дејству пожара.

	Тип	Оцена прецизности				Оцена поузданости		
		ε_{av}	ε_{COV}	ε_{max}	ε_{min}	Crit.1	Crit. 2	Crit. 3
Нови предлог	Аустенитни	1.047	0.0025	1.264	0.953	0.0%	7.5%	-4.3%
	Дуплекс	1.049	0.0028	1.272	0.954	0.0%	11.8%	-4.4%
	Феритни	1.054	0.0021	1.196	0.931	0.0%	9.6%	-5.0%
EN 1993-1-2 [3]	Аустенитни	0.846	0.0116	1.164	0.597	61.9%*	90.7%*	20.2%*
	Дуплекс	0.895	0.0144	1.214	0.612	38.2%*	81.5%*	13.9%*
	Феритни	1.119	0.0116	1.482	0.854	0.4%*	15.7%	-9.8%
Kucukler и сарадници [5]	Аустенитни	1.201	0.0380	1.774	0.915	0.0%	8.5%	-14.7%
	Дуплекс	1.451	0.0424	1.954	1.089	0.0%	0.0%	-29.7%
	Феритни	1.617	0.0914	2.545	0.992	0.0%	0.3%	-35.8%

Вредности назначене са * не задовољавају одговарајући критеријум.



Слика 4.25 Прецизност новог предлога [4] и предлога према [3] и [5] за стубове са пресецима из сетова А и Б за сва три типа нерђајућих челика

4.4. Примери примене предложене методологије

У додатку Б дата су два примера прорачуна граничне носивости центрично притиснутих стубова завареног I пресека при дејству пожара према методологији предложеној у овој дисертацији. Дат је пример прорачуна граничне носивости једног стуба са компактним и једног са витким попречним пресеком. Из два приказана примера јасно је да прорачун према предложеној методологији има инжењерски карактер, једноставан је за примену и прилагођен је у потпуности методологији *EN 1993-1-2* [3].

У додатку В дате су табеле са одређеном граничном носивошћу центрично притиснутих стубова стандардних I пресека у односу на флексионо извијање при дејству пожара према предлогу из ове дисертације. Уз таблице са граничном носивошћу, у додатку В дате су и таблице са вредностима температура за карактеристична времена трајања пожара од 30, 60, 90 и 120 минута из којих се види да је утицај односа A_m/V значајан на развој температуре у стубовима.

Резултати из ова два додатка требала би да послуже као помоћ при примени предложене методологије истраживачима и инжењерима у пракси.

5

ЗАКЉУЧЦИ И ПРАВЦИ ДАЉЕГ ИСТРАЖИВАЊА

5.1. Закључци

У оквиру ове докторске дисертације развијен је нови предлог за одређивање граничне носивости на флексионо извијање око слабије осе централно притиснутих стубова од нерђајућег челика завареног I пресека при дејству пожара са обухватањем утицаја историје оптерећења.

Претходним прегледом и анализом литературе констатовано је да актуелна правила дата у *EN 1993-1-2* [3] за одређивање граничне носивости стубова од нерђајућег челика при дејству пожара, због ослањања на правила дата за стубове од угљеничног челика, не пружају могућност задовољавајуће прецизног и поузданог одређивања граничне носивости. Међутим, ни скорашњи предлози *Lopes* и сарадници [46] и *Kucukler* и сарадници [5] нису унапредили прецизност одређивања граничне носивости (предлог *Kucukler* и сарадници [5] јесте унапредио аспект поузданости, али је додатно смањило прецизност предикције граничне носивости). Поред тога констатована је мањкавост самог поступка нумеричког одређивања граничне носивости у истраживању *Kucukler* и сарадници [5]. Начин доношења оптерећења не одговара реалним условима. У нумеричким симулацијама стуб се прво равномерно загреје на одређену температуру, а затим се наноси централна сила притиска. Равномерно загревање стубова I попречног пресека такође не одговара стварности јер због готово по правилу различитих дебљина лимова ребра и фланше, ова два лима увек имају различиту температуру у условима реалног пожарног дејства (и пожарног дејства према стандардном пожару [9]). На овај начин стубови су ускраћени за утицаје историје оптерећења, јер се термичке дилатације и деградација материјалних карактеристика реализују на силом неоптерећеном стубу, а и сам поступак загревања равномерном температурном променом, не одговара реалним пожарним условима.

У овој докторској дисертацији развијена је нумеричка методологија за одређивање граничне носивости при дејству пожара са узимањем у обзир утицаја историје оптерећења. Нумеричка методологија кодирана је у *Python* програмском језику уз примену солвера програма *Abaqus* [48]. Нумеричка методологија симулира реално понашање, где је стуб прво оптерећен, а након тога изложен пожарном дејству према стандардном пожару [9]. Нумеричка методологија је валидирана у односу на експерименталне тестове на стубовима завареног I пресека од нерђајућег челика при

дејству пожара из литературе (*Liu* и сарадници [60], *Xing* и сарадници [64] и *Xing* и сарадници [65]). Верификација је показала да развијена нумеричка методологија успешно симулира реално понашање стубова при дејству пожара.

Користећи развијену и валидирану нумеричку методологију за одређивање граничне носивости, потврђени су недостаци одређивања граничне носивости према правилима датим у *EN 1993-1-2* [3] и *Kucukler* и сарадници [5]. Граничне носивости према *EN 1993-1-2* [3] нису на страни сигурности за већину вредности релативних виткости при чему величина грешке на страни несигурности расте са критичном температуром, док граничне носивости према *Kucukler* и сарадници [5] значајно потцењују граничне носивости, посебно за ниже вредности критичне температуре. Ниска тачност и велико расипање резултата предикције граничне носивости у односу на флексионо извијање стубова од нерђајућег челика при дејству пожара према *EN 1993-1-2* [3], али и према скорашњем предлогу *Kucukler* и сарадници [5] указала је на то да изрази за одређивање граничне носивости у постојећој форми не могу адекватно да предвиде носивост, већ да нови утицајни параметри морају бити укључени на страни израза са циљем побољшања прецизности предикције.

Анализирана су два главна утицајна параметра, однос површина фланши и ребра A_f/A_w и однос дебљина фланши и ребра t_f/t_w I попречних пресека, како би се на страни израза за одређивање носивости на посредан начин укључили утицаји историје оптерећења (рефлектовани на различите односе генерисане температуре фланше и ребра, сагласно односу дебљина фланши и ребра и на различите односе површина фланши и ребра, односно регионе захваћене одређеним степеном деградације механичких карактеристика на реализованој повишеној температури у фланши, односно ребру). Нови сет правила за одређивање граничне носивости на флексионо извијање центрично притиснутих стубова од нерђајућег челика при дејству пожара је предложен. Као референтна чврстоћа примењена је чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација од 2% $f_{2,\theta}$, што је у складу са правилима за стубове од угљеничног челика у *EN 1993-1-2* [3]. За класификацију попречних пресека и одређивање ефективних карактеристика витких пресека усвојена је методологија *Xing* и сарадници [32]. Израз за фактор редукције калибрисан је у односу на нумерички одређене криве извијања дефинисане на основу резултата параметарских нумеричких анализа. Параметарске нумеричке анализе су обухватиле широк спектар релативних виткости $\bar{\lambda}_\theta$, распон критичних температура од практичног значаја, компактне и витке попречне пресеке, широк распон димензија попречних пресека и три различита типа нерђајућих челика, аустенитне, дуплекс и феритне. Развијена је техника одређивања површи извијања $\chi_{fi} = f(\theta_{cr}, \bar{\lambda}_\theta)$, и методологија одређивања нумеричких кривих извијања на основу површи извијања за дефинисане вредности критичне температуре $\theta_{cr} = const.$, $\chi_{fi} = f(\theta_{cr} = const., \bar{\lambda}_\theta)$ потребних за процес калибрације израза за фактор редукције χ_{fi} .

Предмет калибрације била су три коефицијента α , β и γ који дефинишу коефицијент редукције χ_{fi} . Коефицијенти α и β калибрисани су у односу на компактне генерички дефинисане I пресеке са карактеристичним вредностима A_f/A_w и t_f/t_w , а коефицијент γ у односу на генеричке и додатно на групу стандардних I пресека који су обухватили и компактне и витке пресеке. Показано је, већ приликом калибрације коефицијената α и β , да постоји јака корелација између граничне носивости и вредности односа A_f/A_w и t_f/t_w

за одређени попречни пресек, чиме је потврђена хипотеза, по питању утицаја односа A_f/A_w и t_f/t_w и историје оптерећења на граничну носивост, постављена у овој дисертацији.

Тачност новог предлога оцењена је у односу на основне статистичке параметре, док је поузданост новог предлога оцењена с обзиром на критеријуме поузданости за пројектовање челичних елемената у пожару које је поставио *Kruppa* [54]. Упоредном анализом тачности новог предлога, предлога *Kucukler* и сарадници [5] и предлога према *EN 1993-1-2* [3] показано је да нови предлог пружа далеко квалитетнију (прецизнију) предикцију граничне носивости у односу на преостала два предлога, што омогућава економичнију и сигурнију примену ових елемената. Нови предлог такође задовољава и критеријуме поузданости [54].

Кодирање методологије нумеричког одређивања граничне носивости уз комплетан процес калибрације новопредложених израза за одређивање граничне носивости у програмском језику *Python*, омогућио је реализацију великог броја нумеричких анализа и њихово коришћење у процесу калибрације (укупно је спроведено 6000 нумеричких симулација, од којих је 3000 коришћено у процесу калибрације - за сваки модел анализиране су две комбинације имперфекција, а коришћени су резултати само неповољније комбинације за калибрацију израза). На овај начин, аутоматизацијом читавог процеса, избегнуте су грешке у моделирању, прорачуну и обради резултата. Поред тога, аутор дисертације је имао потпуну контролу над аутоматизованим процесом калибрације израза у односу на резултате нумеричких анализа, што је омогућило више циклуса калибрисања емпиријских израза за коефицијент γ и формулисање што оптималнијег решења.

Увидом у детаљније резултате нумеричких симулација, дијаграме бочно померање тежишта попречног пресека на средини висине стуба у односу на температуру, за стубове од сва три типа нерђајућих челика, уочена је разлика у карактеру лома карактеристична за аустенитне, дуплекс и феритне стубове. За стубове од аустенитног челика, а израженије за више вредности критичне температуре (односно нижи ниво аксијалног напрезања), лом није изражено крт-тренутан, већ са порастом температуре тангента на криву бочно померање-температура постепено добија вертикалан правац све до лома, односно лом и дуктилну компоненту. Код стубова од дуплекс челика, компонента дуктилности при лому је мање изражена, док је код стубова од феритног челика лом изражено крт за све вредности критичне температуре. Овакви закључци су у сагласности са карактером дијаграма $\sigma - \epsilon$ за ова три типа челика; аустенитни челици поседују највећу дуктилност, затим дуплекс, а феритни имају најмање дуктилну $\sigma - \epsilon$ везу.

У додатку А дати су резултати спроведеног експерименталног истраживања на нивоу материјала. Испитане су механичке карактеристике, чврстоћа при затезању и издужење при лому на следећим температурама: 20, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700 и 800°C. Након прорачуна коефицијената редуције за чврстоћу при затезању закључено је да су експериментално утврђене вредности коефицијената редуције сличне ($\pm 10\%$) вредностима из Приручника [29], уз изузетак вредности коефицијената на температури 600°C (разлика је 20%). Издужење при лому узорака прво опада од собне до температуре од 500°C, а затим се повећава и на температури од 800°C прелази вредност издужења на собној температури.

5.2. Правци даљег истраживања

Нерђајући челик, као материјал у грађевинарству, добија на значају са порастом свести о укупним, а не, иницијалним, трошковима изградње објеката. Самим тим и разумевање понашања елемената од нерђајућег челика постаје атрактивно за истраживаче. Посебан значај има разумевање понашања елемената при дејству пожара због сложености понашања и уочене непотпуности техничке регулативе. Последњих година уложен је одређени напор истраживача да се боље разуме понашање централно притиснутих стубова од нерђајућег челика завареног I пресека при дејству пожара ограниченог успеха у смислу побољшања прецизности предикције граничне носивости.

У овом истраживању показано је да историја оптерећења значајно утиче на одговор стубова од нерђајућег челика при дејству пожара, као и да постоји потреба увођења нових утицајних параметара на страни израза, за прецизније дефинисање граничне носивости за разлику од досадашњих покушаја да се понашање описује генерички у смислу попречних пресека, без додатног диференцирања пресека по неком параметру.

По истом принципу могу се и други видови достигања граничне носивости описивати, тражењем нових утицајних фактора и њиховим увођењем на страни израза за граничну носивост. Гранична носивост на флексионо извијање централно притиснутих стубова око јаче осе, бочно-торзионо извијање, гранична носивост ексцентрично притиснутих стубова и други феномени захтевају истраживање нових утицајних параметара којима би се побољшао квалитет предикције граничне носивости.

Развијени софтвер у програмском језику *Python* у оквиру ове докторске дисертације може да послужи за анализу свих наведених феномена уз минимална унапређења самих функционалности уз већ имплементирани механизми калибрације.

Поред тога, могуће је даље унапређење и самих израза предложених у оквиру ове докторске дисертације за одређивање граничне носивости на флексионо извијање око слабије осе централно притиснутих стубова од нерђајућег челика завареног I пресека при дејству пожара увођењем додатних утицајних параметара како би се прецизност предикције додатно побољшала.

6

ЛИТЕРАТУРА

- [1] L. Gardner, A New Approach to Structural Stainless Steel Design, Imperial College of Science, Technology and Medicine, 2002.
- [2] EN 1993-1-4, Eurocode 3 Design of Steel Structures - Part 1-2: General Rules - Supplementary Rules for Stainless Steel, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2005.
- [3] EN 1993-1-2, Eurocode 3 Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2005.
- [4] N. Rajić, A. Rašeta, Stainless steel I-section columns fire design considering the influence of loading history, J Constr Steel Res. 198 (2022) 107524. <https://doi.org/10.1016/J.JCSR.2022.107524>.
- [5] M. Kucukler, Z. Xing, L. Gardner, Behaviour and design of stainless steel I-section columns in fire, J Constr Steel Res. 165 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.105890>.
- [6] Zakon o zaštiti od požara, Službeni Glasnik RS, Br. 111/2009, 20/2015, 87/2018 i 87/2018. (2018).
- [7] EN 1990:2002+A1, Eurocode 0 Basis of structural design, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2005.
- [8] EN 1991-1-2, Eurocode 1 Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2002.
- [9] ISO 834-11:2014 Fire-resistance tests — Elements of building construction — Part 1: General requirements, ISO International Organization for Standardization, ISO/TC 92/SC 2 Fire containment, 2014.
- [10] EN 10088-1, Stainless steels - Part 1: List of stainless steels, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2014.
- [11] EN 10088-4, Stainless steels - Part 4: Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for construction purposes, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2011.

- [12] EN 10088-5, Stainless steels - Part 5: Technical delivery conditions for bars, rods, wire, sections and bright products of corrosion resisting steels, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2011.
- [13] EN 10027-2, Designation systems for steels - Part 2: Numerical system, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, n.d.
- [14] O.W.R. Ramberg W, Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters, Washington DC, USA, 1943.
- [15] Hill HN., Determination of stress-strain relations from "offset" yield strength values, 1944.
- [16] E. Mirambell, E. Real, On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: an experimental and numerical investigation, 2000. www.elsevier.com/locate/jcsr.
- [17] K.J.R. Rasmussen, Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys, 2003. www.elsevier.com/locate/jcsr.
- [18] L. Gardner, D.A. Nethercot, Experiments on stainless steel hollow sections-Part 1: Material and cross-sectional behaviour, *J Constr Steel Res.* 60 (2004) 1291–1318. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2003.11.006>.
- [19] L. Gardner, Stainless Steel Structures in Fire, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings.* 160 (2007) 129–138. <https://doi.org/10.1680/stbu.2007.160.3.129>.
- [20] J. Chen, B. Young, Stress-strain curves for stainless steel at elevated temperatures, *Eng Struct.* 28 (2006) 229–239. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.07.005>.
- [21] L. Gardner, A. Insausti, K.T. Ng, M. Ashraf, Elevated temperature material properties of stainless steel alloys, *J Constr Steel Res.* 66 (2010) 634–647. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2009.12.016>.
- [22] K.T. Ng, *Stainless Steel Structures in Fire*, Imperial College London, 2007.
- [23] L. Twilt, C. Both, Stress-Strain Relationships of Structural Steel at Elevated Temperatures, Analysis of Various Options and European Proposal, TNO-Report BI-91-015, ECSC-Project: SA 112 Part F: Mechanical Properties, Delft, 1991.
- [24] A. Rubert, P. Schaumann, Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften von Baustahl bei Brandbeanspruchung, *Stahlbau.* 54 (1985) 81–86.
- [25] B.R. Kirby, R.R. Preston, High temperature properties of hot-rolled, structural steels for use in fire engineering design studies, *Fire Saf J.* 13 (1988) 27–37. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(88\)90030-6](https://doi.org/10.1016/0379-7112(88)90030-6).
- [26] E. Commission, D.-G. for R. and Innovation, B. Burgan, N. Baddoo, E. Sélen, A. Olssen, L. Gardner, Development of the use of stainless steel in construction: final report, Publications Office, 2002.
- [27] B. Zhao, Development of the use of stainless steel in construction, WP5.1: Material behaviour at elevated temperatures, Off. for Off. Publ. of the Europ. Communities, 2000.

- [28] B. Zhao, Évaluation de la résistance au feu des éléments structuraux en acier inoxydable, *Construction Métallique*, CTICM. 4 (2002).
- [29] Euro Inox/SCI. Design manual for structural stainless steel. third ed. Building series, vol. 3., Euro Inox and the Steel Construction Institute, 2006.
- [30] Z. Xing, *Structural Behaviour and Design of Stainless Steel I-sections in Fire*, Imperial College London, 2020.
- [31] Z. Xing, M. Kucukler, L. Gardner, Local buckling of stainless steel I-sections in fire: finite element modelling and design, *Thin-Walled Structures*. 161 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.107486>.
- [32] Z. Xing, M. Kucukler, L. Gardner, Local buckling of stainless steel plates in fire, *Thin-Walled Structures*. 148 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106570>.
- [33] L. Gardner, Y. Bu, P. Francis, N.R. Baddoo, K.A. Cashell, F. McCann, Elevated temperature material properties of stainless steel reinforcing bar, *Constr Build Mater*. 114 (2016) 977–997. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.04.009>.
- [34] Y. Liang, T. Manninen, O. Zhao, F. Walport, L. Gardner, Elevated temperature material properties of a new high-chromium austenitic stainless steel, *J Constr Steel Res*. 152 (2019) 261–273. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.04.028>.
- [35] S. Afshan, O. Zhao, L. Gardner, Standardised material properties for numerical parametric studies of stainless steel structures and buckling curves for tubular columns, *J Constr Steel Res*. 152 (2019) 2–11. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.02.019>.
- [36] EN 1993-1-1, Eurocode 3 Design of Steel Structures - Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2005.
- [37] M. Sekulović, *Teorija linijskih nosača*, Građevinska knjiga, Beograd, 2011.
- [38] W. Ayrton, A. Robertson, On struts, *The Engineer* 62. (1886) 464–465.
- [39] J. Janss, R. Minne, Buckling of steel columns in fire conditions, *Fire Saf J*. 4 (1981) 227–235. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(81\)90025-4](https://doi.org/10.1016/0379-7112(81)90025-4).
- [40] prENV 1993-1-2, Eurocode 3. Design of steel structures - Draft part 1.2: Structural fire design, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 1993.
- [41] E. Commission, D.-G. for R. and Innovation, J. Schleich, J. Kruppa, L. Cajot, Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, Publications Office, 1998.
- [42] J.M. Franssen, D. Talamona, J. Kruppa, L.G. Cajot, Stability of steel columns in case of fire: Experimental evaluation, 1998.
- [43] D. Talamona, J.M. Franssen, J.B. Schleich, J. Kruppa, Stability of steel columns in case of fire: Numerical modeling, 1997.
- [44] J.-M. Franssen, J.-B. Schleich, L.-G. Cajot, W. Azpiazu, A Simple Model for the Fire Resistance of Axially Loaded Members Comparison with Experimental Results, 1996.

- [45] EN 1993-1-5, Eurocode 3 Design of Steel Structures - Part 1-5: Plated structural elements, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2005.
- [46] N. Lopes, P.V. Real, L. Simões Da Silva, J.-M. Franssen, Axially Loaded Stainless Steel Columns in Case of Fire, 2010.
- [47] Lopes Nuno, Behaviour of stainless steel structures in case of fire, Universidade de Aveiro, 2009.
- [48] S. Dassault Systemes, Abaqus v.6.14 Reference Manual, 2014.
- [49] H.X. Yuan, Y.Q. Wang, Y.J. Shi, L. Gardner, Residual stress distributions in welded stainless steel sections, *Thin-Walled Structures*. 79 (2014) 38–51. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2014.01.022>.
- [50] M.A. Crisfield, A fast incremental/iterative solution procedure that handles “Snap-through,” n.d.
- [51] C. Couto, P. Vila Real, N. Lopes, B. Zhao, Effective width method to account for the local buckling of steel thin plates at elevated temperatures, *Thin-Walled Structures*. 84 (2014) 134–149. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2014.06.003>.
- [52] C. Couto, P. Vila Real, N. Lopes, B. Zhao, Numerical investigation of the lateral-torsional buckling of beams with slender cross sections for the case of fire, *Eng Struct*. 106 (2016) 410–421. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.10.045>.
- [53] A. Ranby, *Structural Fire Design of Thin Walled Steel Sections*, 1998.
- [54] J. Kruppa, Eurocodes–fire parts, proposal for a methodology to check the accuracy of assessment methods, 1999.
- [55] A. Martins, Numerical simulation and design of stainless steel columns under fire conditions, *Eng Struct*. (2021). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111628>.
- [56] M. Ashraf, L. Gardner, D.A. Nethercot, Finite element modelling of structural stainless steel cross-sections, *Thin-Walled Structures*. 44 (2006) 1048–1062. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2006.10.010>.
- [57] A. Mohammed, S. Afshan, Numerical modelling and fire design of stainless steel hollow section columns, *Thin-Walled Structures*. 144 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106243>.
- [58] N. Lopes, P. Vila Real, L. Simões Da Silva, J.M. Franssen, Numerical analysis of stainless steel beam-columns in case of fire, *Fire Saf J*. 50 (2012) 35–50. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.02.003>.
- [59] A. Mohammed, Behaviour and design of cold-formed stainless steel hollow section structural components in fire, Brunel University London, 2019.
- [60] M. Liu, S. Fan, R. Ding, G. Chen, E. Du, K. Wang, Experimental investigation on the fire resistance of restrained stainless steel H-section columns, *J Constr Steel Res*. 163 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.105770>.

- [61] S. Fan, M. Liu, W. Sun, Y. Guo, Y.L. Han, Experimental investigation of eccentrically compressed stainless steel columns with constraints in fire, *Fire Saf J.* 99 (2018) 49–62. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2018.06.005>.
- [62] S. Fan, B. He, X. Xia, H. Gui, M. Liu, Fire resistance of stainless steel beams with rectangular hollow section: Experimental investigation, *Fire Saf J.* 81 (2016) 17–31. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2016.01.013>.
- [63] R. Ding, S. Fan, G. Chen, C. Li, E. Du, C. Liu, Fire resistance design method for restrained stainless steel H-section columns under axial compression, *Fire Saf J.* 108 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.102837>.
- [64] Z. Xing, O. Zhao, M. Kucukler, L. Gardner, Testing of stainless steel I-section columns in fire, *Eng Struct.* 227 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111320>.
- [65] Z. Xing, O. Zhao, M. Kucukler, L. Gardner, Fire testing of austenitic stainless steel I-section beam–columns, *Thin-Walled Structures.* 164 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.107916>.
- [66] EN 1090-2, Execution of steel structures and aluminium structures - Part 2: technical requirements for steel structures, European Committee for Standardization (CEN), Brussels, 2018.
- [67] AISC 360. Specification for Structural Steel Buildings., American Institute of Steel Construction (ANSI/AISC), Illinois, USA, 2016.
- [68] AISC 370. Specification for Structural Steel Buildings, American Institute of Steel Construction (ANSI/AISC), Illinois, USA, 2021.
- [69] AS 4100 Steel Structures, Standards Australia, Sydney, Australia, 2020.
- [70] AS/NZS 4600 Cold-formed Structures, Standards Australia, Sydney, Australia, 2018.
- [71] I. Arrayago, K.J.R. Rasmussen, Influence of the imperfection direction on the ultimate response of steel frames in advanced analysis, *J Constr Steel Res.* 190 (2022) 107137. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2022.107137>.
- [72] I. Arrayago, K.J.R. Rasmussen, E. Real, Statistical analysis of the material, geometrical and imperfection characteristics of structural stainless steels and members, *J Constr Steel Res.* 175 (2020) 106378. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106378>.
- [73] P. Bredenkamp, G. van den Berg, P. van der Merwe, Residual stresses and the strength of stainless steel I-section columns, *Proceedings of the Structural Stability Research Council.* (1992) 69–86.
- [74] O. Lagerqvist, A. Olsson, Residual stresses in welded I-girders made of stainless steel and structural steel, *Proceedings of the 9th Nordic Steel Construction Conference.* (2001) 737–744.
- [75] Y. Wang, J. Guan, Y. Zhang, Y. Shi, L. Yang, Experimental study on residual stress of austenitic stainless steel 316 in fabricated I-sections, *Ind Constr.* (2012) 44–50.

-
- [76] C. Couto, P. Vila Real, N. Lopes, B. Zhao, Resistance of steel cross-sections with local buckling at elevated temperatures, *J Constr Steel Res.* 109 (2015) 101–114. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2015.03.005>.
- [77] EN 10365, Hot rolled steel channels, I and H sections - Dimensions and masses, 2017.
- [78] EN ISO 6892-1:2019, Metallic materials -Tensile testing -Part 1: Method of test at room temperature, ISO, Geneva, Switzerland, 2019.
- [79] EN ISO 6892-2:2018, Metallic materials - Tensile testing - Part 2: Method of test at elevated temperature, ISO, Geneva, Switzerland, 2018.
- [80] S. Fan, L. Jia, X. Lyu, W. Sun, M. Chen, J. Zheng, Experimental investigation of austenitic stainless steel material at elevated temperatures, *Constr Build Mater.* 155 (2017) 267–285. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2017.08.047>.

ДОДАТАК А.

ИСТРАЖИВАЊЕ ПОНАШАЊА НА НИВОУ МАТЕРИЈАЛА

А.1 Испитивање механичких својстава материјала на повишеним температурама

Спроведено експериментално истраживање обухватило је најшире примењивану врсту нерђајућег челика у домаћој пракси - аустенитни *EN 1.4301 (AISI 304)* нерђајући челик. У табели А.1 дата је процентуална заступљеност легирајућих елемената предметног типа нерђајућег челика према атесту произвођача и према *EN 10088-4* [11].

Табела А.1 Хемијски састав аустенитног нерђајућег челика *EN 1.4301* према атесту произвођача и према *EN 10088-4* [11].

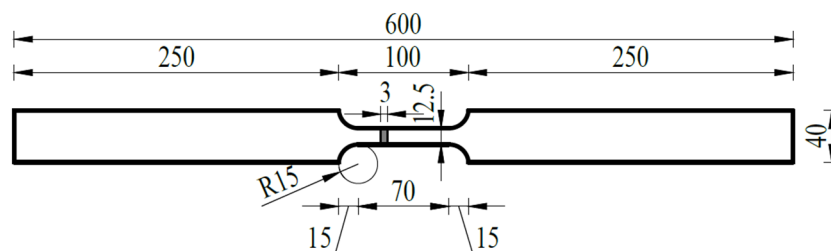
	Садржај (%)							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	N
Атест	0.025	0.508	1.502	0.0213	0.0077	18.317	8.126	0.0452
<i>EN 10088-4</i>	≤ 0.07	≤ 1.00	≤ 2.00	≤ 0.045	≤ 0.015	17.5-19.5	8.0-10.5	≤ 0.10

Табела А.2 Механичке карактеристике аустенитног челика *EN 1.4301* према атесту произвођача и према *EN 10088-4* [11].

	$f_{0.2}$ (MPa)	$f_{1.0}$ (MPa)	f_u (MPa)	A_5 (%)
Атест	431	491	631	52.4
<i>EN 10088-4</i>	≥ 210	-	≥ 520	≥ 45
Врућеваљани лим				

где је A_5 издужење при лому за стандардну мерну дужину од $5.65 \sqrt{A_c}$, где је A_c површина испитног пресека епрувете.

Испитано је укупно 18+3 епрувете, при чему су по две епрувете испитане на свакој разматраној температури уз додатно испитану по једну епрувету на 500, 600 и 700°C. Испитане су механичке карактеристике на следећим температурама: 20, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700 и 800°C, што даје укупан број епрувета једнак: 2 сета × 9 температура = 18 епрувета. Епрувете су исечене техником воденог млаза (енгл. *water jet* техника) из основног челичног материјала - траке дебљине 3 mm, како би утицај технике сечења на механичке карактеристике епрувете био минималан. Епрувете су обликоване сагласно техници испитивања и препорукама датим у [78,79]. Номиналне димензије епрувета дате су на слици А.1, док су стварне димензије измерене дигиталним нонијусом прецизности 0.01 mm. На слици А.2 приказане су епрувете припремљене за тест на затезање. У табели А.3 дате су ознаке и димензије испитаних епрувета.



Слика А.1 Номиналне димензије епрувете у mm

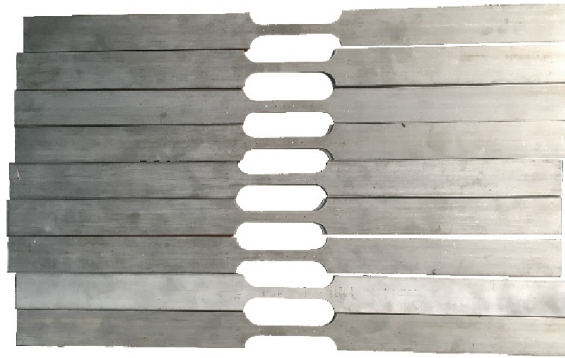
Табела А.3 Ознаке и димензије испитаних епрувета

Група	Ознака	Температура θ , (°C)	Ширина b , (mm)	Дебљина t , (mm)
0	S20-1	20	12.60	3.02
	S20-2		12.61	2.91
1	S100-1	100	12.58	3.03
	S100-2		12.67	2.99
2	S200-1	200	12.65	3.03
	S200-2		12.52	3.01
3	S300-1	300	12.58	3.03
	S300-2		12.56	2.98
4	S400-1	400	12.65	2.96
	S400-2		12.50	2.97
5	S500-1	500	12.57	2.96
	S500-2		12.58	2.94
	S500-3		12.32	2.98
6	S600-1	600	12.58	2.95
	S600-2		12.57	3.01
	S600-3		12.66	3.01
7	S700-1	700	12.71	2.90
	S700-2		12.56	3.02
	S700-3		12.70	2.92
8	S800-1	800	12.67	2.97
	S800-2		12.56	2.96

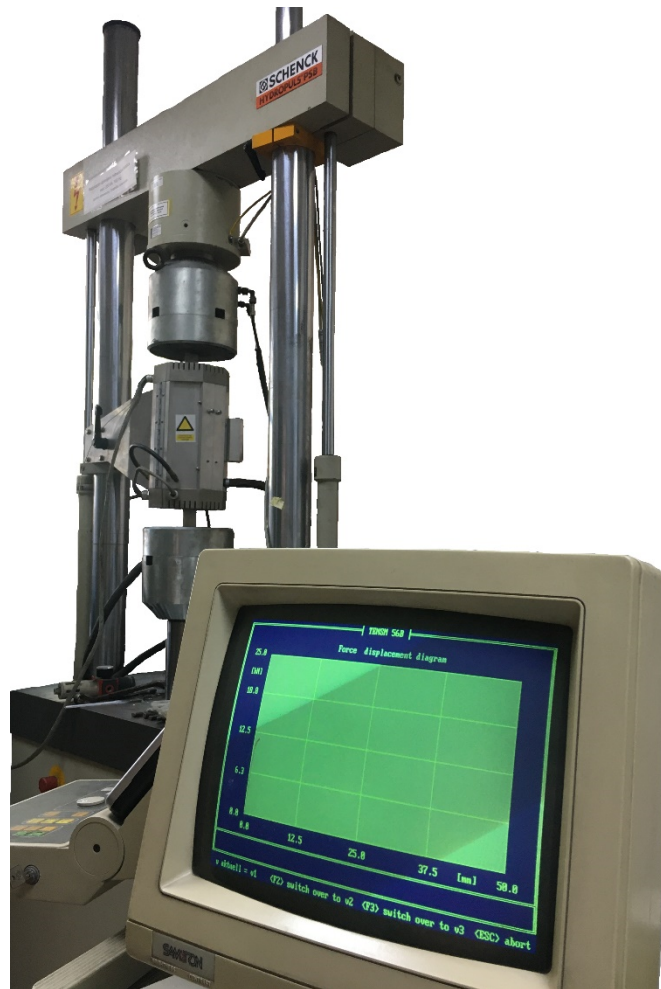
Експериментално испитивање механичких својстава материјала на повишеним температурама је спроведено у Лабораторији за испитивање материјала Факултета техничких наука Департнама за производно машинство Универзитета у Новом Саду. Испитивање је спроведено на рачунаром управљаној кидалици максималног капацитета 250 kN *Schenk Hydropuls PSB 250* која је приказана на слици А.3 заједно са бубњем за загревање узорка.

Узорци су заједно са бубњем са инфрацрвеним грејачима монтирани на кидалицу. У самом бубњу интегрисан је мерач температуре, међутим током загревања, додатним термопаровима контролисана је температура на површини узорка. Такође, током загревања допуштено је слободно термичко ширење узорка. Након постизања одговарајуће температуре у бубњу, узорак је остављен 5 минута на константној температури, а затим се приступило тесту на затезање. Током теста, температура се одржавала константном. Издужење радног дела епрувете праћено је издужењем почетне мерне дужине $L_0 = 50$ mm. Брзина наношења оптерећења је аутоматски контролисана и

износила је између 15 и 20 МПа/s. На слици А.4 приказана је епрувета постављена у бубањ намонтиран на кидалицу током теста на затезање на повишеној температури.



Слика А.2 Епрувете пропремљене за тестирање



Слика А.3 Опрема за спровођење теста на затезање на повишеним тепературама

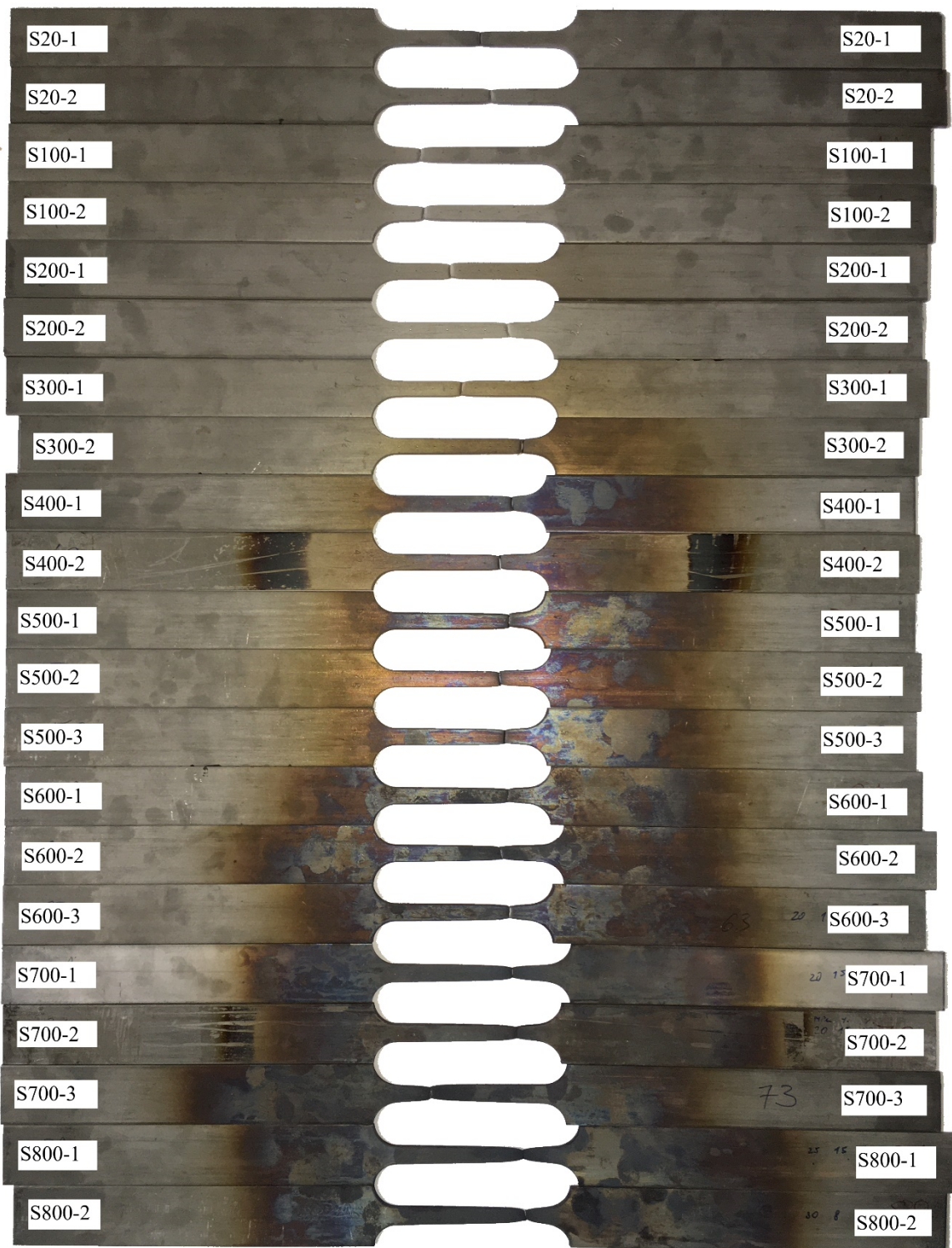
Испитивањем на затезање добијени су чврстоћа при затезању $f_{u,\theta}$ и дилатација при лому $\epsilon_{f,\theta}$. У табели А.4 дат је преглед механичких карактеристика добијених испитивањем на затезање узорака на повишеним температурама.



Слика А.4 Испитивање епрувете на затезање на повишеној температури

Табела А.4 Механичке карактеристике испитаних узорака

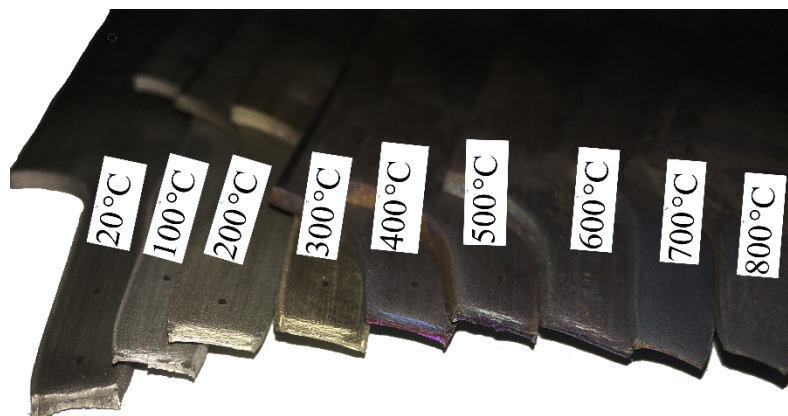
Група	Ознака	$f_{u,\theta}$, (N/mm ²)	$\epsilon_{f,\theta}$ (-)	Група	Ознака	$f_{u,\theta}$, (N/mm ²)	$\epsilon_{f,\theta}$ (-)
0	S20-1	640.8	0.53	5	S500-1	339.1	0.27
	S20-2	664.3	0.54		S500-2	392.1	0.32
	Просек:	652.6	0.53		S500-3	348.4	0.28
1	S100-1	502.2	0.46	Просек:	359.9	0.29	6
	S100-2	501.4	0.45	S600-1	320.8	0.34	
	Просек:	501.8	0.45	S600-2	271.1	0.52	
2	S200-1	455.4	0.41	S600-3	283.1	0.39	7
	S200-2	465.4	0.37	Просек:	291.7	0.41	
	Просек:	460.4	0.39	S700-1	196.9	0.63	
3	S300-1	455.9	0.39	S700-2	225.3	0.48	8
	S300-2	440.2	0.35	S700-3	240.0	0.57	
	Просек:	448.1	0.37	Просек:	220.7	0.41	
4	S400-1	383.5	0.28	S800-1	140.8	0.66	
	S400-2	394.4	0.31	S800-2	131.8	0.56	
	Просек:	389.0	0.30	Просек:	136.3	0.61	



Слика А.5 Епрувете након спроведених тестова на затезање на повишеној температури

На слици А.5 приказане су свих 21 епрувета након спроведених тестова на затезање на повишеним температурама. Узорци су поравнати према почетку радијуса кривине на левој страни како би се уочила разлика између издужења радног дела после лома. Издужење при лому прво опада од собне до температуре од 500°C, а затим се повећава и на температури од 800°C прелази вредност издужења на собној температури.

Попречни пресеци на месту лома епрувета испитаних на свим релевантним температурама приказани су на слици А.6. Према боји узорка после лома може се закључити до које температуре је узорак био изложен. Са порастом температуре боја прелази са сиве на жуту пењући се према температури од 300°C, затим на 400°C прелази у љубичасту, а са даљим прирастом температуре преузима тамнију нијансу и на крају тежи црној боји.



Слика А.6 Попречни пресеци на месту лома епрувета после спроведеног теста на затезање на повишеној температури

А.2 Прорачун фактора редукције чврстоће при затезању и поређење са *EN 1993-1-2* [3] и Приручником [29]

У табели А.5 дате су вредности коефицијента редукције за чврстоћу при затезању према *EN 1993-1-2* [3] $k_{u,\theta}^{EN}$, према Приручнику [29] $k_{u,\theta}^P$ и експериментално утврђене вредности фактора редукције $k_{u,\theta}^{EXP}$ на основу упросечених вредност из табеле А.4. Експериментално утврђене вредности коефицијената редукције сличне ($\pm 10\%$) су вредностима из Приручника [29], уз изузетак вредности коефицијената на температури 600°C (разлика је 20%) имајући у виду значајна расипања резултата у литератури [80].

Табела А.5 Механичке карактеристике испитаних узорака

θ (°C)	$k_{u,\theta}^P$	$k_{u,\theta}^{EN}$	$k_{u,\theta}^{EXP}$
20	1.00	1.00	1.00
100	0.81	0.87	0.77
200	0.72	0.77	0.71
300	0.68	0.73	0.69
400	0.66	0.72	0.60
500	0.61	0.67	0.55
600	0.54	0.58	0.45
700	0.40	0.43	0.34
800	0.25	0.27	0.21
900	0.13	0.15	-
1000	0.08	0.07	-
1100	-	0.03	-
1200	-	0.00	-

ДОДАТАК Б.

ПРОРАЧУНСКИ ПРИМЕРИ

У овом додатку даће се два прорачунска примера одређивања граничне носивости центрично притиснутих стубова у односу на флексионо извијање при дејству пожара. Први пример односиће се на одређивање граничне носивости стуба компактног, а други витког I попречног пресека. Примери су дати са циљем ближег представљања предложене методологије за одређивање граничне носивости. Коришћене су механичке карактеристике материјала из табеле 2.12 [35].

Б.1 Одређивање граничне носивости центрично притиснутог стуба у односу на флексионо извијање - компактан пресек

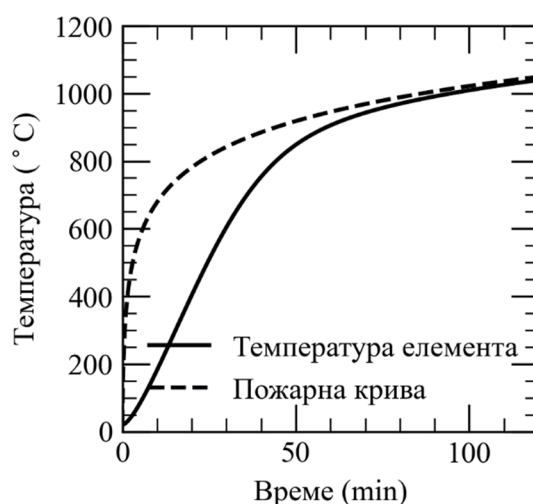
Приказаће се одређивање граничне носивости центрично притиснутог стуба пресека НЕМ 260 висине 8 m од аустенитног челика ($f_{0,2} = 280$ МПа и $E = 200$ GPa) EN 1.4301 изложеног ISO стандардном пожару [9] у трајању од 30 min. Карактеристике попречног пресека НЕМ 260 дате су у табели Б.1.

Табела Б.1 Карактеристике пресека НЕМ 260.

висина пресека, h (mm):	290
ширина пресека, b (mm):	268
дебљина фланше, t_f (mm):	32.5
дебљина ребра, t_w (mm):	18
радијус зобљења, r (mm):	24
површина попречног пресека, A (cm ²):	219.6
површина фланши, A_f (cm ²):	174.2
површина ребра, A_w (cm ²):	45.4
моменат инерције око слабије осе, I_z (cm ⁴):	10448.6
однос површина фланши и ребра, A_f/A_w (-):	3.84
однос дебљина фланши и ребра, t_f/t_w (-):	1.81

Развој температуре у стубу

Развој температуре у стубу при дејству пожара може се одредити на основу једноставних израза датих у поглављу 4.2.5 *EN 1993-1-2* [3]. На слици Б.1 приказан је развој просечне температуре попречног пресека стуба и развој температуре према стандардној пожарној кривој [9]. Са слике Б.1 може се очитати просечна температура у оквиру попречног пресека за било који временски тренутак.



Слика Б.1 Развој просечне температуре стуба попречног пресека НЕМ 260 кроз време и пожарна крива према стандардном пожару [9].

За изложеност пожару од 30 min просечна температура у оквиру попречног пресека износи 604.6°C.

Материјалне карактеристике на повишеној температури θ

Коефицијенти редукције материјалних карактеристика [29] на температури од 604.6°C, фактор редукције чврстоће којој одговара трајна пластична дилатација 2% $k_{2,\theta}$, и модула еластичности $k_{E,\theta}$, могу се одредити линеарном интерполацијом вредности у табели 2.7 и износе:

$$k_{2,\theta} = 0.6736 \text{ и } k_{E,\theta} = 0.7577 \quad \text{Б.1}$$

а на основу којих се може одредити коренски однос фактора редукције чврстоће и модула еластичности на температури θ :

$$\xi_{\theta} = 0.9428 \quad \text{Б.2}$$

Чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација 2% $f_{2,\theta}$, и модул еластичности E_{θ} , на температури $\theta = 604.6^{\circ}\text{C}$ износе:

$$f_{2,\theta} = 188.6 \text{ МПа и } E_{\theta} = 151.5 \text{ ГПа} \quad \text{Б.3}$$

Класификација попречног пресека на повишеној температури θ

Изразима 4.6 и 4.12 дате су границе класификовања унутрашњих и конзолних елемената од аустенитног нерђајућег челика на компактне/витке, респективно. Граница виткости за лим ребра износи:

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta,w} = (0.27 + \sqrt{0.0279 - 0.015 \cdot 1.0})^{1.33} \sqrt{0.9428} = 0.2715 \quad \text{Б.4}$$

а за лим фланше:

$$\bar{\lambda}_{p0,\theta,f} = 0.237\sqrt{0.9428} = 0.2301 \quad \text{Б.5}$$

Релативна виткост ребра према изразу 4.16 износи:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta,w} = \xi_{\theta} \bar{\lambda}_{p,w} = \xi_{\theta} \frac{c_w/t_w}{28.4\varepsilon\sqrt{k_{\sigma}}} = 0.9428 \frac{0.177/0.018}{28.4 \cdot 0.8940\sqrt{4.0}} = 0.1826 \quad \text{Б.6}$$

а фланше:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta,f} = \xi_{\theta} \bar{\lambda}_{p,f} = \xi_{\theta} \frac{c_f/t_f}{28.4\varepsilon\sqrt{k_{\sigma}}} = 0.9428 \frac{0.101/0.0325}{28.4 \cdot 0.8940\sqrt{0.43}} = 0.1760 \quad \text{Б.7}$$

при чему је материјални фактор на собној температури једнак:

$$\varepsilon = \sqrt{(235/280)(200000/210000)} = 0.8940 \quad \text{Б.8}$$

Како је $\bar{\lambda}_{p,\theta,w} < \bar{\lambda}_{p0,\theta,w}$ и $\bar{\lambda}_{p,\theta,f} < \bar{\lambda}_{p0,\theta,f}$, и лим ребра и лим фланше спадају у категорију компактних пресека, па и попречни пресек НЕМ 260 на температури $\theta = 604.6^{\circ}\text{C}$ у целини припада категорији компактних пресека. Стога следи да су ефективне карактеристике пресека једнаке бруто карактеристикама пресека, односно да нема редукције карактеристика попречног пресека због виткости његових саставних делова - лимова.

Одређивање граничне носивости на температури θ

Ојлерова критична сила за извијање око слабије осе $N_{cr,z}$, једнака је према изразу 2.51:

$$N_{cr,z} = \pi^2 \frac{EI_z}{L^2} = 3222.6 \text{ kN} \quad \text{Б.9}$$

Релативна виткост на температури θ за слабију осу може се израчунати према изразу 4.3 за компактне пресеке:

$$\bar{\lambda}_{z,\theta} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr,z}}} \sqrt{\frac{k_{2,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \sqrt{\frac{219.6 \cdot 28.0}{3222.6}} 0.9428 = 1.3024 \quad \text{Б.10}$$

Коефицијенти α и β могу се одредити на основу израза 4.18 са коефицијентима полинома датим у табелама 4.3 и 4.4. Како је израз 4.18 дефинисан за температуре 400, 500, 600 и 700°C ($600^{\circ}\text{C} < \theta = 604.6^{\circ}\text{C} < 700^{\circ}\text{C}$), потребно је одредити вредности коефицијената α и β за температуре 600 и 700°C , а затим линеарном интерполацијом доћи до вредности коефицијената за разматрану температуру $\theta = 604.6^{\circ}\text{C}$.

$$\begin{aligned} \alpha_{AU,600^{\circ}\text{C}} &= 1.3005 - 0.6915y + 0.0136x^2 + 0.3466y^2 - 0.0012x^4 + 0.0067x^3y \\ &\quad - 0.0168x^2y^2 + 0.0137xy^3 - 0.0224y^4 = 1.0696 \end{aligned} \quad \text{Б.11}$$

$$\begin{aligned} \alpha_{AU,700^{\circ}\text{C}} &= 1.3379 - 0.8978y + 0.0089x^2 + 0.4434y^2 - 0.0015x^4 + 0.0119x^3y \\ &\quad - 0.0378x^2y^2 + 0.0493xy^3 - 0.0492y^4 = 0.9526 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \beta_{AU,600^{\circ}\text{C}} &= 1.3156 - 0.9619y + 0.0278x^2 + 0.3530y^2 - 0.0005x^4 + 0.0001x^3y \\ &\quad - 0.0082x^2y^2 + 0.0172xy^3 - 0.0176y^4 = 0.8491 \end{aligned} \quad \text{Б.12}$$

$$\begin{aligned} \beta_{AU,700^{\circ}\text{C}} &= 1.5109 - 1.1454y + 0.0168x^2 + 0.6710y^2 + 0.0018x^4 - 0.0152x^3y \\ &\quad + 0.0379x^2y^2 - 0.0598xy^3 + 0.0142y^4 = 1.3335 \end{aligned}$$

где је $x = A_f/A_w = 3.84$ и $y = t_f/t_w = 1.81$.

Након линеарне интерполације за вредности коефицијената α и β за температуру $\theta = 604.6^\circ\text{C}$ добија се:

$$\alpha_{AU,604.6^\circ\text{C}} = 1.0642 \quad \text{Б.13}$$

$$\beta_{AU,604.6^\circ\text{C}} = 0.8820 \quad \text{Б.14}$$

Коефицијент γ рачуна се према изразу 4.19 као $\gamma = \gamma' \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2$, при чему је вредност коефицијента γ' према изразу 4.20 за аустенитне челике једнака:

$$\gamma' = 1.065 \quad \text{Б.15}$$

Вредности коефицијената γ_1 и γ_2 могу се одредити интерполирањем квадратне функције између вредности датих у табелама 4.5 и 4.6, респективно.

За вредност коефицијента γ_1 добија се:

$$\gamma_1 = 0.8517 \quad \text{Б.16}$$

У табели Б.2 прерачунате су граничне вредности коефицијента γ_2 за предметни попречни пресек ($t_f = 32.5 \text{ mm}$) и разматрану вредност температуре $\theta = 604.6^\circ\text{C}$.

Табела Б.2 Граничне вредности за квадратну функцију $\gamma_2 = f(\bar{\lambda}_\theta)$ за аустенитни челик.

γ_2	Аустенитни
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=0.50}$	$1 - (\gamma_1 - 1) \frac{t_f}{40} = 1 - (0.8517 - 1) \frac{32.5}{40} = 1.1205$
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=1.00}$	$1 + (\gamma_1 - 1) 0.5 \left(\frac{\theta}{600}\right)^2 = 1 + (0.8517 - 1) 0.5 \left(\frac{604.6}{600}\right)^2 = 0.9247$
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=2.00}$	$1 + (\gamma_1 - 1) 1.5 \frac{t_f}{20} \left(\frac{\theta}{550}\right)^2 = 1 + (0.8517 - 1) 1.5 \frac{32.5}{20} \left(\frac{604.6}{550}\right)^2 = 0.5632$

Након интерполације за вредност коефицијента γ_2 добија се:

$$\gamma_2 = 0.8111 \quad \text{Б.17}$$

тада је коефицијент γ једнак:

$$\gamma = \gamma' \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2 = 1.065 \cdot 0.8517 \cdot 0.8111 = 0.7357 \quad \text{Б.18}$$

Фактор редукације χ_{fi} према изразу 4.2 једнак је:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\gamma \phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^2 - \beta \bar{\lambda}_\theta^2}} = \frac{1}{0.7357 \cdot 1.9852 + \sqrt{1.9852^2 - 0.8820 \cdot 1.3024^2}} = 0.3311 \quad \text{Б.19}$$

уз вредност ϕ_θ према:

$$\phi_\theta = 0.5 \left[1 + \alpha \frac{\bar{\lambda}_\theta}{\xi_\theta} + \beta \bar{\lambda}_\theta^2 \right] = 0.5 \left[1 + 1.0642 \frac{1.3024}{0.9428} + 0.8820 \cdot 1.3024^2 \right] = 1.9830 \quad \text{Б.20}$$

Коначно, за граничну носивост $N_{b,fi,t,Rd}$, према 4.1 за компактне пресеке, добија се:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} = \frac{0.3311 \cdot 219.6 \cdot 18.86}{1.0} = 1371.48 \text{ kN} \quad \text{Б.21}$$

Б.2 Одређивање граничне носивости центрично притиснутог стуба у односу на флексионо извијање - витак пресек

Приказаће се одређивање граничне носивости центрично притиснутог стуба пресека HEA 220 висине 3 m од дуплекс челика ($f_{0,2} = 530$ MPa и $E = 200$ GPa) EN 1.4462 изложеног ISO стандардном пожару [9] у трајању од 10 min. Карактеристике попречног пресека HEA 220 дате су у табели Б.3.

Табела Б.3 Карактеристике пресека HEA 220.

висина пресека, h (mm):	210
ширина пресека, b (mm):	220
дебљина фланше, t_f (mm):	11
дебљина ребра, t_w (mm):	7
радијус зобљења, r (mm):	18
површина попречног пресека, A (cm ²):	64.3
површина фланши, A_f (cm ²):	48.4
површина ребра, A_w (cm ²):	15.9
моменат инерције око слабије осе, I_z (cm ⁴):	1954.6
однос површина фланши и ребра, A_f/A_w (-):	3.04
однос дебљина фланши и ребра, t_f/t_w (-):	1.57

Развој температуре у стубу

На слици Б.2 приказан је развој просечне температуре попречног пресека стуба и развој температуре према стандардној пожарној кривој [9]. Са слике Б.2 може се очитати просечна температура у оквиру попречног пресека за било који временски тренутак. За изложеност пожару од 10 min просечна температура у оквиру попречног пресека износи 374.3°C.

Материјалне карактеристике на повишеној температури θ

Коефицијенти редукције материјалних карактеристика [29] на температури од 374.3°C, фактор редукције чврстоће којој одговара трајна пластична дилатација 2% $k_{2,\theta}$, и модула еластичности $k_{E,\theta}$, износе:

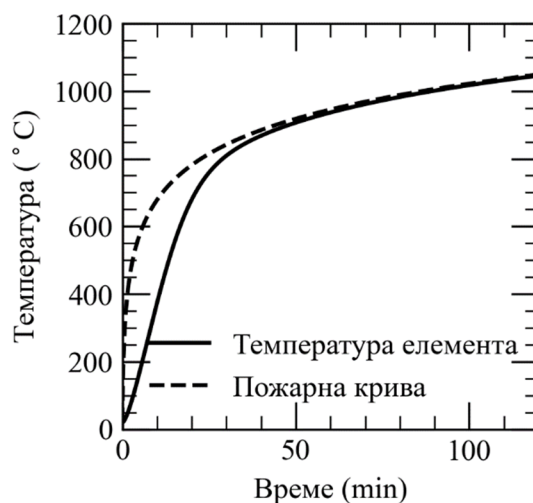
$$k_{2,\theta} = 0.7754 \text{ и } k_{E,\theta} = 0.8503$$

са коренским односом фактора редукције чврстоће и модула еластичности на температури θ једнаким:

$$\xi_{\theta} = 0.9550 \quad \text{Б.23}$$

Чврстоћа којој одговара трајна пластична дилатација 2% $f_{2,\theta}$, и модул еластичности E_{θ} , на температури $\theta = 374.3^{\circ}\text{C}$ износе:

$$f_{2,\theta} = 411.0 \text{ МПа и } E_{\theta} = 170.1 \text{ ГПа} \quad \text{Б.24}$$



Слика Б.2 Развој просечне температуре стуба попречног пресека НЕА 220 кроз време и пожарна крива према стандардном пожару [9].

Класификација попречног пресека на повишеној температури θ

На основу израза 4.9 и 4.15 границе виткости за лимове ребра и фланше износе, респективно:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta,w} = (0.30 + \sqrt{0.045 - 0.015 \cdot 1.0})^{1.33} \sqrt{0.9550} = 0.3613 \quad \text{Б.25}$$

$$\bar{\lambda}_{p,\theta,f} = 0.344 \sqrt{0.9550} = 0.3362 \quad \text{Б.26}$$

Релативна виткост ребра према изразу 4.16 износи:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta,w} = \xi_{\theta} \bar{\lambda}_{p,w} = \xi_{\theta} \frac{c_w/t_w}{28.4 \varepsilon \sqrt{k_{\sigma}}} = 0.9550 \frac{0.152/0.007}{28.4 \cdot 0.6498 \sqrt{4.0}} = 0.5618 \quad \text{Б.27}$$

а фланше:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta,f} = \xi_{\theta} \bar{\lambda}_{p,f} = \xi_{\theta} \frac{c_f/t_f}{28.4 \varepsilon \sqrt{k_{\sigma}}} = 0.9550 \frac{0.0885/0.011}{28.4 \cdot 0.6498 \sqrt{0.43}} = 0.6349 \quad \text{Б.28}$$

при чему је материјални фактор на собној температури једнак:

$$\varepsilon = \sqrt{(235/530)(200000/210000)} = 0.6498 \quad \text{Б.29}$$

Како је $\bar{\lambda}_{p,\theta,w} > \bar{\lambda}_{p0,\theta,w}$ и $\bar{\lambda}_{p,\theta,f} > \bar{\lambda}_{p0,\theta,f}$, и лим ребра и лим фланше спадају у категорију витких пресека, па зато и попречни пресек НЕА 220 на температури $\theta = 374.3^{\circ}\text{C}$ у целини припада категорији витких пресека. Потребно је срачунати ефективне карактеристике попречног пресека редукцијом ширине витких коефицијентима редукције за ребро и фланшу према изразима 4.8 и 4.14, респективно:

$$\rho_w = \frac{0.6}{(0.5618/\sqrt{0.9550})^{0.75}} - \frac{0.015(3 + 1.0)}{(0.5618/\sqrt{0.9550})^{1.5}} = 0.7711 \quad \text{Б.30}$$

$$\rho_f = \frac{0.67}{(0.6349/\sqrt{0.9550})^{0.6}} - \frac{0.075}{(0.6349/\sqrt{0.9550})^{1.2}} = 0.7420 \quad \text{Б.31}$$

За ефективне карактеристике попречног пресека добија се:

$$\begin{aligned} A_{eff} &= 51.8 \text{ cm}^2 \\ I_{z,eff} &= 973.9 \text{ cm}^4 \end{aligned} \quad \text{Б.32}$$

Одређивање граничне носивости на температури θ

Ојлерова критична сила за извијање око слабије осе $N_{cr,z}$, једнака је према изразу 2.51:

$$N_{cr,z} = \pi^2 \frac{EI_z}{L^2} = 4286.9 \text{ kN} \quad \text{Б.33}$$

Релативна виткост на температури θ за слабију осу може се израчунати према изразу 4.3 за витке пресеке:

$$\bar{\lambda}_{z,\theta} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr,z}}} \sqrt{\frac{k_{z,\theta}}{k_{E,\theta}}} = \sqrt{\frac{51.8 \cdot 53.0}{4286.9}} 0.9550 = 0.7644 \quad \text{Б.34}$$

Потребно је одредити вредности коефицијената α и β за температуре 400 и 500°C, а затим линеарном екстраполацијом доћи до вредности коефицијената за разматрану температуру $\theta = 374.3^\circ\text{C}$.

$$\begin{aligned} \alpha_{DU,400^\circ\text{C}} &= 0.7870 - 0.5158y + 0.0090x^2 + 0.2519y^2 - 0.0005x^4 + 0.0018x^3y \\ &\quad - 0.0043x^2y^2 + 0.0031xy^3 - 0.0155y^4 = 0.5662 \end{aligned} \quad \text{Б.35}$$

$$\begin{aligned} \alpha_{DU,500^\circ\text{C}} &= 0.7824 - 0.5157y + 0.0081x^2 + 0.2621y^2 - 0.0001x^4 - 0.0010x^3y \\ &\quad + 0.0039x^2y^2 - 0.0067xy^3 - 0.0128y^4 = 0.5729 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \beta_{DU,400^\circ\text{C}} &= 1.0264 - 0.2707y + 0.0054x^2 + 0.0565y^2 + 0.0006x^4 - 0.0057x^3y \\ &\quad + 0.0159x^2y^2 - 0.0188xy^3 + 0.0083y^4 = 0.7834 \end{aligned} \quad \text{Б.36}$$

$$\begin{aligned} \beta_{DU,500^\circ\text{C}} &= 1.2112 - 0.5584y + 0.0106x^2 + 0.1711y^2 - 0.0008x^4 + 0.0044x^3y \\ &\quad - 0.0116x^2y^2 + 0.0109xy^3 - 0.0077y^4 = 0.7980 \end{aligned}$$

где је $x = A_f/A_w = 3.04$ и $y = t_f/t_w = 1.57$.

Након линеарне екстраполације за вредности коефицијената α и β за температуру $\theta = 374.3^\circ\text{C}$ добија се:

$$\alpha_{AU,374.3^\circ\text{C}} = 0.5645 \quad \text{Б.37}$$

$$\beta_{AU,374.3^\circ\text{C}} = 0.7796 \quad \text{Б.38}$$

Коефицијент γ рачуна се према изразу 4.19 као $\gamma = \gamma' \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2$, при чему је вредност коефицијента γ' према изразу 4.20 за аустенитне челике једнака:

$$\gamma' = 1.020 \quad \text{Б.39}$$

За вредност коефицијента γ_1 добија се:

$$\gamma_1 = 1.1188 \quad \text{Б.40}$$

У табели Б.4 прерачунате су граничне вредности коефицијента γ_2 за предметни попречни пресек ($t_f = 11 \text{ mm}$) и разматрану вредност температуре $\theta = 374.3^\circ\text{C}$.

Табела Б.4 Граничне вредности за квадратну функцију $\gamma_2 = f(\bar{\lambda}_\theta)$ за дуплекс челик.

γ_2	Дуплекс
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=0.50}$	$1 - (\gamma_1 - 1)0.85 \frac{t_f}{40} \left(\frac{\theta}{700}\right)^2 = 1 - (1.1188 - 1)0.85 \frac{11}{40} \left(\frac{374.3}{700}\right)^2 = 0.9921$
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=1.00}$	$1 + (\gamma_1 - 1)0.65 \left(\frac{\theta}{700}\right)^2 = 1 + (1.1188 - 1)0.65 \left(\frac{374.3}{700}\right)^2 = 1.0221$
$\gamma_{2,mat,\theta}^{\lambda=2.00}$	$1 + (\gamma_1 - 1)0.65 \frac{t_f}{20} \left(\frac{\theta}{400}\right)^2 = 1 + (1.1188 - 1)0.65 \frac{11}{20} \left(\frac{374.3}{400}\right)^2 = 1.0372$

Након интерполације за вредност коефицијента γ_2 добија се:

$$\gamma_2 = 1.0098 \quad \text{Б.41}$$

тада је коефицијент γ једнак:

$$\gamma = \gamma' \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2 = 1.020 \cdot 1.1188 \cdot 1.0098 = 1.1524 \quad \text{Б.42}$$

Фактор редукције χ_{fi} према изразу 4.2 једнак је:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\gamma \phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^2 - \beta \bar{\lambda}_\theta^2}} = \frac{1}{1.1524 \cdot 0.9537 + \sqrt{0.9537^2 - 0.7796 \cdot 0.7644^2}} = 0.5641 \quad \text{Б.43}$$

уз вредност ϕ_θ према:

$$\phi_\theta = 0.5 \left[1 + \alpha \frac{\bar{\lambda}_\theta}{\xi_\theta} + \beta \bar{\lambda}_\theta^2 \right] = 0.5 \left[1 + 0.5645 \frac{0.7644}{0.9550} + 0.7796 \cdot 0.7644^2 \right] = 0.9537 \quad \text{Б.44}$$

Коначно, за граничну носивост $N_{b,fi,t,Rd}$, према 4.1 за витке пресеке, добија се:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff} k_{2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} = \frac{0.5641 \cdot 51.8 \cdot 41.1}{1.0} = 1201.33 \text{ kN} \quad \text{Б.45}$$

ДОДАТАК В.

ГРАНИЧНА НОСИВОСТ СТАНДАРДНИХ I ПРЕСЕКА

У овом додатку даће се прорачунска помагала - табеле са одређеном граничном носивошћу центрично притиснутих стубова стандардних I пресека у односу на флексионо извијање при дејству пожара према новом предлогу [4]. За формирање табела користиће се номиналне механичке карактеристике материјала из табеле 2.1 [11].

У поглављима В.1 и В.2 биће дата гранична носивост $N_{b,fi,t,Rd}$ у kN за распон релативних виткости од 0.2 до 2.0 са кораком од 0.2 за критичне температуре од 400, 500, 600 и 700°C за сва три типа нерђајућих челика (аустенитни, дуплекс и феритни) за одабране пресеке типа HE и IPE, респективно.

У поглављу В.3 биће дат развој температуре за карактеристичне попречне пресеке IPE 100, IPE 240, HE M 300 и UC 356x406x1299. Како на развој просечне температуре у оквиру попречног пресека стуба доминантно утиче фактор A_m/V , одабрани су пресеци тако да покрију високе, средње и ниске вредности овог фактора. Имајући у виду све стандардне I попречне пресеке, распон вредности A_m/V је од 17.4 до 431.6, одабрани пресеци покривају следеће вредности, 17.4, 60, 235 и 388 1/m, респективно.

В.1 Гранична носивост стандардних пресека типа НЕ

У табелама В.1, В.2 и В.3 даће се носивост пресека НЕ А, В и М, 100, 200, 300, 400 и 500, од аустенитног дуплекс и феритног челика, респективно.

Табела В.1 Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од аустенитног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Аустенитни НЕ 100А				Аустенитни НЕ 100В				Аустенитни НЕ 100М				Аустенитни НЕ 200А			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	271.7	253.6	238	192.3	335.8	312.6	292.3	235.3	694.7	642.1	595.8	474.9	610.6	568.9	533	434.6
0.4	223.2	204.9	189.1	149.5	276.2	253.3	233.6	184.5	582.8	533.7	492	389	503.8	463	427.7	342.2
0.6	184.5	167.1	151.3	115.4	228.8	207	187.5	143.2	491.5	445.9	406.9	314.8	418.3	379.5	344.9	267.3
0.8	153.4	137.3	121.8	89	190.4	170.5	151.4	110.8	414.9	374.1	336.7	252.6	348.8	313.2	279.5	207.9
1.0	128.3	113.7	99	69.3	159.4	141.4	123.2	86.4	351.5	315.1	279.4	202.8	292	260.2	228.1	162.7
1.2	108.1	95.2	81.5	54.8	134.5	118.4	101.3	68.3	298.7	266.7	233.2	164	246.3	218.1	188.1	129.2
1.4	92	80.7	67.9	44.3	114.4	100.3	84.4	55.1	255.5	227.3	196.1	134.2	209.5	184.8	156.9	104.3
1.6	79.1	69.1	57.5	36.5	98.3	85.8	71.2	45.2	219.8	195.2	166.4	111.3	179.8	158.1	132.7	85.8
1.8	68.7	60	49.4	30.6	85.3	74.2	60.9	37.8	190.4	168.8	142.5	93.6	156	136.9	113.7	71.8
2.0	60.3	52.6	43	26.2	74.8	64.9	52.8	32.2	166.1	147	123.1	79.6	136.6	119.7	98.6	61.2

Табела В.1 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од аустенитног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Аустенитни НЕ 200В				Аустенитни НЕ 200М				Аустенитни НЕ 300А				Аустенитни НЕ 300В			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	1000.9	928	864.1	696.1	1706.7	1575.3	1458.8	1160.1	1249.9	1160	1080.1	875.1	1823.4	1685.7	1564.8	1260.5
0.4	832.6	763	703.2	559.4	1454	1329.4	1224.3	966	1040.6	953.7	878.5	700.5	1533.2	1402.7	1290.8	1027.2
0.6	696.4	631.7	574.3	443.4	1243	1128.5	1029.1	795	870.6	789.5	716.5	553.5	1294.7	1174.6	1067	825
0.8	584.6	525.4	469.4	348.9	1064.2	960.5	865.8	649	730.8	656.9	586	434	1096	986.9	882.4	656.3
1.0	492.2	439.2	385.7	275.2	911.6	819.8	729.5	529.4	615.4	549.3	481.3	341.2	930	832.1	731.9	522.1
1.2	416.7	369.7	319	219.2	783	702.9	618	435.3	521.3	462.5	398.6	271.3	792.3	705.6	610.5	419.2
1.4	355.2	313.7	266.6	177.2	674.5	605.4	526.8	361.9	444.7	392.7	333.2	218.9	678.6	602.2	513.3	341.1
1.6	305.2	268.6	225.1	145.5	583.7	524.4	452.8	305	382.2	336.5	281.6	179.6	584.8	517.5	435.4	281.3
1.8	264.4	232	192	121.3	507.9	457	392.2	260.2	331.4	290.9	240.6	149.6	507.5	448.2	372.8	235.3
2.0	231.1	202.2	165.6	102.5	443.9	400.6	342.4	224.8	289.7	253.8	207.8	126.5	443.4	391	322	199.3

Табела В.1 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од аустенитног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Аустенитни НЕ 300М				Аустенитни НЕ 400А				Аустенитни НЕ 400В				Аустенитни НЕ 400М			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	3765.7	3480.3	3230	2572	1891.1	1747.7	1616.4	1301	2513.6	2318.9	2141.9	1714.2	4064.5	3751.9	3470.8	2757.2
0.4	3312.9	3026.5	2783.7	2189.3	1600.9	1462.8	1339.2	1060.9	2152.9	1965.8	1798.4	1418	3606.3	3286.4	3003.9	2344.1
0.6	2930.8	2656.8	2418.1	1858.4	1359.6	1231.9	1112.6	851.6	1850.3	1676	1514.1	1156.2	3215.5	2905.8	2623	1983
0.8	2598.2	2345.6	2113	1578.2	1156.4	1040	925	676	1590.8	1431.8	1275.5	932	2871.3	2583.8	2304.5	1676.1
1.0	2303.3	2080.9	1860.2	1353.2	984.6	881.1	771.1	536.6	1367.7	1226.7	1076.7	751.4	2563	2309	2040.7	1432.2
1.2	2042.8	1855.2	1653.9	1181.4	841.3	749.6	646.2	429.8	1178.2	1054.2	912.9	610.7	2285.7	2072.6	1825.9	1248.7
1.4	1812.4	1663.1	1488.3	1056.3	721.8	641.5	545.2	348.9	1018	910.4	779.3	503	2038.1	1870	1654.6	1118
1.6	1608.4	1499.2	1357.2	971.3	623.1	552.8	464	287.4	882.7	790.3	669.9	420	1816.2	1696.2	1520.4	1032.4
1.8	1428.3	1358.8	1256	921.9	541.3	479.6	398.4	240	769.3	689.7	580.3	355.7	1618.4	1546.7	1418.9	988.3
2.0	1268.3	1237.9	1180.1	907.9	473.1	419.1	345	203.1	673.6	605.5	506.5	304.9	1441.5	1417.3	1346.5	987.4

Табела В.1 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од аустенитног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Аустенитни НЕ 500А				Аустенитни НЕ 500В				Аустенитни НЕ 500М			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	2396.1	2207.2	2030.9	1629.2	2974.6	2736.8	2514.1	1999.5	4284.7	3952.8	3644.8	2907
0.4	2060.7	1876.2	1704	1340.5	2589.9	2354.6	2136.7	1666.7	3828.2	3485.4	3168.6	2474.5
0.6	1775.1	1600.8	1432.2	1080.1	2257.9	2036.1	1821.3	1364.3	3432.6	3097.5	2778.3	2090.5
0.8	1526.7	1368.1	1203.5	857.8	1966.2	1762.6	1552.7	1102.8	3077	2766.3	2451.8	1761.8
1.0	1312.4	1170.8	1012.8	680.6	1708.6	1527.6	1326.7	891.9	2752.9	2479	2180	1499.3
1.2	1129	1004.4	855.8	545.9	1484.5	1326.9	1138.5	729.3	2459.3	2231	1957.4	1302.2
1.4	973.2	865.6	727.8	444.3	1290.6	1156.8	982.7	605.6	2194	2016.1	1778.8	1162
1.6	842.5	749.6	623.5	367.4	1124.8	1012.3	854.8	511.4	1955.6	1831.2	1638.5	1070.2
1.8	732.8	653	538.4	308.4	982.8	889.9	749.1	438.8	1741.2	1670.9	1532.4	1022
2.0	640.4	571.9	468.5	262.2	861.9	786.2	661.6	382.1	1549.7	1532	1456.7	1019.1

Табела В.2 Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од дуплекс челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Дуплекс НЕ 100А				Дуплекс НЕ 100В				Дуплекс НЕ 100М				Дуплекс НЕ 200А			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	617.4	550.1	453.4	305.6	765.1	679.6	557.8	374.5	1632.4	1430.9	1155.2	758.4	1337.2	1197	995.3	688.2
0.4	537.2	471.9	378.8	245.2	666.9	585	469.3	303.5	1441.7	1257.5	1000	638.8	1169	1033.6	839.9	559.1
0.6	461.6	400.1	314.1	194.1	574.5	498.2	391	241.9	1257.2	1090.2	854.9	527.4	1009.4	881.7	702.1	447.9
0.8	390.6	335	258.3	152.3	487	418.1	322.8	190.6	1076.9	929.2	720.2	427.7	857.1	742	580.7	354.2
1.0	326.9	278.2	211.6	119.7	408.2	347.8	265.2	150.1	909	781.1	600.3	344.5	718.5	617.2	477.5	279.9
1.2	272.3	230.4	174	95.2	340.3	288.4	218.3	119.3	761.9	652.2	498.7	278	598.9	512.3	393.6	223
1.4	227.5	191.9	144.5	77	284.2	240.1	180.9	96.4	637.6	544.7	415.9	226.4	499.8	426.2	326.4	180.6
1.6	191.4	161.4	121.4	63.6	239	201.7	151.7	79.3	536.5	457.4	348.8	186.8	419.9	357.9	273.7	148.8
1.8	162.8	137.3	103.5	53.6	202.8	171.1	128.9	66.4	454.3	387.1	295.2	156	356.3	303.5	232.4	124.7
2.0	139.8	118.3	89.4	46	173.9	147	110.9	56.6	388.4	330.6	252.2	132	305.2	260.5	199.9	106.4

Табела В.2 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од дуплекс челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Дуплекс НЕ 200В				Дуплекс НЕ 200М				Дуплекс НЕ 300А				Дуплекс НЕ 300В			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	2284.1	2025.8	1664.6	1123.5	4089.5	3564.9	2858.8	1865	2749.4	2445.4	2020.6	1386.6	4133.7	3651.8	2992.6	2033.7
0.4	2009.1	1766.5	1425	932.7	3633	3158	2500.6	1591.7	2419	2131.5	1727.4	1149.6	3656.6	3210.6	2590.6	1714.5
0.6	1743.8	1521.8	1207.3	759.8	3187.5	2760.2	2162	1334.3	2100.6	1835.6	1461.8	935	3190.8	2785.5	2217.2	1416.6
0.8	1488.7	1289.4	1008.8	608.6	2746.2	2373.8	1842.2	1097.2	1793.2	1555.8	1221.8	748.5	2737.8	2379.4	1870.9	1147.7
1.0	1253.4	1080	835.6	485	2332.1	2010.6	1552.4	894.6	1510.8	1302.8	1012.9	595.3	2316.5	2005.6	1563.9	922.3
1.2	1047.8	898.8	691.7	388	1961.2	1689.8	1302.3	730.4	1262.9	1085.8	838.5	476.2	1943	1678.1	1302.8	743
1.4	875.9	749.8	574.5	314.1	1648.4	1420.6	1094.4	600.7	1056.3	905.7	697.3	385.5	1629.1	1405	1088.1	603.9
1.6	736	628.7	481.5	257.9	1389.5	1198.5	925	500	887.5	760.2	584.4	316.6	1370.7	1181.4	914.7	497.4
1.8	623.3	532.3	407.3	214.9	1180.4	1018.4	788.1	421	752	643.7	495	264	1161.6	1001.5	775.4	415
2.0	532.7	454.7	348.4	181.7	1010.6	873.4	677.2	358.7	642.8	550.8	423.8	223.4	993.3	856	663.4	350.6

Табела В.2 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од дуплекс челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Дуплекс НЕ 300М				Дуплекс НЕ 400А				Дуплекс НЕ 400В				Дуплекс НЕ 400М			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	9514.2	8227.8	6534.6	4221.2	4242	3748.3	3073.2	2097.1	5833.8	5121.9	4168.5	2761	10251.5	8862.6	7045.3	4572.5
0.4	8480.7	7322.6	5757.3	3639.1	3766.1	3305.5	2671.8	1777	5199.6	4547.4	3654	2369.1	9169.1	7910.6	6227.1	3964.3
0.6	7472.1	6449.1	5025.5	3087.1	3298.6	2880.2	2296.2	1475	4575.9	3987.1	3170.3	1990.4	8105	6989.1	5457.6	3374.7
0.8	6482.9	5594	4337.6	2578.6	2840.2	2469.9	1946.7	1199.4	3959.2	3442.4	2713.3	1636.9	7055.7	6088.1	4728.9	2818.8
1.0	5542.8	4791.1	3709.6	2138	2410.1	2088.2	1633.3	965.3	3371	2929	2295.6	1331.5	6051.2	5237.4	4061.3	2333.3
1.2	4701	4076.8	3165.4	1778.8	2025.8	1753.4	1365.5	777.9	2845.1	2473.7	1933.6	1082.5	5148.1	4474.7	3476.7	1935.5
1.4	3982.5	3471.2	2707.8	1495.4	1700.8	1471.2	1142.9	632.5	2395.7	2084.9	1630.1	887.1	4369.4	3821.1	2983.4	1623.2
1.6	3387.6	2968.8	2333.6	1274.8	1432.2	1239	962.3	520.6	2023.7	1764.6	1380.3	735.2	3724	3277.3	2576.7	1380.5
1.8	2902.2	2558.8	2028.4	1102	1214.2	1051.5	817.1	433.9	1720.3	1502.3	1177.8	616.9	3193.4	2829.9	2244.8	1191.6
2.0	2508.8	2226.3	1780.6	966.1	1038.6	899.8	699.6	366.5	1473.8	1289.7	1013.2	524	2761.2	2466	1973.7	1043.7

Табела В.2 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од дуплекс челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Дуплекс НЕ 500А				Дуплекс НЕ 500В				Дуплекс НЕ 500М			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	5475.8	4811.6	3928	2646.1	7005.7	6097.8	4903.4	3244.1	10592.5	9174.6	7332.7	4817.8
0.4	4898	4284	3455	2277.5	6286.1	5453.6	4340.2	2816.8	9518.9	8226.8	6514.2	4201.8
0.6	4321.3	3764.9	3001.4	1909	5568.6	4819.2	3798.9	2386.1	8450.7	7296.9	5733	3589.6
0.8	3746.6	3253.5	2569.4	1559.4	4846.5	4189.5	3278.5	1970	7379.1	6377.2	4986.4	3002.9
1.0	3194.9	2771.3	2171.4	1255.8	4148.5	3588	2793.7	1602.5	6347.4	5502	4291.9	2482.9
1.2	2696	2338	1825	1010.7	3513.4	3046.7	2365.9	1303.8	5403.4	4707.1	3680.2	2056.2
1.4	2268.2	1968.5	1533.6	821.2	2965.7	2579.6	2003.8	1069.9	4587.5	4021.6	3159.2	1720.4
1.6	1913.5	1663.9	1295.8	675.3	2511.4	2190.7	1705	888.9	3909	3451.2	2728.2	1460.5
1.8	1623.4	1414.6	1102.2	563.2	2138.2	1871.9	1461.8	748.4	3350.4	2980.7	2377	1258.2
2.0	1389	1212	945.8	475.4	1834.6	1611.8	1262.7	638.1	2895.2	2596.2	2089.8	1100.1

Табела В.3 Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од феритног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Феритни НЕ 100А				Феритни НЕ 100В				Феритни НЕ 100М				Феритни НЕ 200А			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C
0.2	467	429.2	320.9	211.5	575	531.9	397.2	261.9	1159.5	1101	826.8	549	1089.1	1003.5	770.5	523.3
0.4	411.8	376.4	284.8	191.3	509.2	468.9	353.6	237.2	1058.9	990.4	747.7	504.7	967.3	882.6	686.7	475.5
0.6	359.3	327.7	249.8	169.2	446.2	409.5	310.6	210.2	954.2	881.2	666.7	453	848.8	770.6	604.5	422.8
0.8	309.5	282.3	215.6	145.6	385.7	353.7	268.6	181.1	844.2	772.9	583.5	394	734.2	665.6	523.6	365.1
1.0	263.4	241.3	183.7	122	329.5	302.7	229.1	151.8	733.8	668.4	502	331.8	627	570.2	446.6	306.6
1.2	223.1	205.3	155.1	100.7	279.5	257.6	193.6	125.3	628.7	571.9	426.2	273.6	531.7	485.9	377.7	252.8
1.4	188.8	174.8	130.9	82.8	236.5	219.1	163.3	103	533.3	486.4	359.2	223.9	449.8	414.1	318.7	207.8
1.6	160.6	149.4	110.8	68.5	201	187.1	138.2	85.2	450.7	412.9	302.6	183.6	381.6	354.2	269.4	171.7
1.8	137.6	128.6	94.6	57.3	171.9	160.6	117.6	71.1	380.6	350.9	255.4	151.5	325.9	304.4	229.4	143.2
2.0	118.9	111.5	81.3	48.5	148.2	138.8	101	60	321.8	298.9	216.4	126.2	280.4	263.6	196.9	120.8

Табела В.3 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од феритног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Феритни НЕ 200В				Феритни НЕ 200М				Феритни НЕ 300А				Феритни НЕ 300В			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C
0.2	1727	1618.7	1213.5	802.4	2806.7	2704.2	2039.3	1357.1	2195.6	2044.5	1576.1	1081.1	3195.5	3029.1	2323.4	1544.2
0.4	1554.8	1441.8	1090.4	733.8	2599.7	2461.2	1864.3	1259.4	1970.9	1813.1	1415.8	989.7	2910.6	2721.1	2105.7	1423.5
0.6	1381.8	1272.2	967	656.1	2373.8	2214	1678.5	1141.8	1747.8	1594.2	1254.5	886.5	2616.6	2419	1880.8	1283.2
0.8	1208.6	1107.6	842.6	569.2	2126.1	1958.3	1480.9	1001.4	1526.1	1386.2	1093	770.6	2312.3	2121	1649.4	1121.2
1.0	1041.1	953.4	721.6	479.5	1865	1703.1	1280.7	848.5	1313.2	1193	936.9	650.1	2008.1	1834.9	1420.3	948.8
1.2	887.8	813.5	611.4	396	1606.4	1460.9	1089	701.2	1118.3	1019.9	794.2	537.7	1720	1571.4	1205.9	785.4
1.4	752.4	692.4	515.6	325.1	1365.4	1241.8	917.1	573.8	948	869.8	670.3	441.9	1460.8	1338.3	1017.2	644.6
1.6	637.4	589.2	434.8	267.9	1150.2	1050.6	769.4	469.3	803.8	742.8	566.3	364.4	1236.1	1138	856.5	529.8
1.8	541.5	503.5	368.5	222.5	965.6	888.2	645.4	385.3	684.3	636.7	480.5	302.8	1045.7	968.9	723.2	438.2
2.0	462.1	432	314	186.6	809.1	750.8	542.5	318.6	585.2	548.5	410.3	254.2	886.2	827.3	612.9	365.5

Табела В.3 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од феритног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Феритни НЕ 300М				Феритни НЕ 400А				Феритни НЕ 400В				Феритни НЕ 400М			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C
0.2	6132.6	6001.5	4554.5	3048.2	3277.4	3073.6	2401.5	1621.5	4164.7	3969.6	3053	2063	6577.1	6436.3	4910.6	3291.1
0.4	5757.6	5508.2	4196.2	2851.5	2985.9	2739.6	2180.3	1505.8	3844.9	3580.5	2796.2	1929.1	6169.4	5905.1	4542.6	3098
0.6	5330.5	4994.8	3806.5	2603.4	2686.8	2425.5	1953.2	1367.9	3503.6	3202.5	2525	1763.9	5708.5	5356.5	4138	2848.9
0.8	4837.9	4455.3	3384.3	2298.4	2377.6	2125.9	1718.4	1204.1	3135.7	2828.3	2235.6	1561.4	5183.2	4783.6	3692.3	2533.5
1.0	4293.3	3904.4	2943.9	1957	2068.4	1845	1484.8	1024.3	2751.4	2467.2	1940.8	1333.1	4605.6	4200.3	3222.5	2171.1
1.2	3729.3	3370.1	2516	1623	1774	1589.3	1265.4	850	2374.7	2129.8	1657	1107.5	4008.3	3632.6	2759.6	1807.3
1.4	3184.7	2873.3	2122.9	1327.6	1509.2	1362.6	1070.4	697.5	2024.4	1824.2	1400.5	908.7	3430.8	3105.2	2332.2	1481.4
1.6	2683.4	2430.4	1779.7	1082.6	1279	1167.4	903.6	572.9	1711.6	1557.1	1179.2	743.9	2897.5	2633.3	1956.1	1208.6
1.8	2240.8	2046.2	1486.8	884.1	1083.4	1001	764.2	473.4	1442.1	1327.1	992	611.4	2425	2222.3	1636	987.3
2.0	1860.4	1718.6	1242.1	725.3	919.1	860.3	648.4	394.3	1213	1130.6	836.2	505.8	2017.5	1870.4	1366.7	810.1

Табела В.3 (наставак) Гранична носивост одабраних НЕ попречних пресека од феритног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Феритни НЕ 500А				Феритни НЕ 500В				Феритни НЕ 500М			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C
0.2	3959.9	3738.7	2906.1	1976.3	4785.8	4577.8	3566	2432.3	6948.2	6726.8	5199.1	3504.6
0.4	3640.7	3343.1	2660.4	1857.3	4450	4133.8	3288.9	2300	6517.7	6121.1	4818.9	3323.8
0.6	3305.6	2973.5	2401.2	1706.4	4084.4	3705.9	2988.9	2125.5	6032	5526.3	4400.6	3079.3
0.8	2952	2620.2	2127.8	1515.4	3684.6	3288.7	2664.4	1897.1	5482.2	4929.5	3936.5	2755.4
1.0	2591.3	2287.4	1849.5	1294.6	3258	2883.9	2325	1626.4	4878.4	4338.8	3444.3	2367.6
1.2	2238.8	1982.2	1582.5	1073	2829.9	2504.2	1992.9	1350.5	4253.4	3772	2956.2	1970.1
1.4	1912.7	1707.6	1340.8	877.5	2421.4	2156.3	1688.6	1103.5	3645.4	3244.7	2504	1611.2
1.6	1623.6	1466.5	1131.2	716.5	2051.7	1847.7	1420.9	898.6	3084	2771.9	2103	1310.9
1.8	1372.6	1258.7	954.1	587.8	1725.8	1577.2	1193.7	734	2585	2356.1	1759.6	1068.1
2.0	1158.7	1079.9	806.3	485.6	1446.7	1344.7	1002.6	603	2152	1996.3	1471.6	873.5

В.2 Гранична носивост стандардних пресека типа IPE

У табелама В.4, В.5 и В.6 даће се носивост пресека IPE, 100, 200, 300, 400 и 500, од аустенитног дуплекс и феритног челика, респективно.

Табела В.4 Гранична носивост одабраних IPE попречних пресека од аустенитног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Аустенитни IPE 100				Аустенитни IPE 200				Аустенитни IPE 300				Аустенитни IPE 400			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	130.9	122.6	115.1	93.9	346.4	322.9	301	244.1	623.1	579.6	539.4	438.4	991.9	920.6	851.5	686.6
0.4	108.5	99.9	91.9	72.9	289.5	265.5	243.1	192.1	523.1	479.9	439	349.5	841.2	769.8	701.7	555.2
0.6	90.5	82	74	56.4	242.7	219.9	197.6	149.5	439.7	399	359.5	274.7	713	646.2	580.5	440.5
0.8	75.6	67.9	60.2	43.6	203.7	182.6	161.6	115.8	370.2	332.7	295.5	214.4	603.4	542.9	480.9	345
1.0	63.5	56.5	49.4	34.1	171.6	152.8	133	90.1	312.2	278.9	244	167.7	510.9	456.8	399.4	270.5
1.2	53.6	47.5	41.1	27.1	145	128.7	110.6	71.2	264.2	235.2	203.4	132.8	433.3	386.3	334	214
1.4	45.7	40.4	34.6	22	123.7	109.4	93.1	57.4	225.2	199.9	171	107.1	369.3	328.5	281.5	172.1
1.6	39.3	34.8	29.7	18.3	106.4	94	79.4	47.2	193.5	171.5	145.6	87.8	317.1	281.8	239.4	140.6
1.8	34.2	30.4	25.7	15.5	92.3	81.6	68.5	39.5	167.7	148.6	125.3	73.3	274.2	243.7	205.7	116.8
2.0	30.1	26.8	22.7	13.4	81	71.6	59.9	33.8	146.6	130.2	109.1	62.2	239.1	212.5	178.5	98.5

Табела В.5 Гранична носивост одабраних ІРЕ попречних пресека од дуплекс челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Дуплекс ІРЕ 100				Дуплекс ІРЕ 200				Дуплекс ІРЕ 300				Дуплекс ІРЕ 400			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C	400°C	500°C	600°C	700°C
0.2	289.6	259.6	216.2	148.5	759.5	677.7	561.4	383.5	1353.8	1209.6	1006.3	697	2173.9	1932.8	1594.4	1078
0.4	253	223.2	180.7	118.7	668.5	588.5	475.6	312.6	1197	1057	860.4	575.4	1937.4	1705.3	1380.4	904.7
0.6	218	189.7	150	94.1	580.6	505	399.9	251.6	1043.8	911.8	728.8	467.4	1700	1483.9	1182	744.6
0.8	185.1	159.3	123.8	74.2	495.4	427.1	332.5	199.7	893	774.2	609.7	374.3	1462.7	1268.7	998.2	601.2
1.0	155.2	132.6	101.8	58.7	416.8	356.9	275.2	158.3	753.1	649.2	506	298	1236.9	1068.3	833.5	480.9
1.2	129.3	110.1	84.1	47	347.8	297	227.7	126.5	629.2	540.9	419.7	238.6	1034.8	892	693.2	385.7
1.4	108.1	91.9	70	38.3	290.6	247.8	189.8	102.7	525.2	451.2	349.6	193.6	863.1	744.4	577.9	312.5
1.6	91	77.6	59.2	32	244	208.4	159.8	84.8	440.7	379	293.8	159.6	722.9	624.4	485.2	256.8
1.8	77.4	66.2	50.9	27.2	207	177.2	136.3	71.4	373	321.3	249.7	133.7	610.6	528.1	411.3	214.1
2.0	66.7	57.4	44.4	23.6	177.4	152.5	117.9	61.2	318.9	275.4	214.7	113.9	520.7	451.1	352.5	181.1

Табела В.6 Гранична носивост одабраних ІРЕ попречних пресека од феритног челика.

$\bar{\lambda}_{z,\theta}$	Феритни ІРЕ 100				Феритни ІРЕ 200				Феритни ІРЕ 300				Феритни ІРЕ 400			
	$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)				$N_{b,fi,t,Rd}$ (kN)			
	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C	400°C	500°C	550°C	600°C
0.2	225.8	200.5	153.8	102.5	589.3	523.8	409.5	278.3	1075.8	961.6	752.2	511.6	1659.5	1486	1172.8	800.8
0.4	199	172.2	136.6	93.6	522.3	450.6	365.4	256.2	960.4	830.7	673.7	472.8	1493.9	1287.3	1057.5	746.3
0.6	173.6	148	119.7	83.7	458	388.2	322	230.8	846.9	718.2	596	427.4	1327.7	1116.9	941.1	680.2
0.8	149.3	127.1	103.6	72.7	396	334.3	279.8	201.6	736.2	620.5	519.5	374.6	1162.1	967.8	823.4	600
1.0	127	109.1	88.6	61.2	338.3	287.9	239.8	170.2	630.9	535.4	445.8	317	1000.8	837.9	708.7	509.1
1.2	107.3	93.8	75.1	50.5	287	248.4	203.5	140.6	535.8	462.2	378.8	261.6	853.2	725.7	602.5	420.2
1.4	90.7	81	63.6	41.4	242.9	215	172.5	115.2	453.7	400.2	321.1	214.4	723	629.6	509.5	342.8
1.6	77.1	70.4	54.1	34.1	206.6	187	146.6	94.8	385.1	347.6	272.3	176.2	613	547.7	431.3	280.8
1.8	66.1	61.4	46.3	28.5	176.9	163.6	125.3	78.8	328.8	303.5	232.3	146.3	521.6	478.3	366.5	231.8
2.0	57.2	54.2	39.9	24.1	152.6	144.1	107.8	66.4	282.6	266.6	199.6	122.8	446	419.2	313.4	193.7

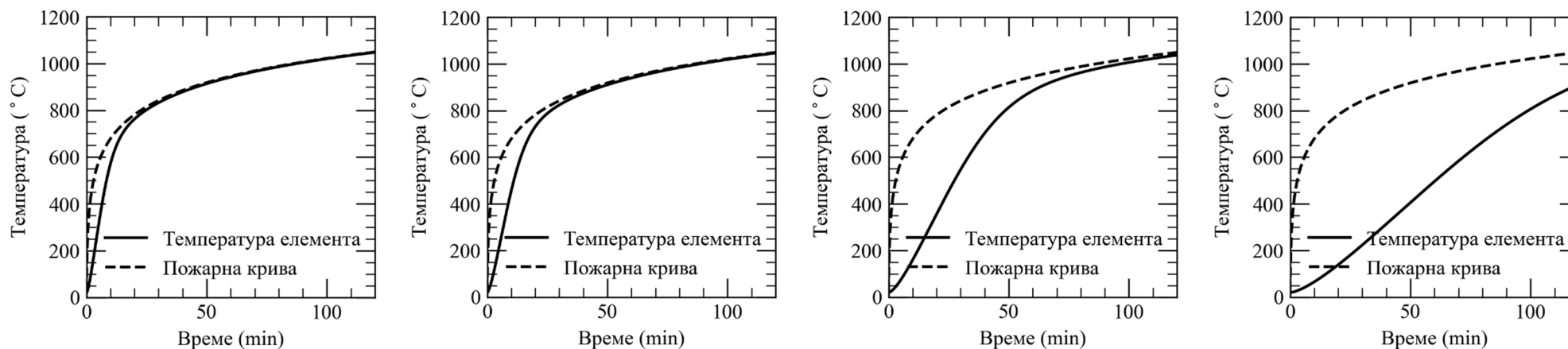
В.3 Развој температуре

У табели В.7 даће се вредности температуре пресека IPE 100, IPE 240, НЕМ 300 и UC 356x406x1299 са вредностима односа A_m/V једнаким 388, 235, 60 и 17 1/m, респективно, за 30, 60, 90 и 120 min од почетка трајања пожара

Табела В.7 Развој температуре одабраних попречних пресека од нерђајућег челика.

	IPE 100				IPE 240				HEM 300				UC 356x406x1299			
	$A_m/V = 388$ 1/m				$A_m/V = 235$ 1/m				$A_m/V = 60$ 1/m				$A_m/V = 17$ 1/m			
θ (°C)	R30	R60	R90	R120	R30	R60	R90	R120	R30	R60	R90	R120	R30	R60	R90	R120
	832	942	1004	1048	824	939	1002	1047	547	885	987	1037	224	496	740	912

На слици В.1 дат је развој просечне температуре у попречном пресеку стубова пресека IPE 100, IPE 240, НЕМ 300 и UC 356x406x1299 кроз време и пожарна крива према стандардном пожару [9]. Развој температуре у стубу при дејству пожара одређен је према изразима датим у поглављу 4.2.5 EN 1993-1-2 [3].



(а) IPE 100 - $A_m/V = 388$ 1/m

(б) IPE 240 - $A_m/V = 235$ 1/m

(в) HEM 300 - $A_m/V = 60$ 1/m

(г) UC 356x406x1299 - $A_m/V = 17$ 1/m

Слика В.1 Развој просечне температуре стубова попречних пресека (а) IPE 100, (б) IPE 240, (в) HEM 300 и (г) UC 356x406x1299 различитих вредности односа A_m/V кроз време и пожарна крива према стандардном пожару [9]

Овај Образац чини саставни део докторске дисертације, односно докторског уметничког пројекта који се брани на Универзитету у Новом Саду. Попуњен Образац укоричити иза текста докторске дисертације, односно докторског уметничког пројекта.

План третмана података

Назив пројекта/истраживања
Извијање стубова I пресека од нерђајућег челика при дејству пожара са утицајем историје оптерећења
Назив институције/институција у оквиру којих се спроводи истраживање
а) Факултет техничких наука, Универзитет у Новом Саду б) в)
Назив програма у оквиру ког се реализује истраживање
Истраживање је спроведено у сврху израде докторске дисертације.
1. Опис података
1.1 Врста студије <i>Укратко описати тип студије у оквиру које се подаци прикупљају</i> У овој студији нису прикупљани подаци.
1.2 Врсте података а) квантитативни б) квалитативни
1.3. Начин прикупљања података а) анкете, упитници, тестови б) клиничке процене, медицински записи, електронски здравствени записи в) генотипови: навести врсту _____ г) административни подаци: навести врсту _____ д) узорци ткива: навести врсту _____ ђ) снимци, фотографије: навести врсту _____ е) текст, навести врсту _____

ж) мапа, навести врсту _____

з) остало: описати _____

1.3 Формат података, употребљене скале, количина података

1.3.1 Употребљени софтвер и формат датотеке:

а) Excel фајл, датотека _____

б) SPSS фајл, датотека _____

в) PDF фајл, датотека _____

г) Текст фајл, датотека _____

д) JPG фајл, датотека _____

е) Остало, датотека _____

1.3.2. Број записа (код квантитативних података)

а) број варијабли _____

б) број мерења (испитаника, процена, снимака и сл.) _____

1.3.3. Поновљена мерења

а) да

б) не

Уколико је одговор да, одговорити на следећа питања:

а) временски размак између поновљених мера је _____

б) варијабле које се више пута мере односе се на _____

в) нове верзије фајлова који садрже поновљена мерења су именоване као _____

Напомене: _____

Да ли формати и софтвер омогућавају дељење и дугорочну валидност података?

а) Да

б) Не

Ако је одговор не, образложити _____

2. Прикупљање података

2.1 Методологија за прикупљање/генерисање података

2.1.1. У оквиру ког истраживачког нацрта су подаци прикупљени?

- а) експеримент, навести тип _____
- б) корелационо истраживање, навести тип _____
- ц) анализа текста, навести тип _____
- д) остало, навести шта _____

2.1.2 Навести врсте мерних инструмената или стандарде података специфичних за одређену научну дисциплину (ако постоје).

2.2 Квалитет података и стандарди

2.2.1. Третман недостајућих података

- а) Да ли матрица садржи недостајуће податке? Да Не

Ако је одговор да, одговорити на следећа питања:

- а) Колики је број недостајућих података? _____
- б) Да ли се кориснику матрице препоручује замена недостајућих података? Да Не
- в) Ако је одговор да, навести сугестије за третман замене недостајућих података

2.2.2. На који начин је контролисан квалитет података? Описати

2.2.3. На који начин је извршена контрола уноса података у матрицу?

3. Третман података и пратећа документација

3.1. Третман и чување података

3.1.1. Подаци ће бити депоновани у _____ репозиторијум.

3.1.2. URL адреса _____

3.1.3. DOI _____

3.1.4. Да ли ће подаци бити у отвореном приступу?

- a) Да
- б) Да, али после ембарга који ће трајати до _____
- в) Не

Ако је одговор не, навести разлог _____

3.1.5. Подаци неће бити депоновани у репозиторијум, али ће бити чувани.

Образложење

3.2 Метаподаци и документација података

3.2.1. Који стандард за метаподатке ће бити примењен? _____

3.2.1. Навести метаподатке на основу којих су подаци депоновани у репозиторијум.

Ако је потребно, навести методе које се користе за преузимање података, аналитичке и процедуралне информације, њихово кодирање, детаљне описе варијабли, записа итд.

3.3 Стратегија и стандарди за чување података

3.3.1. До ког периода ће подаци бити чувани у репозиторијуму? _____

3.3.2. Да ли ће подаци бити депоновани под шифром? Да Не

3.3.3. Да ли ће шифра бити доступна одређеном кругу истраживача? Да Не

3.3.4. Да ли се подаци морају уклонити из отвореног приступа после извесног времена?

Да Не

Образложити

4. Безбедност података и заштита поверљивих информација

Овај одељак МОРА бити попуњен ако ваши подаци укључују личне податке који се односе на учеснике у истраживању. За друга истраживања треба такође размотрити заштиту и сигурност података.

4.1 Формални стандарди за сигурност информација/података

Истраживачи који спроводе испитивања с људима морају да се придржавају Закона о заштити података о личности (https://www.paragraf.rs/propisi/zakon_o_zastiti_podataka_o_licnosti.html) и одговарајућег институционалног кодекса о академском интегритету.

4.1.2. Да ли је истраживање одобрено од стране етичке комисије? Да Не

Ако је одговор Да, навести датум и назив етичке комисије која је одобрила истраживање

4.1.2. Да ли подаци укључују личне податке учесника у истраживању? Да Не

Ако је одговор да, наведите на који начин сте осигурали поверљивост и сигурност информација везаних за испитанике:

- a) Подаци нису у отвореном приступу
- б) Подаци су анонимизирани
- ц) Остало, навести шта

5. Доступност података

5.1. Подаци ће бити

- a) јавно доступни
- б) доступни само уском кругу истраживача у одређеној научној области
- ц) затворени

Ако су подаци доступни само уском кругу истраживача, навести под којим условима могу да их користе:

Ако су подаци доступни само уском кругу истраживача, навести на који начин могу приступити подацима:

5.4. Навести лиценцу под којом ће прикупљени подаци бити архивирани.

6. Улоге и одговорност

6.1. Навести име и презиме и мејл адресу власника (аутора) података

6.2. Навести име и презиме и мејл адресу особе која одржава матрицу с подацима

6.3. Навести име и презиме и мејл адресу особе која омогућује приступ подацима другим истраживачима
