



УНИВЕРЗИТЕТ У НОВОМ САДУ
ФАКУЛТЕТ ТЕХНИЧКИХ НАУКА У
НОВОМ САДУ



Ђорђе Јовановић

**ПОНАШАЊЕ МОМЕНТНИХ ВЕЗА СА
ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ И ЧЕТИРИ
ЗАВРТЊА У РЕДУ**

ДОКТОРСКА ДИСЕРТАЦИЈА

Нови Сад, (2020)



КЉУЧНА ДОКУМЕНТАЦИЈСКА ИНФОРМАЦИЈА

Редни број, РБР:	
Идентификациони број, ИБР:	
Тип документације, ТД:	Монографска документација
Тип записа, ТЗ:	Текстуални штампани материјал
Врста рада, ВР:	Докторска дисертација
Аутор, АУ:	Ђорђе Јовановић
Ментор, МН:	др Данијел Кукарас, др Златко Марковић
Наслов рада, НР:	Понашање моментних веза са чеоном плочом и четири завртња у реду
Језик публикације, ЈП:	Српски
Језик извода, ЈИ:	Српски / Енглески
Земља публикавања, ЗП:	Република Србија
Уже географско подручје, УГП:	Војводина
Година, ГО:	2020.
Издавач, ИЗ:	Ауторски репринт
Место и адреса, МА:	Факултет техничких наука, Трг Доситеја Обрадовића 6, 21000 Нови Сад
Физички опис рада, ФО: <small>(поглавља/страна/ цитата/табела/слика/графика/прилога)</small>	9 / 332 / 267 / 19 / 259 / 0 / 5
Научна област, НО:	Грађевинско инжењерство
Научна дисциплина, НД:	Металне конструкције
Предметна одредница/Кључне речи, ПО:	челичне конструкције, веза греда-стуб, чеона плоча, Т-елемент са четири завртња у реду, Еврокод 3, испитивање конструкција, деформабилност везе
УДК	
Чува се, ЧУ:	Библиотека ФТН, Нови Сад
Важна напомена, ВН:	
Извод, ИЗ:	<p>У овом раду спроведене су опсежна експериментална и нумеричка испитивања понашања веза са чеоном плочом и четири завртња у реду, као и карактеристичне компоненте ових веза - Т-елемента. Експериментална испитивања укључују тестирања 36 узорак Т-елемената у природној величини, као и четири везе греда-стуб са чеоном плочом и четири завртња у реду, такође у природној величини. Нумеричке анализе, спроведене у софтверском пакету ABAQUS, су обухватале све типове нелинеарности, али и отказ материјала, те се као такве сврставају међу ретке којима су слични проблеми нумерички испитивани. Параметарска студија обухвата 33 различите конфигурације Т-елемената са четири завртња и представља највећу такву студију изведену за ову компоненту. Као основни још увек нерешен проблем, круцијалан за понашање Т-елемената, препознати су положај сила услед ефеката полуге, али и савијање завртњева. Приказан је и предложен нови аналитички модел прорачуна носивости Т-елемената са четири завртња, и квантификована његова предност над до сада постојећим моделима.</p>



УНИВЕРЗИТЕТ У НОВОМ САДУ • ФАКУЛТЕТ ТЕХНИЧКИХ НАУКА
21000 НОВИ САД, Трг Доситеја Обрадовића 6

КЉУЧНА ДОКУМЕНТАЦИЈСКА ИНФОРМАЦИЈА

Датум прихватања теме, ДП:	30.12.2019.		
Датум одбране, ДО:			
Чланови комисије, КО:	Председник:	др Ђорђе Лађиновић	
	Члан:	др Драгиша Вилотић	
	Члан:	др Андрија Рашета	Потпис ментора
	Члан, ментор:	др Данијел Кукарас	
	Члан, ментор:	др Златко Марковић	

Образац Q2.НА.06-05- Издање 1



KEY WORDS DOCUMENTATION

Accession number, ANO :	
Identification number, INO :	
Document type, DT :	Monograph publication
Type of record, TR :	Textual printed material
Contents code, CC :	PhD thesis
Author, AU :	Đorđe Jovanović
Mentor, MN :	Danijel Kukaras, PhD, Zlatko Marković, PhD
Title, TI :	Behaviour of end-plate moment connections with four bolts per row
Language of text, LT :	Serbian
Language of abstract, LA :	Serbian / English
Country of publication, CP :	Republic of Serbia
Locality of publication, LP :	Vojvodina
Publication year, PY :	2020.
Publisher, PB :	Author's reprint
Publication place, PP :	Faculty of Technical Sciences, Trg Dositeja Obradovića 6, 21000 Novi Sad
Physical description, PD : (chapters/pages/ref./tables/pictures/graphs/appendixes)	9 / 332 / 267 / 19 / 259 / 0 / 5
Scientific field, SF :	Civil engineering
Scientific discipline, SD :	Steel structures
Subject/Key words, S/KW :	Steel structures, beam-to-column connection, end-plate, T-stub element with four bolts per row, Eurocode 3, structural testing, connection stiffness
UC	
Holding data, HD :	Library of Faculty of technical sciences, Novi Sad
Note, N :	
Abstract, AB :	<p>In this research, extensive experimental and numerical investigations of behaviour of end-plate moment connection with four bolts per row are performed, as well as specific component of the connection – T-stub element. Experimental research comprises tests on 36 unscaled specimens of T-stub elements and 4 specimens of beam-to-column joints with end-plate connection and four bolts per row, also in full-size. Numerical analyses, performed with software ABAQUS, included all types of nonlinearities, and material deterioration, hence they can be considered as one of the few most sophisticated analyses used for investigation of the considered problem. The parametric study comprises 33 different configurations of the T-stub element with four bolts per row and it presents the biggest study of this kind for this type of component. Bending of the bolts and position of the prying forces are recognized as the largest, still unsolved problem, crucial for the behavior of the T-stub elements. A new theoretical model for the resistance of the T-stub element with four bolts per row is proposed and its advantage over the existing models is presented and quantified.</p>
Accepted by the Scientific Board on, ASB :	December 30th, 2019



UNIVERSITY OF NOVI SAD • FACULTY OF TECHNICAL SCIENCES
21000 NOVI SAD, Trg Dositeja Obradovića 6

KEY WORDS DOCUMENTATION

Defended on, DE:			
Defended Board, DB:	President:	Đorđe Lađinović, PhD	
	Member:	Dragiša Vilotić, PhD	
	Member:	Andrija Rašeta, PhD	Menthor's sign
	Member, Mentor:	Danijel Kukaras, PhD	
	Member, Mentor:	Zlatko Marković, PhD	

Obrazac **Q2.HA.06-05**- Izdanje 1

САДРЖАЈ

1. УВОД.....	1
1.1. ОПШТЕ	1
1.2. ПРЕДМЕТ И ЦИЉ ИСТРАЖИВАЊА.....	2
1.3. КРАТАК ПРЕГЛЕД САДРЖАЈА ДИСЕРТАЦИЈЕ.....	5
2. ПРЕГЛЕД СТАЊА У ОБЛАСТИ.....	8
2.1. ПРЕГЛЕД ТЕОРИЈСКИХ ИСТРАЖИВАЊА.....	9
2.1.1. РАЗЛИЧИТИ КОНЦЕПТИ МЕТОДЕ ПРОРАЧУНА.....	9
2.1.2. МОДЕЛИ РОТАЦИОНЕ КРУТОСТИ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ.....	12
2.1.3. МОДЕЛИ НОСИВОСТИ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ – ЕКВИВАЛЕНТНИ Т-ЕЛЕМЕНТ.....	17
2.1.4. СВОЂЕЊЕ РЕАЛНЕ ПЛОЧЕ НА ЕКВИВАЛЕНТНИ Т-ЕЛЕМЕНТ.....	30
2.1.5. СИЛЕ УСЛЕД ЕФЕКТА ПОЛУГЕ.....	40
2.2. ПРЕГЛЕД ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ ИСТРАЖИВАЊА.....	48
2.3. ПРЕГЛЕД НУМЕРИЧКИХ ИСТРАЖИВАЊА.....	58
2.3.1. УПРОШЋЕНИ МЕХАНИЧКИ МОДЕЛИ.....	60
2.3.2. НУМЕРИЧКЕ СТУДИЈЕ СА КОМПЛЕКСНИМ МОДЕЛИМА.....	67
3. ПРОРАЧУН КРУТОСТИ И НОСИВОСТИ МОМЕНТНИХ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ ПРЕМА ТЕХНИЧКИМ ПРОПИСИМА.....	74
3.1. ТИПОВИ ВЕЗА И ПРИНЦИП ПРОРАЧУНА.....	74
3.2. НОСИВОСТ МОМЕНТНИХ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ ПРЕМА ЕВРОКОДУ ...	76
3.3. ПРОРАЧУН МОМЕНТНИХ ВЕЗА ПРЕМА ОСТАЛИМ ТЕХНИЧКИМ ПРОПИСИМА .	79
3.3.1. СРПС И DSTV.....	79
3.3.2. АМЕРИЧКОМ ПРОПИС - AISC.....	81
3.3.3. КИНЕСКИ ПРОПИС - JGJ 82-2011.....	84
3.4. КРУТОСТ МОМЕНТИХ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ ПРЕМА ЕВРОКОДУ.....	85
4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИ ДЕО ИСТРАЖИВАЊА.....	90
4.1. ПРИПРЕМА И ОРГАНИЗАЦИЈА ЕКСПЕРИМЕНТА.....	90
4.1.1. ПРИПРЕМА И ИСПИТИВАЊЕ ЗАВРТЊЕВА.....	91
4.1.2. КАЛИБРАЦИЈА ЗАВРТЊЕВА.....	102
4.1.3. УЗОРЦИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСТРАЖИВАЊА.....	108
4.1.4. МЕРЕЊЕ ДИЛАТАЦИЈА – СИСТЕМ АРАМИС.....	115
4.2. ИСПИТИВАЊЕ МАТЕРИЈАЛА.....	126

4.2.1.	ЕПРУВЕТЕ	126
4.2.2.	ПРОБЛЕМ МЕРЕЊА СТВАРНОГ ПОНАШАЊА МАТЕРИЈАЛА	129
4.3.	ИСПИТИВАЊА МЕХАНИЧКИХ СВОЈСТАВА МАТЕРИЈАЛА	139
4.4.	ПРВА ФАЗА ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСПИТИВАЊА	140
4.5.	ДРУГА ФАЗА ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСПИТИВАЊА.....	143
5.	РЕЗУЛТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСПИТИВАЊА.....	149
5.1.	РЕЗУЛТАТИ ПРВЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА	149
5.1.1.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-10-1.....	150
5.1.2.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-10-2.....	152
5.1.3.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-10-3.....	154
5.1.4.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-14-1.....	156
5.1.5.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-14-2.....	158
5.1.6.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-14-3.....	160
5.1.7.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-19-1.....	162
5.1.8.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-19-2.....	164
5.1.9.	УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-19-3.....	166
5.1.10.	СУМАРНИ ПРЕГЛЕД УЗОРАКА ПРВЕ ФАЗЕ НАКОН ЛОМА	168
5.2.	РЕЗУЛТАТИ ДРУГЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА.....	174
5.2.1.	РЕЗУЛТАТИ ТЕСТА ВЕЗА СА ПРЕПУСТИМА (ТЕСТ „P“)	174
5.2.2.	РЕЗУЛТАТИ ТЕСТА ВЕЗА БЕЗ ПРЕПУСТА (ТЕСТ „F“)	181
5.3.	ЗАКЉУЧЦИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ ИСТРАЖИВАЊА	186
6.	НУМЕРИЧКЕ АНАЛИЗЕ	190
6.1.	НУМЕРИЧКИ МОДЕЛИ – СОФТВЕРСКИ ПАКЕТ АБАКУС	190
6.1.1.	УВОД	190
6.1.2.	МОДЕЛИ УЗОРАКА ПРВЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА.....	194
6.1.3.	МОДЕЛИ УЗОРАКА ДРУГЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА	199
6.1.4.	РЕПРЕЗЕНТАЦИЈА МАТЕРИЈАЛА У НУМЕРИЧКИМ МОДЕЛИМА.....	201
6.2.	ПОРЕЂЕЊЕ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ РЕЗУЛТАТА И НУМЕРИЧКИХ АНАЛИЗА ..	206
6.3.	ПАРАМЕТАРСКА АНАЛИЗА.....	218
6.4.	ЗАКЉУЧЦИ НУМЕРИЧКИХ АНАЛИЗА	223
7.	АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА И ДИСКУСИЈА.....	226
7.1.	О КРИТЕРИЈУМУ НОСИВОСТИ	226
7.2.	ПОРЕЂЕЊА СА ПОСТОЈЕЋИМ ИЗРАЗИМА ЗА НОСИВОСТ Т-ЕЛЕМЕНАТА.....	228
7.3.	СИЛЕ УСЛЕД ЕФЕКТА ПОЛУГЕ – ВЕЛИЧИНА, ПОЛОЖАЈ И ПОРЕЂЕЊА.....	238

7.4.	САВИЈАЊЕ ЗАВРТЊЕВА У Т-ЕЛЕМЕНТИМА	248
7.5.	АНАЛИЗА ПОНАШАЊА ВЕЗА СА ЧЕОНИМ ПЛОЧАМА	256
7.6.	ПРЕДЛОЖЕН ТЕОРИЈСКИ МОДЕЛ Т-ЕЛЕМЕНТА СА ЧЕТИРИ ЗАВРТЊА.....	262
8.	ЗАКЉУЧЦИ И ПРАВЦИ ДАЉИХ ИСТРАЖИВАЊА	274
8.1.	ЗАКЉУЧЦИ.....	274
8.2.	ПРАВЦИ ДАЉЕГ ИСТРАЖИВАЊА	276
9.	ЛИТЕРАТУРА	278
АНЕКС А	- КАЛИБРАЦИОНЕ КРИВЕ ЗАВРТЊЕВА	296
АНЕКС Б	- ДИМЕНЗИЈЕ УЗОРАКА	309
АНЕКС Ц	- РЕЗУЛТАТИ ТЕСТОВА МАТЕРИЈАЛА	313
АНЕКС Д	- РЕЗУЛТАТИ I ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА - ARAMIS СИСТЕМ	321
АНЕКС Е	- КОНТАКТНИ НАПОНИ НА ПЛОЧАМА Т-ЕЛЕМЕНТА ЗА МОДЕЛЕ ПАРАМЕТАРСКЕ АНАЛИЗЕ	330

ПОНАШАЊЕ МОМЕНТНИХ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ И ЧЕТИРИ ЗАВРТЊА У РЕДУ

РЕЗИМЕ

Будући да је већина челичних елемената произведена под строго контролисаним условима, није изненађујућа тврдња одомаћена у пројектантској и извођачакој пракси да понашање челичних конструкција веома зависи од квалитета пројектовања и извођења веза појединачних елемената. Пројектовање свих грађевинских објеката регулисано је законским и техничким прописима, који имају за циљ да пропишу и обезбеде довољан прорачунски третман конструкција, тако да се може сматрати процењивим ниво сигурности и носивости конструкције током читавог њеног века трајања. Стога су и најранији прописи из области челичних конструкција укључивали прорачун и правила обликовања веза између елемената. Домаћа пракса добро познаје два типа круте везе греда-стуб преко чеоне плоче и четири завртња у реду, који су били уврштени у домаће прописе ЈУС, а касније SRPS U.E7.140. Проширење знања из области веза челичних елемената током претходних деценија довело је до промене филозофије прописа, одустајања од приступа стандардизованих веза и објектно оријентисаних правила, и тежње за формулисањем општијих, генеричких правила понашања и прорачуна веза и њихових компоненти.

Овакав приступ донео је у нове стандарде прорачуна челичних конструкција (Еврокод 1993) потпуно нову форму прорачуна круте везе греда-стуб. Увођењем основне компоненте везе, Т-елемента, у прорачун створили су се услови димензионисања везе произвољне геометрије, али се са друге стране сам прорачун вишеструко закомпликовао. Могло би се слободно рећи да се усвајањем Еврокода 3, са његових 20 књига, није оставила могућност да се нека конструкција у потпуности може прорачунати ручно, и тиме увела неопходност софтверских алата при пројектовању. Ово само по себи није проблематично, узевши у обзир ниво развоја компјутерске технике данас, али нажалост не може се оправдано тврдити да су апроксимације које су коришћене у извођењу формула и правила минорне, као и да су развијена правила потпуно генеричка.

У прилог претходној тврдњи иде и чињеница да је из дела Еврокода 3 који обрађује везе између елемената (Еврокод 1993-1-8) изостављен прорачун везе са четири завртња у реду. Ово је у најмању руку отежавајуће, с обзиром да је, поред тога што је оваква веза често пожељна или чак и неопходна, стручна јавност Немачке, али и великог дела Европе, која се ослањала на ДИН стандарде, навикнута на употребу оваквих веза, и успешно је користила тај тип везе деценијама уназад. Као објашњење изостављања ове везе из прописа могао би се препознати недостатак експерименталних, али и нумеричких доказа понашања ове везе.

У овом истраживању су стога изведене опсежна експериментална и нумеричка испитивања ових веза. Посебно њихове најтипичније компоненте, Т-елемента са четири

завртња у реду. Експериментална испитивања укључују тестирања 36 узорак Т-елемената у природној величини, као и четири везе греда-стуб са чеоном плочом и четири завртња у реду, такође у природној величини. Дилатације основног материјала су мерене са око двеста мерних трака, али су мерене и дилатације у сто завртњева, мерним тракама у оси тела завртња. Тестирани Т-елементи су снимани системом ARAMIS, којим је добијена велика количина података о понашању везе. У свим експерименталним испитивањима коришћена је најсавременија опрема, и ова испитивања не заостају ни по чему од испитивања челичних веза која се изводе на другим светским универзитетима.

Нумеричке анализе су спроведене у софтверском пакету ABAQUS. Основна тежња ових анализа била је што реалнија репрезентација стварног понашања. Стога је посебна пажња посвећена тестирању материјала и њиховој математичкој репрезентацији у нумеричким моделима. Овом делу је посвећено неколико поглавља дисертације. Такође, са истим циљем, анализе су обухватале све типове нелинеарности, али и отказ материјала, те се као такве сврставају међу ретке којима су слични проблеми нумерички испитивани. Параметарска студија обухвата 33 различите конфигурације Т-елемената са четири завртња и представља највећу такву студију изведену за ову компоненту.

Анализом резултата, како експерименталних тако и нумеричких, откривене су многе недоследности и непрецизности у досадашњем схватању понашања Т-елемената са четири завртња. За постојећа једина два аналитичка модела, уочене су како грешке апроксимације, тако и методолошке грешке. Као основни још увек нерешен проблем, круцијалан за понашање Т-елемената, препознати су положај сила услед ефеката полуге, али и савијање завртњева. Приказан је и предложен нови аналитички модел прорачуна носивости Т-елемената са четири завртња, и квантификована његова предност над до сада постојећим моделима.

Кључне речи: челичне конструкције, веза греда-стуб, чеона плоча, Т-елемент са четири завртња у реду, Еврокод 3, испитивање конструкција, деформабилност везе

Област: Грађевинско инжењерство

УНО: Конструкције у грађевинарству

BEHAVIOUR OF END-PLATE MOMENT CONNECTIONS WITH FOUR BOLTS PER ROW

ABSTRACT

Since most of the steel members are produced under strictly controlled conditions, it is not surprising that engineers consider the behavior of steel structures to be mainly dependent on the quality of the design and construction of the connections between elements. The design of civil structures is regulated by laws and technical provisions, in a manner that the level of safety and structural resistance can be considered estimable during its entire service life. Therefore, even the earliest provisions in the field of the design of steel structures included the rules of connection design. Domestic engineering practice is well-introduced with two types of moment beam-to-column end plate connection with four bolts per row, since they were included in the domestic code JUS, later known as SRPS U.E7.140. The extension of the knowledge on the steel connections' behavior during the last few decades has led to a change of the code philosophy, the renouncement of the standardized connection approach and object-oriented rules, towards formulating more general, generic rules of behavior and design of the connections and their components.

This approach brought a completely new form of calculation of moment beam-to-column connection into the new design code (Eurocode 1993). By introducing the connection's main component, the T-stub element in the design, the new preconditions of the connections' design appeared, but on the other hand, the calculation itself became much more involved. It is safe to say that by adopting Eurocode 3, with more than 20 of its books, the possibility of hand calculation is closed off entirely, and therefore the necessity for the software tools in the design process is authorized. This is not problematic in itself, considering the present level of the development of computer technics. But unfortunately, the approximations, used in the derivation of the expressions and design rules, cannot be justifiably considered as minor, nor can the adopted rules be considered completely generic.

Advocating the former statement, there is a fact that the design of the end-plate connections with four bolts per row is omitted in the part of the Eurocode 3 (Eurocode 1993-1-8) dedicated to the connection design. This is, at the least, troublesome, considering that this kind of connection is often desirable or even necessary, and most of the professional public in Germany (and the major part of Europe which relied on the DIN standards) is used to the design of this type of connections, and used them for many decades. As an explanation of the omission of this connection from the design code, the lack of experimental, as well as numerical proofs of behavior can be recognized.

Therefore, in this research, extensive experimental and numerical investigations of these types of connections are performed. The focus is especially given to their most distinctive

component, namely, the T-stub element with four bolts per row. Experimental research comprises tests on 36 unscaled specimens of T-stub elements and 4 specimens of beam-to-column joints with end-plate connection and four bolts per row, also in full-size. Strains in specimens are measured with approximately 200 strain gauges, but additionally, strains of 100 bolts are measured with gauges placed inside the bolts. Tested T-stub elements are recorded by the ARAMIS system, obtaining numerous data. State-of-the-art equipment is used in all experimental investigations, and these tests keep up with the research of steel connections performed on other universities worldwide.

Numerical analyses are performed with software ABAQUS. The main pursuance of these analyses was the most realistic representation of actual behavior. Therefore, special attention is dedicated to the material testing and mathematical representation of the material in the numerical models. Several subchapters are dedicated to this topic. Furthermore, with the same goal, analyses included all types of nonlinearities, and material deterioration, hence they can be considered as one of the few most sophisticated analyses used for investigation of the considered problem. The parametric study comprises 33 different configurations of the T-stub element with four bolts per row and it presents the biggest study of this kind for this type of component.

By analyzing the results, both experimental and numerical, many inconsistencies and inaccuracies in the existing understanding of the behavior of T-stub elements with four bolts per row were detected. For the only two existing analytical models, approximation errors as well as methodological errors are recognized. Bending of the bolts and position of the prying forces are recognized as the largest, still unsolved problem, crucial for the behavior of the T-stub elements. A new theoretical model for the resistance of the T-stub element with four bolts per row is proposed and its advantage over the existing models is presented and quantified.

Key words: steel structures, beam-to-column connection, end-plate, T-stub element with four bolts per row, Eurocode 3, structural testing, connection stiffness

Field: Civil and Structural Engineering

Subdivision: Steel Structures

СПИСАК СЛИКА

Слика 1-1: Међусобна повезаност експерименталних, нумеричких и теоријских истраживања и техничких прописа који су на њима засновани	2
Слика 2-1: Типична $M-\phi$ крива једне везе са означеним најважнијим параметрима.....	9
Слика 2-2: Механички модел везе греда-стуб са чеоном плочом [59]	13
Слика 2-3: Различите математичке репрезентације $M-\phi$ криве: а) линеарна, б) билинеарна, в) мултилинеарна и г) нелинеарна	16
Слика 2-4: Математички модел усвојен у Еврокоду [247] (лево) и Ramberg-Osgood [169] крива понашња везе (десно).....	17
Слика 2-5: Т-елемент, изометријски приказ и попречни пресек	18
Слика 2-6: Распоред сила услед ефеката полуге (лево) и распоред момената у ножици Т-елемента за оптималну прорачунску и могућу стварну ситуацију (десно).....	20
Слика 2-7: Зависности типа механизма лома од параметра ν_{Rd}	22
Слика 2-8: Утицај димензија завртња на облик линије пластичног механизма [91].....	23
Слика 2-9: Силе које делују на Т-елемент (лево) и сила у завртњевима у односу на спољашње оптерећење [91]	24
Слика 2-10: Облици лома Т-елемента са четири завртња према Pisarek et al. [166].....	27
Слика 2-11: Т-елемент са четири завртња и ознаке сила и димензија према [166]	29
Слика 2-12: Стварни Т-елементи издвојен из везе греда-стуб са чеоном плочом и категорије облика линија лома	31
Слика 2-13: Облик линија лома по Dranger-у [55] (лево) и по Mann и Morris-у [134] (десно)	32
Слика 2-14: Линије лома и пластични механизми у ножици стуба за два реда завртњева, према Zoetemeijer-у [236] за механизме I и II.....	33
Слика 2-15: Механизам колапса I [236].....	33
Слика 2-16: Механизам колапса II [236].....	34
Слика 2-17: Поређење различитих решења и облика линија лома преузето из [54] (лево) и поређење Dranger-овог решења граничног оптерећења са Zoetemeijer-овими Mann-Morris-овим решењем (десно).....	36
Слика 2-18: Облици линија лома и еквивалентне дужине за појединачне завртњеве.....	37
Слика 2-19: Полигонални облици линија лома за ред завртњева на препусту плоче [215]	38
Слика 2-20: Кружни облици лома за ред завртњева на препусту плоче [215].....	38

Слика 2-21: Линије лома за први ред завртњева испод ножице (лево), за кружни облик групе завртњева [49] (средина) и за два суседна реда са по четири завртња у реду [123] (десно)	39
Слика 2-22: Облици линија лома за један ред завртњева Т-елемента са четири завртња у реду [166]	40
Слика 2-23: Л- и Т-елементи: ознаке, димензије и услови равнотеже сегмената [25]	41
Слика 2-24: Детаљан модел завртња према Agerskov-у [2].....	45
Слика 2-25: Модел за одређивање ефеката полуге [196].....	46
Слика 2-26: Struik-ов модел дистрибуције момената у ножици и положаја силе завртња [199].....	48
Слика 2-27: Испитивање дужине линије лома [236].....	50
Слика 2-28: Доказ примењивости филозофије Т-елемента на везе [236]	51
Слика 2-29: Апаратура и поставка, узорак и резултат [195].....	52
Слика 2-30: Предложени приступ прорачуна у Т-елемента са 4 завртња у реду [214]	53
Слика 2-31: Поставка и начин мерења силе у завртњима у раду [182]	54
Слика 2-32: Лом уз шав (лево), апаратура за мерење силе у завртњу (десно) [37].....	55
Слика 2-33: Опрема за извођење експеримента у Коимбри [123].....	56
Слика 2-34: Узорци Т-елемента са 4 завртња у реду након отказа и поставка теста коришћених у студији Yuan et al. [230].....	58
Слика 2-35: Интерфејс софтвера NASCon.....	61
Слика 2-36: Механички модел у FESTJoint-у и резултат једне везе преузет из [184].....	62
Слика 2-37: Модел и резултати чвора у програму IDEAStatCa.....	62
Слика 2-38: Модел Т-елемента према Coelho [36] (лево) и према Swanson-у и Leon-у [201] (десно).....	64
Слика 2-39: Модел Т-елемента према [130, 171] (лево) и оптерећење (десно)	65
Слика 2-40: Модел Т-елемента који су развили Lemonis и Gantes [125].....	66
Слика 2-41: Модел Т-елемента према Francavilla et al.[62](лево) и модел према Hantouche-у Abboud-у[78](десно).....	66
Слика 2-42: Модел који су користили Chasten et al. [31] (лево) и Вахаари и Sherbourne [13] (десно).....	68
Слика 2-43: Модел Т-елемента и моделирана геометрија завртња у студијама Bursi-аи Jaspert-а [27].....	69
Слика 2-44: Различити начини моделирања геометрије завртњева [221].....	71
Слика 2-45: Поређење крутости различитих модела завртња у зависности од дебљине плоче (лево) и одговор завртњева на затезање за различите моделе (десно) [221]	72

Слика 2-46: Модел завртња коришћен у студији <i>Wi-a</i> и сарадника [221] (горе) и Павловића и сарадника [157] (доле)	73
Слика 2-47: Лом модела <i>T</i> -елементаса <i>HV</i> завртњевима (лево) и са <i>HR</i> (десно) у раду [47]	73
Слика 3-1: Зоне крутости према Еврокоду 3.....	74
Слика 3-2: Расподела сила у завртњима у вези са чеоном плочом: пластична, модификована и линеарна	77
Слика 3-3: Могући механизми лома везе греда-стуб са чеоном плочом [255].....	77
Слика 3-4: Неки типови укрућења ребра стуба.....	78
Слика 3-5: Модели лома <i>T</i> -елемента	78
Слика 3-6: Круте везе <i>A1</i> , <i>A2</i> , <i>B1</i> и <i>B2</i> према [62].....	80
Слика 3-7: Ознаке димензија у <i>T</i> -елементу, према ЈГЈ 81-2011 [254]	85
Слика 3-8: Компонентни модел крутости чвора и начин комбиновања крутости компоненти ради рачунања крутости чвора	86
Слика 3-9: Модел за прорачун крутости <i>T</i> -елемента (лево), деформације само од плоче <i>T</i> -елемента (средина) и само од завртњева (десно).....	88
Слика 4-1: Миркоструктура завртња	92
Слика 4-2: Испитивање завртња на затезање - носивост завртња	93
Слика 4-3: Испитани узорци завртњева	94
Слика 4-4: Испитивање носивости и дуктилности завртњева	94
Слика 4-5: Криве понашања завртњева и испитани узорци (горе) и епрувета (доле)...	95
Слика 4-6: Димензије завртња са рупом (лево) и положај мерне траке у завртњу (десно).....	97
Слика 4-7: Припрема мерних трака пре уградње и поступак уградње трака у рупе завртњева	98
Слика 4-8: Термички третман атхезива у лабораторијској сушници.....	99
Слика 4-9: Заштита жичаних извода мерних трака у завртњевима	100
Слика 4-10: Цео комплет завртњева са учвршћеним жичаним изводима	100
Слика 4-11: Заштита електро спојева силиконом	100
Слика 4-12: Завртњеви увезани на каблове и снопови половине завртњева (50 комада)	101
Слика 4-13: Завртањ са четири линеарне мерне траке по свом обиму.....	102
Слика 4-14: Алат за калибрацију завртњева.....	103
Слика 4-15: Дијаграм промене силе по времену током калибрације завртњева (лево) и слика једног завртња током калибрације (десно).....	104

Слика 4-16: Калибрациона крива за завртањ Z06 са назначеним одступањима	105
Слика 4-17: Калибрациона крива за завртањ Z88 као пример идеалног поклапања са регресионом правом	106
Слика 4-18: Узорци прве фазе експерименталног испитивања	110
Слика 4-19: Приказ номиналних димензија узорака прве фазе експеримента	111
Слика 4-20: Шема сечења Т-елемента и епрувете ребра из греде пресека HEA 300	112
Слика 4-21: Номиналне димензије специфичних узорака T1-14-1A-1 и T1-10-1B-1 - распоред завртњева на плочи је идентичан	112
Слика 4-22: Поставка друге фазе експеримента	114
Слика 4-23: Димензије стубова за другу фазу експеримента	114
Слика 4-24: Димензије греде са две различите чеоне плоче за другу фазу експеримента	115
Слика 4-25: ARAMIS систем [240].....	116
Слика 4-26: Фаза припреме узорака - наношење шаблона спрејем црне боје.....	118
Слика 4-27: Приказ група пиксела величине 15x15 са преклапањем од 2 пиксела софтвер [241] (лево) и шематска илустрација референте групе пиксела пре деформације и деформисана група након деформације (десно) [155].....	118
Слика 4-28: Шематски приказ локалног фитовања методом најмањих квадрат и добијање извода у централној тачки региона користећи фитовану функционалну форму [198]	122
Слика 4-29: Пример израчунатих дилатација на једном узорку Т-елемента коришћеном у истраживању.....	124
Слика 4-30: Димензије епрувета правоугаоног попречног пресека за одређивање механичких својстава материјала	128
Слика 4-31: Димензије епрувета кружног попречног пресека за одређивање механичких својстава материјала.....	128
Слика 4-32: Слика епрувета прве фазе са плочама из које су исечене млазом воденог притиска.....	129
Слика 4-33: Крива инжењерски напон – дилатација са фазама [51]	130
Слика 4-34: Врат узорка и ознаке према Bridgman-у [211].....	133
Слика 4-35: Различити тестови за различите вредности триаксијалности ($\beta_{av} = 3\vartheta$) .	137
Слика 4-36: Различити типови узорака зависно од жељене тестиране триаксијалности напона.....	138
Слика 4-37: Испитивање својстава материјала на тест машини Shimadzu.....	139
Слика 4-38: Положај мерних трака на узорцима прве фазе експерименталног испитивања.....	141

Слика 4-39: Контролна јединица кидалице и праћење камера на лап-топу (лево) и поставка камера, кидалице, и аквизиционог уређаја током испитивања (десно)	141
Слика 4-40: Поставка прве фазе експеримента – камера, кидалица, осветљење (лево) и два узорка постављена за тест, са LVDT-ом, са задње стране (десно)	142
Слика 4-41: Коришћени MGCplus (лево) и кориснички интерфејс софтвера CATMAN (десно).....	143
Слика 4-42: Поставка теста P – две греде везане за централни стуб везама са чеоним плочама са препустом и са четири завртња у реду	144
Слика 4-43: Шематски приказ положаја мерача померања	146
Слика 4-44: Положаји мерних трака на узорцима теста F (лево) и теста P (десно) друге фазе експерименталног испитивања	147
Слика 4-45: Мерење померања и дилатација у тесту P.....	148
Слика 5-1: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-10-1.....	150
Слика 5-2: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-1A	150
Слика 5-3: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-1B	150
Слика 5-4: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-10-1A и T1-10-1B.....	151
Слика 5-5: Деформација узорка T1-10-1A пред лом.....	152
Слика 5-6: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-10-2.....	152
Слика 5-7: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-2A	153
Слика 5-8: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-2B	153
Слика 5-9: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-10-2A и T1-10-2B.....	154
Слика 5-10: Узорак T1-10-2A након лома завртња – утискивање подлошке у плочу.....	154
Слика 5-11: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-10-3.....	155
Слика 5-12: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-3A	155
Слика 5-13: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-3B	155
Слика 5-14: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-10-3A и T1-10-3B.....	156
Слика 5-15: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-14-1.....	157
Слика 5-16: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-1A	157
Слика 5-17: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-1B	157
Слика 5-18: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-14-1A и T1-14-1B.....	158
Слика 5-19: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-14-2.....	158
Слика 5-20: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-2A	159
Слика 5-21: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-2B	159
Слика 5-22: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-14-2A и T1-14-2B.....	160

Слика 5-23: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-14-3.....	160
Слика 5-24: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-3A	161
Слика 5-25: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-3B	161
Слика 5-26: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-14-3A и T1-14-3B.....	162
Слика 5-27: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-19-1.....	162
Слика 5-28: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-1A	163
Слика 5-29: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-1B	163
Слика 5-30: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-19-1A и T1-19-1B.....	164
Слика 5-31: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-19-2.....	164
Слика 5-32: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-2A	165
Слика 5-33: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-2B	165
Слика 5-34: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-19-2A и T1-19-2B.....	166
Слика 5-35: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-19-3.....	166
Слика 5-36: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-3A	167
Слика 5-37: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-3B	167
Слика 5-38: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-19-3A и T1-19-3B.....	168
Слика 5-39: Лом узорака дебљине плоче 10 милиметара.....	169
Слика 5-40: Лом узорака дебљине плоче 14 милиметара.....	170
Слика 5-41: Лом узорака дебљине плоче 19 милиметара.....	170
Слика 5-42: Завртњеви након лома – савијање	172
Слика 5-43: Спољни завртњеви након лома узорака	172
Слика 5-44: Утискивање подлошке у плочу T-елемента.....	173
Слика 5-45: Савијање плоче у правцу управном на ред линију завртњева – ефекат плоче	173
Слика 5-46: Зависност момента и ротације веза P1 и P2	176
Слика 5-47: Померања T-елемента у затегнутој зони веза P1 и P2	176
Слика 5-48: Дилатације у стубу везе P1	177
Слика 5-49: Дилатације у чеоној плочи везе P1.....	178
Слика 5-50: Дилатације у „стубу“ (лево) и чеоној плочи (десно) везе P2	178
Слика 5-51: Резултати мерних трака у осам завртњева првог и другог реда везе P1 .	179
Слика 5-52: Резултати мерних трака у осам завртњева првог и другог реда везе P2 .	179
Слика 5-53: Завртњеви након теста – веза P1 (лево) и веза P2 (десно) према распореду у чеоној плочи	180

Слика 5-54: Заостале пластичне деформације у стубу	180
Слика 5-55: Приказ теста P након завршетка наношења оптерећења	181
Слика 5-56: Зависност момента и ротације веза $F1$ и $F2$	181
Слика 5-57: Померања T -елемената у затегнутој зони веза $P1$ и $P2$	182
Слика 5-58: Дилатације у стубу везе $F1$	183
Слика 5-59: Дилатације у чеоној плочи везе $F1$	183
Слика 5-60: Дилатације у чеоној плочи (лево) и стубу (десно) везе $P2$	184
Слика 5-61: Дилатације у завртњевима у вези $F1$ (лево) и $F2$ (десно).....	184
Слика 5-62: Деформација узорка пред лом, и заостала пластична деформација везе $F1$	185
Слика 5-63: Завртањ у ком је дошло до лома у тесту F	185
Слика 5-64: Унутрашњи затегнути завртњеве везе $F1$ (лево) и поломљени завртањ везе $F2$ (десно).....	186
Слика 5-65: Комплетан узорак након отказа	186
Слика 6-1: Изглед модела T -елемента (лево) и услови ослањања (средина и десно)	195
Слика 6-2: Smooth-step функција задатог померања по времену	196
Слика 6-3: Површине на којима је задато померање и изглед комплетних узорака добijenих пресликавањем преко равни симетрије (десно: горе без мреже, доле са приказом мреже)	196
Слика 6-4: Површине контакта – издвојени surface to surface (лево) и генерални контакт између осталих додирних површи (десно).....	197
Слика 6-5: Мрежа коначних елемената на завртњевима (лево) и T -елементу (десно) ..	199
Слика 6-6: Геометрија нумеричких модела целих веза F (лево) и P (десно).....	199
Слика 6-7: Веза линијског KE са $3D$ - KE (лево) и мрежа KE за модел везе F	200
Слика 6-8: Зависност еквивалентне дилатације при лому од триаксијалности напона у алуминијумској легури [14] (лево) и челику ASTM A992 [103] (десно).....	203
Слика 6-9: Моделирана зависност почетка оштећења од триаксијалности (лево) и еволуција оштећења (D) у функцији пластичног померања KE величине $1mm$	204
Слика 6-10: Дијаграм стварних напона и оштећења: уопштено (лево) и за материјал завртњева (десно)	205
Слика 6-11: Поређење зависности сила-померање модела епрувете и изведеног теста.....	206
Слика 6-12: Поређење нумеричких и експерименталних резултата T -елемената дебљине плоче $10mm$	207
Слика 6-13: Поређење нумеричког модела и тестираног узорка T1-10-2A	208

Слика 6-14: Утискивање подлошке у плочу Т-елемента услед великих деформација плоче код узорка Т1-10-1А	208
Слика 6-15: Поређење нумеричких и експерименталних резултата Т-елемента дебљине плоче 14тт.....	210
Слика 6-16: Поређење еквивалентних пластичних дилатација модела М-14-1 и узорка Т-14-1А при максималном оптерећењу Т-елемента.....	211
Слика 6-17: Унутрашњи (лево) и спољашњи завртањ (десно) модела М-14-1 и узорка Т1-14-1А након лома Т-елемента.....	212
Слика 6-18: Поређење нумеричких и експерименталних резултата Т-елемента дебљине плоче 19тт.....	213
Слика 6-19: Поређење еквивалентних пластичних дилатација модела М-19-3 и узорка Т1-19-3А при максималном оптерећењу Т-елемента.....	214
Слика 6-20: Тренутак почетка лома унутрашњег завртња модела М-19-3.....	214
Слика 6-21: Поређење нумеричких и експерименталних резултата везе без препуста (тест F).....	216
Слика 6-22: Поређење нумеричких и експерименталних резултата везе са препустом (тест P).....	217
Слика 6-23: Лом унутрашњег завртња везе F у нумеричком моделу (лево) и еквивалентне пластичне дилатације у истом тренутку	217
Слика 6-24: Зависност стварни напон – стварна дилатација за основни челични материјал (горе лево) и материјал завртњева квалитета 10.9 у параметарској студији (горе десно) и моделирана σ - ϵ зависност за исти материјал завртњева (доле лево) и еволуција оштећења (доле десно).....	222
Слика 6-25: Приказ неких од МКЕ модела коришћених у параметарској анализи.....	223
Слика 7-1: Подтипови облика лома 2 Т-елемента са четири завртња	229
Слика 7-2: Процене носивости свих модела параметарске анализе према FA-EC моделу	230
Слика 7-3: Поређење носивости према FA-EC моделу и носивости добијених нумеричком анализом.....	231
Слика 7-4: Поређења резултата аналитичког модела Pisarek-а и Kozlowsk-ог са резултатима параметарске анализе	233
Слика 7-5: Однос сила у завртњевима ξ при еластичном понашању завртњева ($B_1= B_{Rd}$) – експериментална мерења и нумерички резултати	236
Слика 7-6: Однос сила у завртњевима ξ при пластичном понашању завртњева ($B_1= B_d$) – експериментална мерења и нумерички резултати	237
Слика 7-7: Односи сила у завртњевима ξ за све моделе параметарске анализе при еластичном и пластичном понашању завртњева	238

Слика 7-8: Поређење усвојених односа сила у завртњевима ξ у аналитичким моделима са резултатима параметарске анализе	238
Слика 7-9: Гранична ситуација нестанка сила услед ефеката полуге за Т-елемент са два завртња у реду (лево) и са четири завртња (лево).....	239
Слика 7-10: Силе услед ефеката полуге и њихова резултанта (лево) и површина плоче у контакту са ознакама према Couchaux et al. [41].....	241
Слика 7-11: Контактни напони између плоча Т-елемената за неке од модела параметарске анализе.....	242
Слика 7-12: Положај резултанте (Q) сила услед ефеката полуге за моделе параметарске анализе.....	244
Слика 7-13: Релативни положај силе Q при пластификацији унутрашњег завртња у зависности од параметра ω	245
Слика 7-14: Односи сила услед ефеката полуге и оптерећења Т-елемента (Q/F) за све моделе параметарске анализе.....	247
Слика 7-15: Графичка илустрација прорачуна дилатација услед савијања (лево) и глобални и локални ефекти полуге (десно).....	249
Слика 7-16: Максимална разлика дилатација у завртњевима за три експериментална узорка у односу на скалирано спољашње оптерећење.....	250
Слика 7-17: Унутрашњи завртњеви узорака Т-14-2А и Т-14-3В – разлика дилатација услед савијања и дилатације услед затезања	252
Слика 7-18: Поређења дилатација у ивичним влакнима и оси завртња добијених експериментално и нумерички.....	252
Слика 7-19: Дилатације услед савијања завртњева за селектоване моделе параметарске анализе.....	253
Слика 7-20: Напони у ивичним влакнима унутрашњег завртња у односу на оптерећење Т-елемента за моделе М-12-1, М-19-2 и М-24-3	255
Слика 7-21: Силе у завртњевима везе P1.....	257
Слика 7-22: Силе у завртњевима везе P2.....	258
Слика 7-23: Силе у завртњевима везе F1.....	259
Слика 7-24: Силе у завртњевима везе F2.....	260
Слика 7-25: Поређења М- θ зависности тестираних веза са Еврокодним моделом и Ramberg-Osgood моделом.....	261
Слика 7-26: Приказ резултата Pisarek-овог аналитичког модела по облицима лома...	262
Слика 7-27: Положај сила које делују на Т-елемент (лево) и еквивалентни статички системи (десно).....	263
Слика 7-28: Графички приказ прорачуна дилатације ϵ_2	266

Слика 7-29: Момент савијања правоугаоног пресека зависно од кривине (лево) и промена кривине по дужини пластичног зглоба (десно) [209].....	267
Слика 7-30: Деформација средње линије плоче модела T1-10-1 између ребра и унутрашњег завртња.....	268
Слика 7-31: Додатни извор носивости и силе које узрокују савијање завртња и коначни лом T-елемента са танким плочама.....	269
Слика 7-32: Поређење теоријског модела са резултатима параметарске анализе: са једначином (7.46) - лево, и једначином (7.47) – десно.....	271
Слика 7-33: Поређење модела са осталим постојећим аналитичким моделима.....	272
Слика А-1: Измерене зависности напона и дилатација материјала коришћеног за узорке серије T1-10 и узорци након лома.....	313
Слика А-2: Измерене зависности напона и дилатација EFA-1 епрувета.....	314
Слика А-3: Измерене зависности напона и дилатација EFA-2 епрувета.....	314
Слика А-4: Епрувета EFA-2A при лому, и резултати снимања ARAMIS-а.....	315
Слика А-5: Измерене зависности напона и дилатација ERA епрувета.....	315
Слика А-6: Измерене зависности напона и дилатација EFB-1 епрувета.....	316
Слика А-7: Измерене зависности напона и дилатација EFB-2 епрувета.....	316
Слика А-8: Измерене зависности напона и дилатација ERB епрувета.....	317
Слика А-9: Измерене зависности напона и дилатација EZ епрувета.....	317
Слика А-10: Резултати дилатација добијени ARAMIS-ом и ознаке мерних база за мерење померања овим системом.....	318
Слика А-11: Измерене зависности напона и дилатација EF2-1 епрувета.....	319
Слика А-12: Измерене зависности напона и дилатација EF2-2 епрувета.....	319
Слика А-13: Измерене зависности напона и дилатација ER2 епрувета.....	319
Слика А-14: Измерене зависности напона и дилатација EP2 епрувета.....	320
Слика В-1: Резултати теста T1-10-1A при 46.8% граничног оптерећења.....	321
Слика В-2: Резултати теста T1-10-1B при 47% граничног оптерећења.....	321
Слика В-3: Резултати теста T1-10-2A при 92.4% граничног оптерећења.....	322
Слика В-4: Резултати теста T1-10-2B при 76.6% граничног оптерећења.....	322
Слика В-5: Резултати теста T1-10-3A при 75.9% граничног оптерећења.....	323
Слика В-6: Резултати теста T1-10-3B при 77.0% граничног оптерећења.....	323
Слика В-7: Резултати теста T1-14-1A при 100% граничног оптерећења.....	324
Слика В-8: Резултати теста T1-14-1B при 100% граничног оптерећења.....	324
Слика В-9: Резултати теста T1-14-2A при 100% граничног оптерећења.....	325

<i>Слика В-10: Резултати теста Т1-14-2В при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>325</i>
<i>Слика В-11: Резултати теста Т1-14-3А при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>326</i>
<i>Слика В-12: Резултати теста Т1-14-3В при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>326</i>
<i>Слика В-13: Резултати теста Т1-19-1А при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>327</i>
<i>Слика В-14: Резултати теста Т1-19-1В при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>327</i>
<i>Слика В-15: Резултати теста Т1-19-2А при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>328</i>
<i>Слика В-16: Резултати теста Т1-19-2В при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>328</i>
<i>Слика В-17: Резултати теста Т1-19-3А при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>329</i>
<i>Слика В-18: Резултати теста Т1-19-3В при 100% граничног оптерећења.....</i>	<i>329</i>

СПИСАК ТАБЕЛА

<i>Табела 2-1 : Изрази за носивост T-елемента са два и са четири завртња у реду према Demonsau et al. [49]</i>	<i>25</i>
<i>Табела 2-2: Изрази за носивост T-елемента са четири завртња у реду према Pisarek et al. [166]</i>	<i>27</i>
<i>Табела 3-1: Зависност типа глобалне анализе и модела чвора од класификације везе....</i>	<i>75</i>
<i>Табела 3-2: Минималне димензије плоча у вези према СПРС-у.....</i>	<i>80</i>
<i>Табела 3-3: Крутости појединачних компоненти везе према Еврокоду.....</i>	<i>87</i>
<i>Табела 4-1 : Резултати калибрације зартњева – коефицијенти праве и R2 фактори ...</i>	<i>107</i>
<i>Табела 4-2: Начин означавања узорака прве фазе.....</i>	<i>109</i>
<i>Табела 4-3: Номиналне димензије узорака прве фазе</i>	<i>113</i>
<i>Табела 4-4: Различити корелациони критеријуми који се користе у КДС методи.....</i>	<i>120</i>
<i>Табела 4-5: Број епрувета спрам дела пресека одакле се секу - приказ за комплетно експериментално испитивање</i>	<i>126</i>
<i>Табела 5-1: Основни параметри тестираних узорака</i>	<i>171</i>
<i>Табела 6-1: Нумеричко поређење резултата експеримента и нумеричких симулација за серију T1-10.....</i>	<i>207</i>
<i>Табела 6-2: Нумеричко поређење резултата експеримента и нумеричких симулација за серију T1-14.....</i>	<i>209</i>
<i>Табела 6-3: Нумеричко поређење резултата експеримента и нумеричких симулација за серију T1-19.....</i>	<i>212</i>
<i>Табела 6-4: Геометрија модела за параметарску анализу.....</i>	<i>219</i>
<i>Табела 6-5: Збирни приказ најважнијих резултата параметарске анализе</i>	<i>221</i>
<i>Табела 7-1: Вредности сила V_y, V_{Rd} и V_u за разматране завртњеве.....</i>	<i>234</i>
<i>Табела 7-2: Носивост према предложеном моделу.....</i>	<i>271</i>
<i>Табела 7-3: Нумеричко поређење резултата различитих аналитичких модела</i>	<i>272</i>

1. УВОД

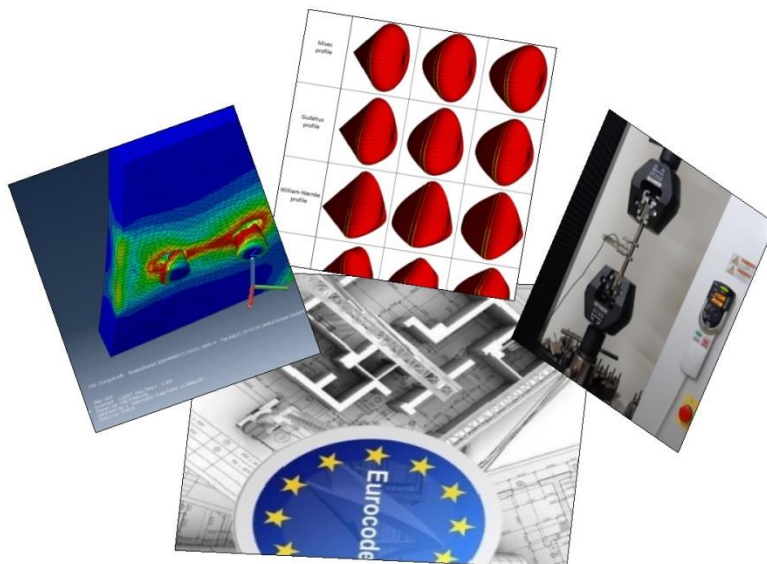
1.1. ОПШТЕ

Челичне конструкције, уз бетонске, представљају убедљиво најзаступљенији тип грађевинских конструкција у свету. У мостоградњи највећи распони су скоро по правилу премошћени челичним конструктивним системима. У високоградњи су такође највиши објекти често изграђени са челичним скелетом, посебно у сеизмичким областима. Код индустријских објеката, челик често представља стандард у изградњи и за одређене типове објеката и нема алтернативу.

Пројектовање грађевинских конструкција је област људског деловања која је у свим државама уређена законима. Из разлога безбедности својих грађана, државе су прописале скуп техничких правила струке која се морају испоштовати при пројектовању и изградњи било ког грађевинског објекта. Ова техничка регулатива утемељена је првенствено на резултатима научно-истраживачке делатности. На европском континенту, услед политичких тенденција удруживања, настао је пројекат израде јединствених техничких норми које су важеће у свим државама потписницама. Није на одмет додати да је Европска Унија као савез европских држава наследница савеза основаног у Паризу 1951. године који се називао Европска заједница за угљ и челик. Европске норме пројектовања грађевинских објеката назване су Еврокод, и једне су од најмодернијих и најшире примењиваних. Користе се широм света, а од недавно усвојене су и у нашој земљи као једини важећи прописи из области пројектовања и изградње грађевинских објеката. Тиме је њихова примена постала обавеза за све инжењере у земљи, али је и смер научно-истраживачке делатности додатно окренут ка унапређењу и развоју Еврокода.

Еврокод, као и остали прописи, намеће минимум прорачунског третмана конструкција при њиховом пројектовању. Већина правила пројектовања која су у овом документу прописана имају карактер аналитичких израза, и свој строго дефинисан домен примене. Иако је данас употреба рачунара у пројектовању неизоставна, софтвери за анализу конструкција нису још увек довољно развијени да би се са објектно оријентисаних прешло на генеричка правила дата у прописима. Највећа препрека овоме је што нису довољно разјашњени сви феномени који се појављују у конструкцијама при различитим ситуацијама. Неке од њих, попут акцелерограма будућих земљотреса, је и немогуће описати, али је одређени степен апроксимације прихватљив. Са друге стране, код челичних конструкција, принцип обухватања проблема извијања је надомак да се суштински промени. Такве промене увек су праћене и изменом техничких прописа. Али да би се променио приступ прорачуна одређених физичких феномена и усвојиле методе њиховог бољег описа, није довољно само да се софтвери прилагоде, или да се предложи теоретска основа за тако нешто, већ је неопходно ово доказати и експериментално. Увек

до сада, а вероватно и у будућности, биће немогуће доказати одређена правила у механици, без експеримента. Тако да су експериментално истраживање, нумеричке симулације, теоретске поставке, и технички прописи, увек у међусобној спреси, и тешко се може остварити напредак у тренутној ситуацији у грађевинарству, а да он не обухвати све ове области.



Слика 1-1: Међусобна повезаност експерименталних, нумеричких и теоријских истраживања и техничких прописа који су на њима засновани

Ова докторска дисертација задире у сва четири поменута поља грађевинске науке и струке. Истраживање које укључује експеримент, којим се валидирају нумерички модели, који даље служе за параметарску анализу, имају за циљ аналитичку репрезентацију понашања моментне везе са чеоном плочом. Све ово је ипак највише подстакнуто недостатком правила у техничкој регулативи, и консеквентно проблемима у пракси који се јављају услед тих недостатака, а разлог недостатака у техничкој регулативи је последица недовољних експерименталних и нумеричких испитивања.

1.2. ПРЕДМЕТ И ЦИЉ ИСТРАЖИВАЊА

Моментна веза са чеоном плочом представља једну од најчешће коришћених типова моментне везе челичних конструкција. Овакав тип везе се не користи само код веза греда-стуб, већ се користи и за везе греда-греда, и све чешће као монтажни наставак греда. Са друге стране употреба стандардизованих ваљаних носача I попречног пресека са широким ножицама широко је распрострањено у пројектовању челичних конструкција.

Све доминантнији тренд у архитектури за већим распонима, и мањим бројем стубова ствара потребу, како за употребом виших класа челика, тако и за употребом јачих пресека челичних елемената. Генерално ће димензионисање конструкције у оваквим и сличним ситуацијама водити употреби или спрегнутих греда, које ће опет најчешће бити просте греде, или челичним гредама које ће бити оптималније улолико су укљештене у стубове

на својим крајевима. Такође, јако оптерећени елементи попут носача кранске стазе или сличних конструктивних елемената имаће попречне пресеке већих димензија са широким ножицама, без обзира на распон. Веза преко чеоне плоче са само два завртња у реду имаће недовољну крутост, захтеваће препуст који често није могуће остварити из разлога монтаже плоча, облога или шина директно на греду, али ће и без поменутог бити неоправдана с обзиром да је код таквих профила могуће сместити четири завртња у ред. Таква веза са четири завртња у реду је одомаћена у пројектантској пракси, из разлога што је била стандардизована пре усвајања Еврокода.

Потреба за дефинисањем и описом носивости и крутости оваквих веза стога постоји и у истраживачкој, али и пројектантској заједници. Истраживачка јавност јасно је дефинисала своју потребу за додатним експерименталним истраживањем предметних веза, неукључујући њихов прорачунски третман ни у нови драфт Еврокода 1993-1-8. Инжењери у пракси су суочени са избором између пројектовања овог типа веза без важеће техничке регулативе (ослањајући се или на домаћу неважећу, или на иностране националне анексе, или пак само на искуство) или заобилажења овакве везе при пројектовању, иако је често она недвосмислено оптималније решење.

Аналитички модел предложен у Еврокоду за карактерисање механичких особина чвора се заснива на компоненталној методи, која је данас широко призната процедура за прорачун веза конструктивних елемената. Ова метода је примењива на било који тип везе челичних или спрегнутих елемената, било које геометрије, облика попречног пресека или врсте напрезања. Метод разматра чвор као скуп индивидуалних основних компоненти, а свака компонента поседује сопствену крутост и носивост, било на смицање, затезање или притисак. Прелазак на компонентални принцип прорачуна челичних веза омогућио је далеко виши степен прецизности математичког модела челичног објекта. Самим тим, створила се могућност далеко прецизнијих анализа понашања челичних конструкција, што је за последицу имало како мањи утрошак материјала, тако и смелије архитектонске форме. Проблем је настао у томе што основна компонента круте везе остварене чеоном плочом, Т-елемент, није дефинисан за везе са четири завртња у реду, иако је баш овај тип везе широко коришћен у челичним конструкцијама.

Циљ истраживања, уопштено, је одређивање носивости и опис понашања круте везе челичних елемената преко чеоне плоче са четири завртња у реду. Конкретније, циљ истраживања је математички опис понашања компоненте предметне везе, а посебно компоненте која се назива затегнути Т-елемент. То значи да се компонентни принцип у овом истраживању усваја као парадигма, а фокус истраживања се усмерава на опис једне, до сада најмање истражене компоненте.

Иако је коначан циљ, тј. математички израз за носивост компоненте везе, поприлично концизан, његова валидација је веома сложен и опсежан подухват. Он обухвата усвајање експерименталних модела на начин да се што је могуће изолованије сагледају одређени параметри. Надаље, усвајање методологије и апаратуре испитивања, и статистичке и

друге обраде резултата. Потом развијање нумеричких модела, њихова валидација и параметарска анализа. Тек након свих ових корака, сагледавањем трендова и међузависности, могуће је математички описати утицај појединачних фактора на носивост или крутост везе. Такође, и обимно мањи ефекти од глобалне носивости везе су такође од великог значаја. То су на пример расподела сила у завртњима зависно од свих осталих параметара везе. Коначно, истраживање за циљ има да предложи, образложи и представи јасне препоруке пројектантима, како да обликују, прорачунавају и изводе круте везе са чеоном плочом, генерално.

Једна од хипотеза је да се меродавни облик лома везе са четири завртња у реду може изразити кроз однос крутости плоче и завртњева, чиме би се аутоматски могао селектовати облик лома и тиме оптимизовати обликовање везе. Друга хипотеза је да савијање завртњева има незанемарљив утицај на граничну носивост Т-елемента. Последња хипотеза је да се може извести нови или потврдити постојећи предлог прорачуна носивости и крутости Т-елемента са четири завртња у реду и тиме омогућити прорачун комплетне везе са чеоном плочом и 4 завртња у реду.

Поред провере наведених хипотеза, предмет дисертације је у одређеној мери и стицање нових искустава и развијање препорука и савета за испитивање челичних веза стуб-греда са завртњима. У претходних пар деценија у нашој земљи није вршено ниједно свеобухватније експериментално испитивање моментних веза са чеоном плочом.

Резултати истраживања представљају теоријску и експерименталну основу за проширење техничких прописа који регулишу прорачун моментних веза са завртњима. Под проширењем прописа првенствено се мисли на прорачун носивости везе са четири завртња у реду. Предлог нове верзија Еврокода 3 у себи и даље не садржи прорачун носивости ових веза, што значи да у наредних деценију до две неће постојати унифицирана прорачунска правила предметне везе на нивоу Европе. Резултати предстањени у овој дисертацији су солидна основа за усвајање домаћег националног анекса у коме би се нашао прорачун носивости веза са чеоном плочом и четири завртња у реду.

У овом раду је представљен детаљан план истраживања, који обухвата експериментална, теоријска и нумеричка испитивања моментне везе са чеоном плочом, и специјално њене компоненте, Т-елемента, који се сматра најмање испитаном компонентом везе. Нумеричка испитивања су подељена у два нивоа математичке репрезентације проблема. Експериментална испитивања су подељена у две фазе, прву која разматра понашање Т-елемента са четири завртња, и другу која обухвата понашање комплетне везе стуб-греда. Експериментална испитивања такође у потпуности прате трендове савремених испитивања која се изводе у свету. Тако на пример, силе у завртњевима су мерене мерним тракама поставњених у тело завртња, што представља најпрецизнију и најсавременију методу за овај задатак, док су напони у челику мерени коришћењем

система базираних на корелацији дигиталних слика, тј. коришћењем савремених камера високе резолуције и система ARAMIS, што је једна од првих употреба овог система у експерименталним испитивањима из области грађевинарства у нашој земљи.

1.3. КРАТАК ПРЕГЛЕД САДРЖАЈА ДИСЕРТАЦИЈЕ

Дисертација је подељена у девет поглавља. Након уводних разматрања о предмету истраживања, циљу и значају истраживања, у другом поглављу приказан је преглед стања и истраживања у посматраној области. Ово поглавље је подељено у три целине које прате поделу приказану на слици 1.1. Наиме, претходна истраживања су подељена на области теоријских истраживања, експерименталних и нумеричких. С обзиром на то да је тема дисертације веома уска, као и да захтева познавање више различитих теоријских поставки, концепата, метода и приступа, ово поглавље није писано уобичајеним приступом који подразумева концизан преглед истраживања, већ је динамика прегледа измењена у смислу да се паралелно приказују претходна истраживања и описује проблем. Стога се код битних, како теоријских тако и експерименталних испитивања, шире приказују налази ових истраживања, а понегде и поставка проблема. Овим се поред уобичајеног приказа стања у области уводи проблем истраживања и начин његовог посматрања у фокус. Разлога за овакав приступ је више. Први је што се приступ проблему и дефинисању проблема у многоме мењао током година, посебно у области нумеричких испитивања. Други је што је разматрани проблем не само грађевински, већ и механички, али и машински, те су истраживања проистекла из ових грана науке од велике важности за ову дисертацију. И трећи разлог је што су спроведена истраживања у склопу ове дисертације поприлично опсежна, и обухватају и експериментална и нумеричка и теоријска испитивања, и без описа основних поставки сваке врсте ових испитивања у уводном поглављу, разматрања у наредним поглављима би била превише нејасна, и без логичке доследности и повезаности. Ово поглавље обухвата сва доступна истраживања на тему чеоних плоча са четири завртња у реду, али пошто је њихов број невелики, преглед обједињује и истраживања која се фокусирају на чеоне плоче са два завртња у реду, као и уопштено на полу-круте везе.

Треће поглавље представља прецизан преглед прорачунског третмана веза са чеоним плочама дефинисан у техничким прописима. Идеја је да се прикажу и објасне аспекти прорачуна целе везе, али и њених делова који нису толико обрађени у претходном поглављу, како оно не би било несразмерно велико. Такође, да се паралелно прегледу стања у науци прикаже и стање у техничким прописима, тј. њихових делова који се тичу теме. С обзиром да је Еврокод важећи пропис у нашој земљи, али и да представља један од најсавременијих прописа, и дефинитивно најдетаљнијих када се ради о прорачуну веза са чеоном плочом, највећи део овог поглавља се управо базира на њему. Но, поред Еврокода, приказани су раније важећи домаћи стандарди који су засновани на немачком ДСТВ стандарду, те ово потпоглавље обухвата њихов преглед, али и америчке и кинеске прописе.

У четвртом поглављу представљене су поставке и програм експерименталних истраживања. Један део поглавља описује припрему експеримента, која је по трајању далеко дужи и компликованији процес од самог извођења експеримента, посебно ако се има у виду да је у склопу истраживања уграђено сто мерних трака у завртњеве, и извршена калибрација свих завртњева. Такође, припрема и обележавање узорака, припрема епрувета за тестирање материјала, као и припрема за снимање деформација узорака камерама, описане су у овом поглављу. Посебно и веома детаљно је обрађено питање тестирања материјала и проблем одређивања зависности стварног напона од дилатација, као и одређивање граничне дилатације лома. Дате су димензије свих узорака, које су приказане у одговарајућем анексу. Коначно, приказан је и детаљно описан поступак извођења експеримента, коришћена апаратура, као и правилници и стандардни по којима су обе фазе експеримента изведене.

У петом поглављу приказани су резултати експерименталних испитивања. Ово поглавље подељено је у две целине, које прате поделу експерименталних испитивања. Приказане су графички силе у завртњевима, дилатације бележене мерним тракама на узорцима, померања са екстензометара, оптерећење и резултати добијени системом ARAMIS. Треба напоменути да је број резултата који се могу добити системом АРАМИС практично неограничен, тј. еквивалентан резултатима стотинама мерних трака, те су резултати који су релевантни за ово истраживање систематично приказани у пратећем анексу. Такође, дискутовани су и уочени проблеми одређених експерименталних процедура, као и савети о будућем предупредивању истих.

Шесто поглавље обухвата нумеричке анализе, и у њему су детаљно описане поставке и методе нумеричких анализа којима су се анализирали узорци који су претходно експериментално испитани. Нумерички модели су детаљно описани, и са аспекта коначних елемената, модела материјала, и типа анализе, до нивоа да се анализе могу реплицирати. Нумеричке анализе су рађене у комерцијалном софтверу широке намене ABAQUS. Приказана су поређења експерименталних и нумеричких резултата. На крају поглавља описана је параметарска анализа која обухвата варијације у димензијама узорака, и помоћу калибрисаних нумеричких модела даје свеобухватнију слику међузависности различитих параметара.

У седмом поглављу приказана је анализа свих резултата, експерименталних и нумеричких. Дата су поређења са аналитичким изразима као и поређења тачности различитих нивоа нумеричке репрезентације проблема. Ово поглавље је кључни основ за доношење закључака и препорука. Објашњене су разлике у досадашњим аналитичким моделима, и указано је на резултате који одступају од претпоставки Еврокода, првенствено по питању положаја сила услед ефеката полуге. Такође, предложен је нови прорачунски модел Т-елемената са четири завртња и приказана прецизност овог модела.

У осмом поглављу, дат је објективан суд о резултатима, као и уочени обећавајући правци наставка истраживања. Такође, дати су закључци о понашању и оптималности испитиване

везе и о нивоу комплексности нумеричких модела неопходних за прецизно описивање понашања.

Последње, девето, поглавље представља преглед коришћене литературе.

2. ПРЕГЛЕД СТАЊА У ОБЛАСТИ

Грађевинске конструкције од челика су традиционално пројектоване претпостављајући да су везе између елемената идеално зглобне или круте. Употреба идеално зглобних веза имплицира да се никакви моменти савијања не могу пренети измеђи два елемента, то јест да веза нема никакву ротациону крутост, док се нормалне и смучуће силе неометано преносе. Са друге стране, круте везе обезбеђују потпуну ротацијску компатибилност између елемената, те преносе и моменте савијања. Најчешће су поменути елементи који се спајају стуб и греда, мада се по учесталости одмах иза њих налазе и две греде (углавном примарна и секундарна). С обзиром да ће се наредни преглед теоријских истраживања веза ограничити на везе са чеоном плочом, као увод и преглед развоја теоријских поставки на којима се темељи предмет истраживања ове докторске дисертације, може се констатовати да су елементи који се спајају у највећем броју случајева управо стуб и греда. Ови елементи су неопходни делови готово сваке челичне конструкције, те су и примена и значај веза о којима ће бити говора неупитни.

Важан аспект анализе веза подељених на зглобне и круте је то што је прорачун њиховог понашања у том случају одвојен од анализе конструкције. Овакав приступ значајно олакшава процес прорачуна и димензионисања, али долази са ценом непотпуног разумевања стварног понашања веза у конструкцији, па самим тим и реалног одговора конструкције на различита дејства. У стварности, већина веза има одређену, коначну ротациону крутост што их чини полу-крутим. Ствар је конвенције за које ће нивое крутости везе прогласити номинално зглобним или номинално крутим везама, али ће и поред тога, највећи број веза остати у групи номинално полу-крутих веза, што ће захтевати увођење њихове стварне крутости у статички прорачун конструкције.

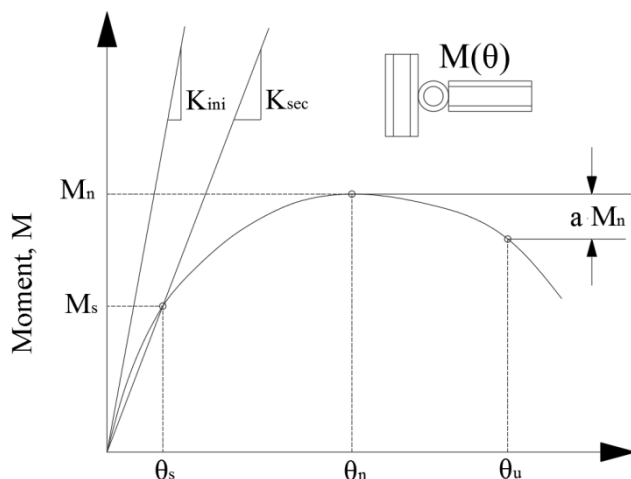
У наредним потпоглављима приказаће се историјски развој модела за опис веза челичних конструкција, разна експериментална и нумеричка истраживања, као и основне поставке различитих концепата прорачуна, а специјално оних најмодернијих који су и усвојени у савременим техничким прописима. Суштина прорачуна веза се чеоном плочом према Еврокоду се своди на компонентални приступ, у коме је једна компонента везе значајно комплекснија и теоријске поставке на којима се базира њен прорачун другачије од осталих компоненти. Та компонента је Т-елемент, па ће се тим поставкама, али и алтернативним принципима посветити посебна пажња у склопу овог поглавља. Важно је напоменути да се већина истраживања која ће бити поменута не односи директно на чеоне плоче са четири завртња у реду, већ на чеоне плоче са два завртња у реду. Далеко мањи број истраживања на тему понашање чеоне плоче са четири завртња у реду, а и чињеница да су поставке и приступи проблему веома слични, чини оправданим овакав преглед литературе и досадашњих приступа прорачуну и анализи. Ипак, при овом

приступу, учињен је труд да се преглед истраживања ограничи на везе са чеоном плочом, и то оне које се номинално сматрају крутим или полу-крутим (моментне везе), тако да су зглобне везе са чеоном плочом, као и моментне везе (са прикључним угаоницима, заварене или неке друге) изостављене.

2.1. ПРЕГЛЕД ТЕОРИЈСКИХ ИСТРАЖИВАЊА

2.1.1. РАЗЛИЧИТИ КОНЦЕПТИ МЕТОДЕ ПРОРАЧУНА

Претходно поменуто понашање веза које не спада у круте или зглобне, отворило је много различитих аспеката у представљању веза који до сада нису постојали. Генерално, свака веза, барем из угла њеног ротационог понашања, може се описати кривом момент-ротација, или краће $M-\varphi$ кривом. Сама крива, претстављена на слици 2-1 садржи информације о узајамној вези унутрашњих сила и деформација везе за комплетни опсег могуће ротације. Истина, неке информације су од веће важности од других, као што су максимални момент (M_{ult}), момент при граници развлачења (M_y), дуктилност везе (D_j), иницијална крутост везе ($K_{\varphi,ini}$) и тако даље. Од првенственог значаја на избор количине поменутих информација коју је потребно познавати има врста анализе која се спроводи. Тако ће за једноставан доказ граничне носивости везе бити потребна информација о максималном или моменту течења („yielding moment“) док ће за анализу расподеле утицаја у конструкцији код полу-крутих веза бити потребна и иницијална крутост, а за анализу колапса, биће потребна комплетна $M-\varphi$ крива укључујући и њену падајућу грану.



Слика 2-1: Типична $M-\varphi$ крива једне везе са означеним најважнијим параметрима

На различите начине се могу груписати области истраживања и прикупљених знања неопходних за развој репрезентације веза у прорачуну конструкција. Овде ће се дати две поделе из литературе, које према аутору представљају две најбоље опције. Напомиње се да има још других подела према другим ауторима, али приказане две поделе су најкомплетније, и обухватају све облике сагледавања проблема репрезентације веза.

Према Diaz et al. [50] подручја (области) истраживања челичних веза су

- методе анализе
- методе предикције механичког понашања веза
- математичке репрезентације криве момент-ротација

Посебно се методе предикције механичког понашања могу поделити на:

- аналитичке
- емпиријске
- механичке
- нумеричке
- информационе моделе

Са друге стране, Jaspert [90] групише области на следећи начин:

- карактеризација чвора (везе)
- моделирање чвора
- класификација чвора
- идеализација чвора

Jaspert се сматра једним од зачетника модерног концепта описивања понашања веза у челичним конструкцијама, те је стога и изнета његова подела настала на самом крају претходног века. Три последње тачке ове категоризације ће бити детаљније описане у поглављу 3, јер су оне имплицитно усвојене у Еврокоду. Прва област, карактеризација чвора, се по Jaspert-у дели на:

- фитовање (регресију)
- једноставне математичке моделе
- механичке моделе
- метод коначних елемената

Као што се види *карактеризација чвора* према Jaspert-у одговара *предикцијама понашања* према Diaz-у, с тим што у то време информациони модели нису заживели у области грађевинарства. Стога ће се надаље ток дискусије базирати на првој подели.

Развитак метода анализе веза је пратио пут који почиње далеко пре развоја рачунара. У литератури се као преседан помињу извештаји названи *The Steel Structures Research Committee*, објављени тридесетих година прошлог века у Великој Британији [265]. У њима се по први пут повезују крутост везе са интензитетом момента, што упућује да су ранија истраживања подразумевала ову везу константом. Batho и Rowan [266] у једном од три извештаја предлажу графичку методу, названу „*линија греде*“ уз помоћ које се могу одредити еластична укрућења на крајевима греде настала услед везе греде за стуб. За употребу ове методе неопходна је експериментално утврђена крива момент-ротација.

Први који су употребили методе еластичне линије („*slope-deflection*“) и методу прорачуна применом једначина обртања на анализу полу-крутих веза су Baker [266] и Rathbun [170].

До 1960. године су установљене матричне анализе за статички прорачун коришћењем компјутера. Први који су инкорпорирали ефекте полу-крутих веза у матричну анализу конструкција 1963. године су Monforton и Wu [144]. Ово су извели модификовањем матрице крутости греде, како би се укључили ефекти веза у анализу рамовске конструкције. Отприлике у исто време и на сличан начин, до истих резултата су дошли и Livesley [129], и Gere и Weaver [69]. У овим анализама крутост везе је сматрана линеарном, те је фактор везе $Z = \varphi/M$ коришћен да би се изменила матрица крутости греде.

Године 1978. Европска комисија за конструктивни челик (ECCS) објавила је *Извештај 23* [249] о Европским препорукама за челичне конструкције. Овај извештај је представљао основу на којој се заснивала прва верзија Еврокода 3 [53]. Суштинска новина је замена методе допуштених напона методом граничних стања која се базира на пробабилистичком концепту сигурности и укључује парцијалне факторе сигурности за анализу отпорности и стабилности конструкција. У првој верзији Еврокода 3 [53], везе су класификоване као круте или полу-круте за еластичну анализу конструкције и као носиве и полу-носиве везе за еласто-пластичну анализу. Ипак, не разматра се њихова употреба нити начини моделирања. Овај стандард је објављен на пробној бази (Европски пре-стандард, ENV) позивајући кориснике, научнике, стручњаке, као и техничке организације да упуте коментаре, који су касније коришћени за израду коначне верзије стандарда. Године 1989. овај посао је пренесен на Европску комисију за стандардизацију (*European Committee for Standardisation*).

Тренутно постоји велики број студија који се баве везама греда-стуб у челичним конструкцијама. Дobar део њих које су објављене до 2011. године се може пронаћи у раду [50]. Ове студије се првенствено баве двама темама: (1) евалуацијом механичких особина везе у смислу ротационе крутости, моментне отпорности и капацитета ротације, и (2) анализом и процедурама пројектовања конструкција укључујући ротационо понашање веза у њима.

Први који су предложили методе за анализу полу-крутих оквира базирану на матричној анализи, и уз помоћ персоналних рачунара, били су 1987. Lui и Chen [132], и Goto и Chen [72]. Исте године ECCS је направио радну групу TWG 8.2 која ће се бавити изучавањем утицаја полу-крутих веза на глобално понашање конструкције. Резултати ове групе помогли су у успостављању Техничког комитета за конструктивне везе (TC10) који се бави понашањем веза. Еврокод је еволуирао [248], и коначно маја 2005. објављен је Еврокод EN 1993-1-8 [247]. Он је специјално посвећен свим типовима веза у челичним конструкцијама, и према њему се одговор везе заснива на геометријским и механичким особинама компоненти, користећи компоненталну методу. Овај документ је збир резултата прикупљених деценијским радом у области челичних конструкција. Други

најзначајнији прописи који разматрају везе су AISC-ASD [261], LRFD [256], AISC-ASD/LRFD [239] у САД, и JGJ [250] у Кини.

Сва истраживања се слажу да при статичкој анализи било које оквирне конструкције, ротационо понашање везе мора бити укључено. Намеће се потреба да се предикција понашања везе мора изразити неком математичком репрезентацијом $M-\phi$ криве, што је неопходност да би се као таква могла имплементирати у одговарајући софтвер за прорачун (и димензионисање) конструкција. Методе предикције ротационог понашања веза, као и математички модели ће за случајеве веза са чеоном плочом бити представљени у наставку.

2.1.2. МОДЕЛИ РОТАЦИОНЕ КРУТОСТИ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ

Емпиријски модели

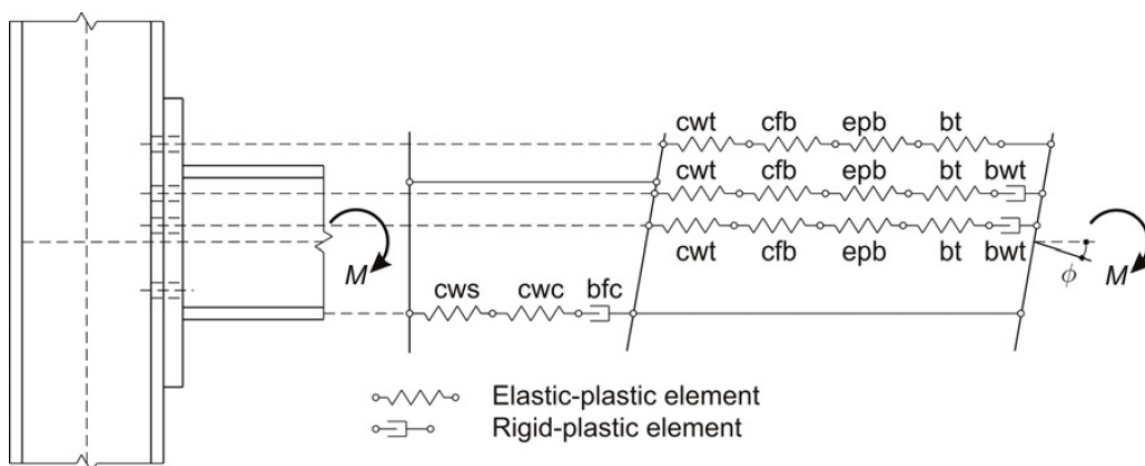
Емпиријски модели ротационог понашања веза се базирају на формулацији која повезује параметре математичког модела описа рада везе са стварним понашањем везе. Најчешће се добијају регресионом анализом података који су добијени на различите начине: експериментално, параметарским анализама уз помоћ софтвера на бази МКЕ, аналитичким или механичким моделима. Основна замерка ових модела је то што су они примељиви само на везе чије карактеристике одговарају оним на основу којих је модел заснован. Другим речима, ниво генерализације код ових модела је најмањи. Такође, из њих се не може извести зависност како неки делови везе утичу на рад саме везе, нити супротна релација, како одређени параметри модела утичу на укупан одговор те везе.

Аналитички модели

Од аналитичких модела поменуће се само онај који су 1986. године развили Yee и Malchers [228] ради описа слемене везе са чеоном плочом са препустом. Овај модел се заснива на физички утемељеном приступу предикције криве момент-ротација на основу карактеристика елемената везе и могућих облика лома. Модел укључује пет облика деформација и шест облика лома. Деформацијски облици су: (1) савијање чеоне плоче, (2) савијање ножице стуба, (3) издужење завртња, (4) деформација ребра стуба смицањем и (5) притисак ребра стуба. Облици лома су: (1) лом завртња на затезање, (2) формирање пластичног механизма у чеоној плочи, (3) формирање пластичног механизма у ножици стуба, (4) течење ребра стуба услед смицања, (5) избочавање ребра стуба и (6) локално избочавање ребра стуба. Ротациона крутост се израчунава комбиновањем еластичних деформација различитих компоненти стуба, док момент носивости зависи од најслабије компоненте везе. Johnson и Law нешто раније [94] развили метод сличним приступом, али за предикцију иницијалне крутости и капацитета момента веза са чеоном плочом без препуста.

Механички модели

Механички или модели серије опруга [29, 58, 59, 88, 180] представљају понашање везе комбинујући круте и флексибилне компоненте, које су представљене вредностима крутости и отпорности добијеним емиријским релацијама. Ако је бар једна од компоненти представљена нелинеарним (а најчешће билинеарним) конститутивним законом, комплетна веза ће имати нелинеаран одговор. На наредној слици представљен је механички модел чвора стуб-греда са чеоном плочом са препустом који је користио Faella [59].



Слика 2-2: Механички модел везе греда-стуб са чеоном плочом [59]

Развијање механичког модела се одвија у три корака: (1) идентификација компоненти везе које значајније утичу на понашање својом деформабилношћу или носивошћу, (2) одређивање конститутивних законистости сваке компоненте, користећи аналитичка, експериментална или нумеричка средства, и (3) склапање свих компонената заједно у правилном поретку ради добијања криве момент-ротација комплетне везе или чвора. Предност ове методе је што је веома флексибилна, те се може применити на било који тип везе (нпр. заварене или са завртњима) и то што се лако могу увести специфични ефекти попут преднапрезања завртњева или пластичног ојачања материјала, модификујући конститутивни закон одређене компоненте сходно датом ефекту.

Пионири оваквог типа модела везе су били Wales и Rossow [210] 1983. године, симулирајући понашање зглобне везе са угаоницима при дејству момента и нормалне силе. Kennedy и Hafez [101] су искористили механички модел за представљање зглобне везе са чеоном плочом. У међувремену, многи истраживачи су користили овакве моделе за опис понашања различитих челичних веза. Детаљнији преглед ових истраживања може се пронаћи у [50]. Од новијих истраживања, поменуће се оно које је спровео Baço са сарадницима [15]. Они су предложили унапређење модела из Еврокода 3, уводећи еластично-пластични коначни елемент везе са четири тачке, заснован на механичком моделу. Овај елемент узима у обзир стварну величину везе, њене деформацијске карактеристике, укључујући и зону ребра стуба, локалне феномене и све унутрашње силе које се јављају у чвору.

Компонентни метод је хибрид аналитичког и механичког модела. Он се састоји у моделирању чвора као склопа истегљивих опруга (компоненти) и крутих спојева, где свака опруга представља специфични део чвора са својим карактеристикама (носивошћу и крутошћу) зависно од типа оптерећења [50]. Понашање чвора се добија познавајући механичке и геометријске особине сваке од компоненти. Генерално, овај тип модела даје добре резултате када је чвор оптерећен претежно савијањем уз мале аксијалне силе [50].

Информациони модели

Информациони модели користе неуронске мреже (Neural Networks – NN) и представљају алтернативу конвенционалним методама одређивања криве момент-ротација обезбеђујући законитост у форми генерализације између селектованих параметара. Тиме се добија апроксимативна крива коришћењем информација директно из експерименталних резултата, али без видљиве законитости параметара саме везе. Неуронске мреже су драстично напредовале у последњим деценијама, те је ова метода сама по себи веома развијена, док квалитет резултата првенствено зависи од базе података из које мрежа „учи“. У овом случају то су експериментални резултати различитих веза. Према ауторовом мишљењу, иако је ова метода развијена од стране матерматичара и инжењера, за употребу у челичним грађевинским конструкцијама, барем за сада, она је потпуно супротна инжењерском принципу, јер не даје јасне и физички разумљиве односе између нпр. носивости и одређене геометријске или механичке величине, те не може допринети бољем разумевању рада веза и правцима њихове оптимизације. Но за велики број експеримената, она ће барем за истраживачке сврхе, дати највероватније најпрецизнију предикцију понашања конкретне везе, све дотле док су такве везе или сличне претходно већ испитане. Код потпуно нових типова веза, ова метода неће дати задовољавајуће предикције, и стога је и мишљење аутора да будућност развоја веза у челичним конструкцијама не припада информационим моделима, иако ће они бити незаобилазан део ње.

Математички модели

Сви претходно наведени модели веза могу да се користе како би се предвидело понашање одређене везе са својим компонентама, а најчешће са исходом поређења или унапређења, тј. оптимизације конкретног типа везе. Међутим, да би се могао разматрати утицај везе на глобално понашање конструкције, неопходно је размотрити математичку репрезентацију функције момент-кривина дате везе. Понашање везе се може представити различитим зависностима и нивоима прецизности, а које се могу генерално поделити на: линеарне, билинеарне, мултилинеарне и нелинеарне. Такође се математичке репрезентације могу поделити другачије на две групе: (1) оне код којих параметри имају јасно физичко значење (нпр. крутост, носивост) најчешће праћене одређеним параметрима облика, и (2) оне код којих не постоји јасно физичко значење, и

најчешће су изведени регресионом анализом, тј. фитовањем криве. Први модели се такође према [74] називају и експлицитним, док се други модели називају имплицитним.

За математичку репрезентацију понашања веза у челичним конструкцијама, а посебно веза са чеоном плочом, најчешће се од параметара који улазе у модел користе ротациона крутост (K), момент отпорности везе (M_{Rd}) и фактор облика n којим се описује прелаз са иницијалног дела криве на пластични део. Најједноставнији математички модел је линеарни модел, који је уједно и најмање прецизан. Он се заснива само на крутости везе (K_ϕ) и прецењује и крутост и носивост везе [34]. С обзиром да ће линеарни модел бити прихватљив само у линеарној анализи, неопходни су модели који пружају више информација о посматраној вези. Следећи по сложености је билинеарни модел који се изражава помоћу три параметра: ротационе крутости (K_ϕ), пластичног момента ($M_{j,p}$) и пластичне ротационе крутости ($K_{\phi,p}$), према једначини (2.1). Овај модел је био веома заступљен у литератури, па је између осталих коришћен у [127, 131, 138, 176], али је вероватно и модел који је најчешће имплементиран у програме засноване на МКЕ. Зависност момента савијања од ротације се може представити функцијом:

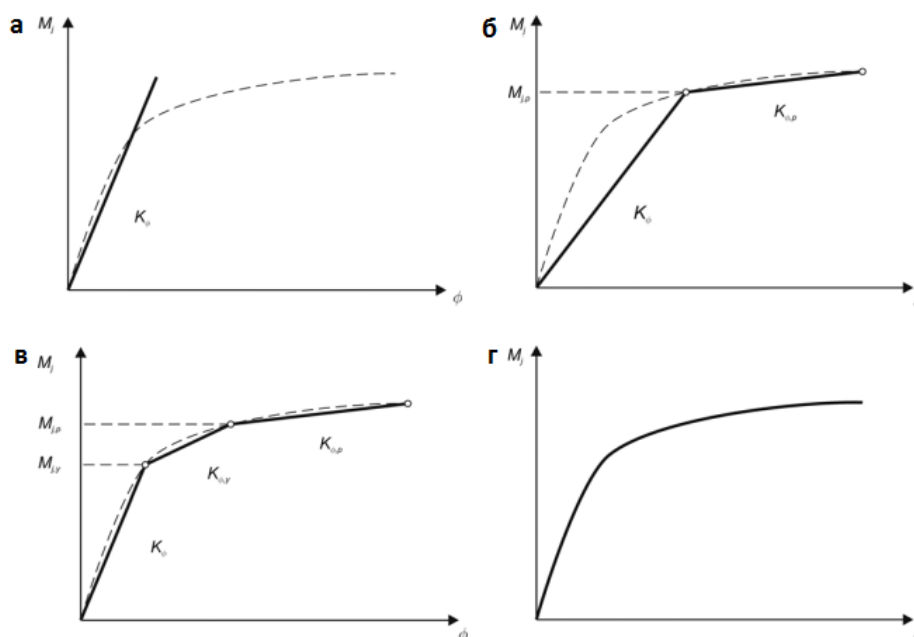
$$M_j = \begin{cases} K_\phi \phi & \text{za } M_j \leq M_{j,p} \\ K_{\phi,p} \phi & \text{za } M_j > M_{j,p} \end{cases} \quad (1.1)$$

Код овог модела граничну носивост везе није могуће одредити. Према оваквом моделу ће она расти у бесконачност, све док је $K_{\phi,p} > 0$. За случај да је $K_{\phi,p}$ баш једнако нули, што веома ретко заиста осликава стварно понашање неке везе, постоји гранична носивост везе, но немогуће је одредити дуктилност везе у овом случају, с обзиром да ће се таква веза барем у нумеричкој анализи понашати као зглобна за све ротације веће од ϕ_r . Такође, ако је конструктивни систем такав, да се појави механизам унутар њега, након пластификације оваквих веза, нумеричка решења ће дивергирати.

Следећи модел по комплексности је мултилинеарни модел, који је предложен како би отклонио неке од проблема билинеарног модела. У суштини, најчешће се тежи отклонити проблем оштре транзиције између две гране билинеарног модела, те трећа грана служи као прелазна зона. Успут је овакав трилинеарни модел најчешће експлицитан, те се додатном тачком уводи момент течења, тј. момент који веза носи при иницијализацији пластификације. Moncarz и Gesrstle [143] су користили трилинеарну репрезентацију са пет параметара, која је дата једначином

$$M_j = \begin{cases} K_\phi \phi & \text{za } M_j \leq M_{j,y} \\ K_{\phi,y} \phi & \text{za } M_{j,y} \leq M_j \leq M_{j,p} \\ K_{\phi,p} \phi & \text{za } M_{j,p} \leq M_j \end{cases} \quad (1.2)$$

где су $K_{\phi,y}$ и M_y , пост-еластична ротациона крутост и максимални еластични момент савијања, респективно.



Слика 2-3: Различите математичке репрезентације $M-\phi$ криве: а) линеарна, б) билинеарна, в) мултилинеарна и г) нелинеарна

Математички модел везе усвојен у Еврокоду [247] је такође подељен у три сегмента, иако се за еласто-пластичну анализу може користити предложени билинеарни модел. Први сегмент је линеарни сегмент, изражен првом једначином (2.1) све до вредности момента од $2/3M_{j,Rd}$, где је $M_{j,Rd}$ прорачунска вредност пластичног момента везе. Други сегмент је нелинеаран и представљен је једначином (2.3), а односи се на опсег момента $2/3M_{j,Rd} < M_j < M_{j,Rd}$.

$$M_j = \frac{K_\phi}{\left(1.5 \frac{M_j}{M_{j,Rd}}\right)^\xi} \phi \tag{1.3}$$

где се ξ одређује према:

$$\xi = \begin{cases} 2.7 & \text{За заварене везе, везе са чеоном плочом и завртњима и везе са лежишном плочом} \\ 3.1 & \text{За везе са угаоницима и завртњевима} \end{cases}$$

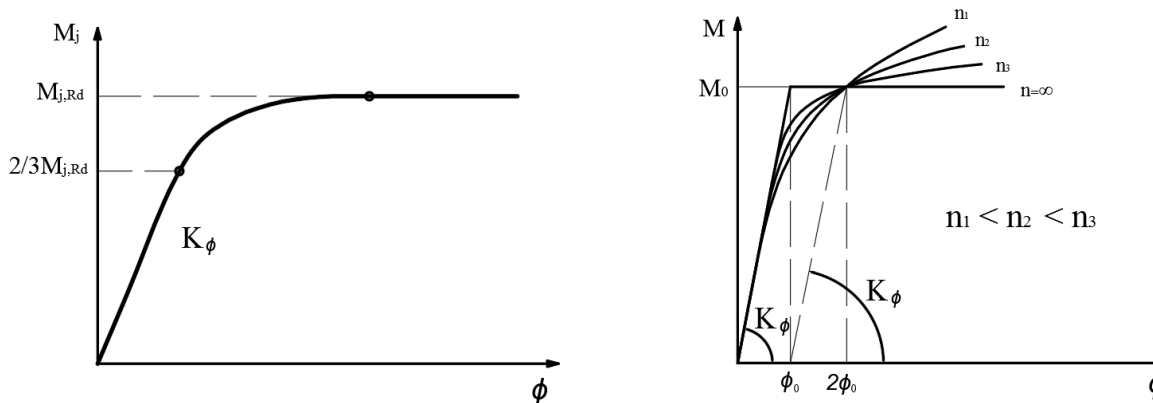
Последњи сегмент је права хоризонтална линија која представља пластично понашање везе ($M_j = M_{j,Rd}$), неограничене дуктилности. Постоје и мултилинеарни модели са више грана и такви модели су оправдани уколико се жели отклонити и други проблем билинеарних модела, који је присутан и у представљеном трилинеарном моделу, а то је неограничена дуктилност везе. Другим речима, једна од грана мултилинеарног модела може представљати опадајућу грану која би имала негативну ротациону крутост, чиме би се дефинисао капацитет ротације везе. Овакав математички модел везе, иако

најкомплекснији, потребан је само у случајевима када се испитује гранична носивост неке конструкције, као што је то на пример у пушовер анализи. Ипак, управо овакав модел ће бити разматран у овој дисертацији како би се боље сагледало комплетно понашање предметне везе, све до њеног отказа. Касније ће бити речи о комплексности нумеричких алата неопходних за спровођење овог типа анализе. Други мултилинеарни модели могу се наћи у радовима [180, 208].

Нелинеарни модели су најпрецизнији модели до сада. Вероватно најпознатији и најкоришћенији је модел који су 1943. године предложили Ramberg и Osgood [169]. Функција зависности момента и ротације дата је једначином (2.4), и зависи од три параметра: ротационе крутости (K_ϕ), ротације везе ϕ_0 (ротација при достизању момента M_0 , слика 2.4), и фактора облика (n) којим се описује превојница криве момент-ротација.

$$\frac{\phi}{\phi_0} = \frac{M}{M_0} \left[1 + \left(\frac{M}{M_0} \right)^{n-1} \right] \quad (1.4)$$

где је $M_0 = K_\phi \phi_0$. Крива постаје билинеарна са еластично-пластичним понашањем када n тежи бесконачном, и у том случају референтни момент M_0 постаје једнак моменту пластичности. Први који су користили једначину (1.4) су били Ang и Morris [5]. Abnomaali и др. [1] су разматрали везу са чеоном плочом без препуста и поредили криву добијену овом једначином са оним добијеним уз помоћ МКЕ, и забележили одлична међусобна поклапања ових криви.



Слика 2-4: Математички модел усвојен у Еврокоду [247] (лево) и Ramberg-Osgood[169] крива понашња везе (десно)

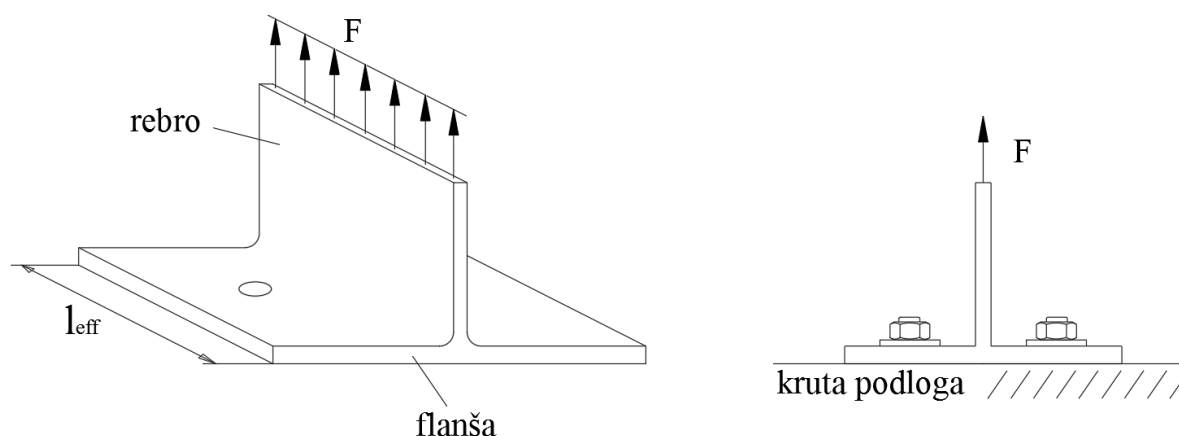
2.1.3. МОДЕЛИ НОСИВОСТИ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ – ЕКВИВАЛЕНТНИ Т-ЕЛЕМЕНТ

У овом поглављу представиће се прорачун носивости Т-елемента на основу кога су засновани изрази прописани Еврокодом. Изабрани приступ теми није уобичајен у другој литератури из области веза са чеоном плочом, али овде је усвојен принцип од мањег ка већем, те се тако и прво разматра носивост и крутост једног веома једноставног система,

на који ће се на свом крају свести прорачун везе са чеоном плочом. Еквивалентни Т-елемент није део везе, већ представља теоријски приступ прорачуну затегнутих компоненти везе са чеоном плочом. Начин успостављања релације између стварних компоненти и стварне геометрије везе са еквивалентним Т-елементом биће објашњен у наредном поглављу. Треба нагласити и то да постоји другачији приступ прорачуну носивости затегнутих компонента везе са чеоном плочом, и он се назива „модел плоче“. Овај приступ је заснован на посматрању компоненти везе (ножице стуба и чеоне плоче) као плоча, што оне и јесу, и стога су изрази за њихову носивост изведени према теорији плоча. У прорачун се уводи стварна геометрија плоче на одговарајући начин, што према [89] доводи до следећих последица:

- формуле за носивост варирају од компоненте до компоненте, и
- комплексност теорије плоча доводи до тога да су формуле поприлично компликоване и нису пригодне свакодневной инжењерској употреби.

Приказ резултата који се добијају поменути приступом је превише опширан да би се представио у овој тези, те се читалац упућује на оригиналне радове. Најзначајнији представници оваквог приступа су Packer и Morris [153], Whittaker и Walpole [218], Zanon и Zandonini [231], Zoetemeijer [237, 238] и други.



Слика 2-5: Т-елемент, изометријски приказ и попречни пресек

Са друге стране, идеализација Т-елементом подразумева занемаривање тродимензионалности плоча, и своди проблем на једну раван. Први који је предложио овај приступ био је Zoetemeijer 1974. године у раду [237] у ком је извео изразе за носивост Т-елемента са два завртња у реду. Пошто се његов рад слободно може сматрати фундаменталним у области прорачуна веза са чеоним плочама, даће се кратак преглед његових теоријских резултата. Теорија прорачунског модела се базира на пластичном понашању Т-елемента уз претпоставку да је пластификација довољно велика да се дозволи усвајање најповољније статичке равнотеже. Поред овога, претпостављено је и да се до пластичних деформација у плочи и/или у завртњевима долази пре лома. Стога се

сматра да се пластични зглобови (слика 2-8) коначно јављају у плочи на месту завртњева (M_p) и уз ребро (M_p') и да се ови моменти пластичности могу израчунати као:

$$M_p = M_p' = \frac{bt^2\sigma_e}{4} \quad (1.5)$$

Утицај смичућих сила на момент пластичности је, као што се види из израза, занемарен. Даље, услед симетрије, могуће је посматрати само једну половину Т-елемента.

Лом Т-елемента Zoetemeijer је поделио на два механизма спрам нивоа сила услед ефеката полуге: механизам А, који укључује лом по завртњима и механизам Б, који подразумева лом саме чеоне плоче уз развијање максималних сила услед ефеката полуге (Q). Додатно је механизам колапса А подељен на два могућа сценарија:

A1. Пластични зглоб се формира уз ребро Т-елемента пре достизања граничне отпорности у завртњевима. На крају ножице (плоче) Т-елемента, јавља се сила услед ефеката полуге, која смањује носивост Т-елемента на затезање. Пластични зглоб у плочи на месту завртња или не постоји, или се јавља симултано са ломом завртња. Из свега наведеног може се записати:

$$\left. \begin{array}{l} T_u = \sum B_u - Q \\ T_u \cdot m - Q \cdot n = M_p \end{array} \right\} \text{ ове две релације заједно дају} \quad (1.6)$$

$$T_u \cdot m - (\sum B_u - T_u) \cdot n = M_p \quad (1.7)$$

A2. Плоча Т-елемента је значајно крућа у односу на завртњева, па се не формира пластични зглоб у плочи уз ребро, или се формира симултано са отказом завртњева. У овом случају не постоје силе услед ефеката полуге. Стога, за овај механизам важи:

$$T_u \cdot m \leq M_p \quad (1.8)$$

Што следи директно из (1.7), јер је у овом случају:

$$\sum B_u = T_u \quad (1.9)$$

ове две формуле су већ укључене у једначину (1.6) за случај када је $Q=0$.

Механизам колапса Б (у ком је ножица меродаван фактор) настаје када силе услед ефеката полуге достигну максималну вредност. Оне ће достићи свој максимум када се формира пластични зглоб у плочи на линији завртњева.

$$Q \cdot n = M_p' \quad \Rightarrow \quad Q_{\max} = \frac{M_p'}{n} \quad (1.10)$$

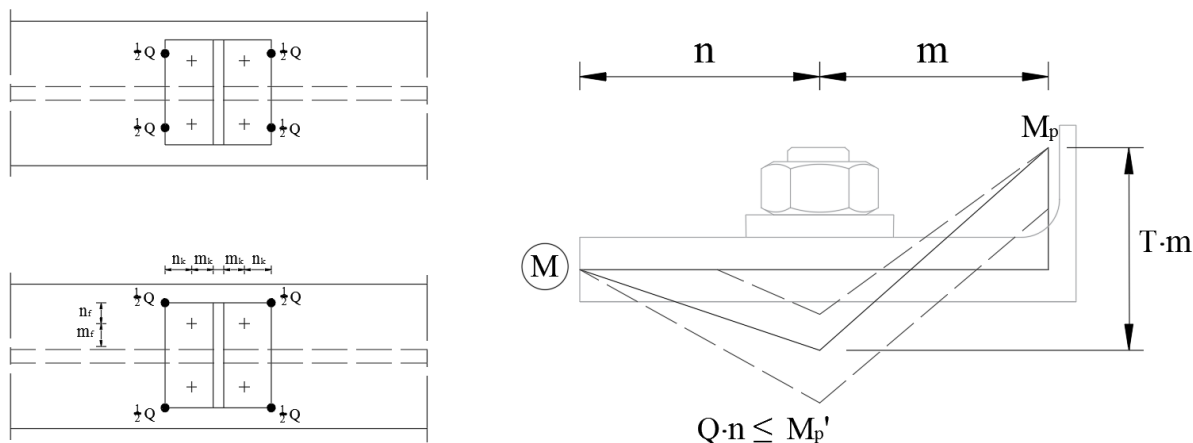
Сада се израз (1.6) мења у:

$$T_u \cdot m - \frac{M_p'}{n} \cdot n = M_p \tag{1.11}$$

$$T_u \cdot m = M_p + M_p'$$

У овом случају, сума сила у завртњевима може достићи носивост завртњева само за оптималан случај. Повећање пречника завртња повећава укупну носивост завртњева, али не и носивост Т-елемента.

Прорачун носивости Т-елемента заснован на представљеном методу подразумева прорачун силе према сва три могућа механизма лома, након чега се за прорачунску носивост усваја најмања од три силе. Такође, најмања сила одређује и механизам лома стварног Т-елемента, под условом да је ширина еквивалентног Т-елемента одговарајуће израчуната. Коначно изражене вредности носивости Т-елемента приказане су у табели 2-1, према нотацији коришћеној у Еврокоду, али изрази су еквивалентни претходно приказаним једначинама.



Слика 2-6: Распоред сила услед ефеката полуге (лево) и распоред момената у ножици Т-елемента за оптималну прорачунску и могућу стварну ситуацију (десно)

Претходно разматрање важи у случају да је Т-елемент ослоњен на круту подлогу за коју је везан завртњевима. Овакав начин ослањања постиже се уколико су два идентична Т-елемента спојена завртњевима, тако да су постављени један наспрам другог као слика у огледалу. Међутим, Zoetemeijer објашњава како и у случају да су два Т-елемента постављена под правим углом (ножице и даље належу једна на другу, али је ребро једног управно на ребро другог) приказани прорачун и даље важи. Наиме, силе услед ефеката полуге могу да се помакну од оптималног положаја услед различите крутости ножица (слика 2-8), или се могу распоредити по угловима мањег Т-елемента у случају једнаке крутости ножица. Међутим, чак и код неправилне расподеле сила услед ефеката полуге, један Т-елемент ће бити оптерећен на начин како су изрази за носивост изведени, док ће други бити мање оптерећен, те ће се усвајањем минималне носивости за два Т-елемента, задовољити и стварна ситуација. Такође, и унутар једног Т-елемента, стварна

дистрибуција момената није важна за прорачун, јер стварна ситуација у ножици Т-елемента никада неће бити неповољнија за завртањ или за ножицу него што ће то бити прорачуната оптимална ситуација.

Ако се урачунају ефекти смицања, који су у претходном извођењу занемарени, добијају се једначине (2.13)-(2.14). Faella [59] је уврстио интеракцију момента савијања и смицања у израз (1.5) под претпоставком фон-Мизесовог крутеријума пластификације. Комплетно извођење ових израза може се пронаћи и у [37]. Једначина (1.13) представља модификовану носивост механизма Б, док једначина (1.14) описује носивост Т-елемента при механизму А1, али су ознаке ових носивости приказане према облицима лома усвојених у Еврокоду. Једначином (1.12) дата је међусобна веза назива облика лома Т-елемента, према Zoetemeijer-у и према Еврокоду.

$$\begin{array}{l} \text{Zoetemeijer} \quad \Leftrightarrow \quad \text{Еврокод} \\ \hline \text{Механизам А1} \quad \Leftrightarrow \quad \text{Модел 2} \\ \text{Механизам А2} \quad \Leftrightarrow \quad \text{Модел 3} \\ \text{Механизам Б} \quad \Leftrightarrow \quad \text{Модел 1} \end{array} \quad (1.12)$$

$$F_{1,Rd,V} = \frac{8}{3} \left(\frac{m}{t_f} \right)^2 \left[\sqrt{1 + \frac{3}{(m/t_f)^2}} - 1 \right] \frac{M_p}{m} \quad (1.13)$$

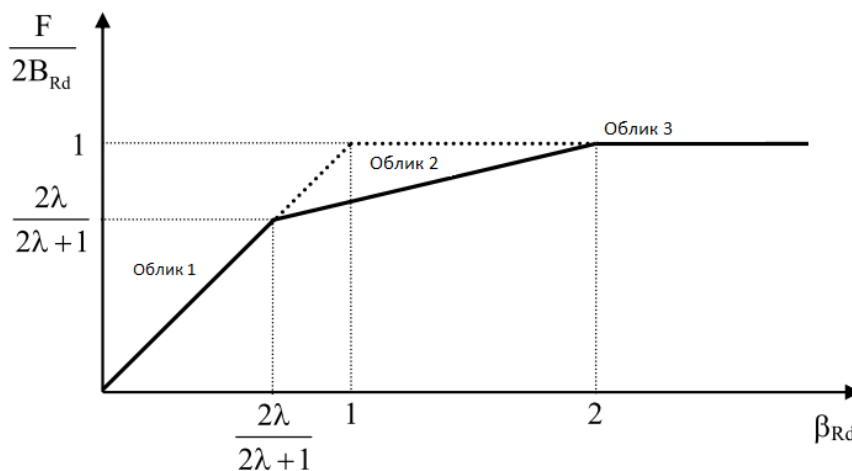
$$F_{1,Rd,V} = \frac{16}{3} \left(\frac{m}{t_f} \right)^2 (1 + \lambda) \left[\sqrt{1 + \frac{3}{4} \frac{2\lambda / \beta_{Rd} + 1}{(m/t_f)^2 (1 + \lambda)^2}} - 1 \right] \frac{M_p}{m} \quad (1.14)$$

где су

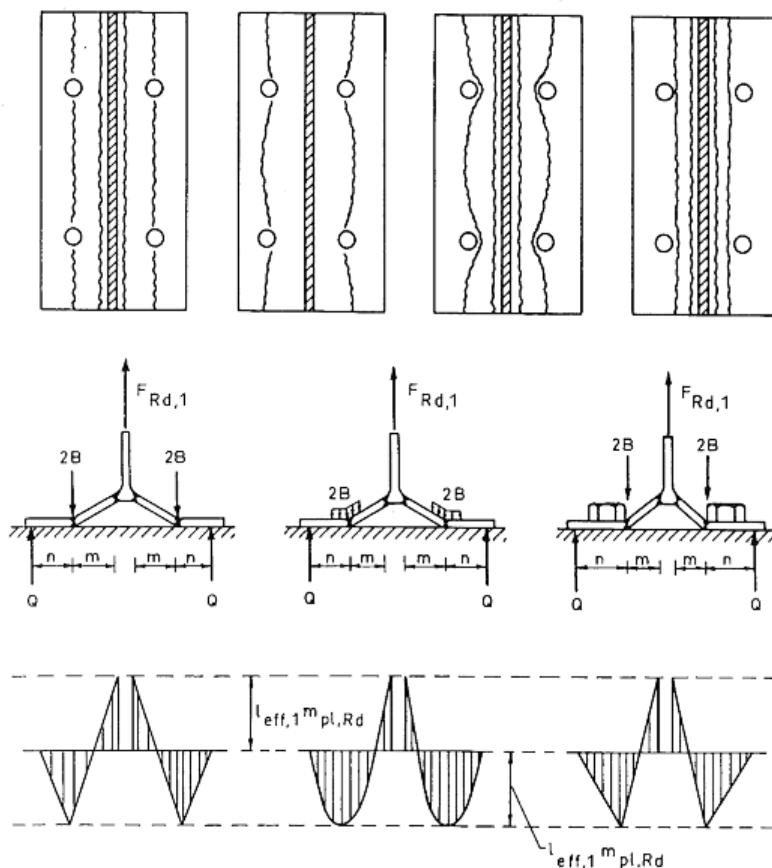
$$\beta_{Rd} = \frac{2M_p}{B_u \cdot m} = \frac{2M_{f,Rd}}{B_{Rd} \cdot m} \quad (\text{Еврокод номенклатура}) \quad (1.15)$$

$$\lambda = \frac{n}{m}$$

m је димензија означена на слици 2-6, а t_f дебљина плоче Т-елемента. Заправо, заменске величине приказане једначином (1.15) омогућавају да се одреде границе које раздвајају различите облике лома Т-елемента (неукључујући смицање). Вредност β_{Rd} представља однос носивости у облику 1 и облику 3, при услову пластичности. Испрекиданом линијом на слици 2-8 приказане су носивости за циркуларне облике лома, а пуном за полигоналне. Ова разлика ће бити објашњена у наредном поглављу.

Слика 2-7: Зависности типа механизма лома од параметра β_{Rd}

Прорачун затегнутих компоненти везе са чеоном плочом посредством прорачуна еквивалентног Т-елемента је заживео у пракси и усвојен у првој верзији Еврокода 3 као једини начин прорачуна ових веза. Метод се показао користан у пракси, али и као прецизан у одређивању носивости када долази до отказа механизмом А (у Еврокоду облик лома 2 и 3). Међутим, формула носивости према механизму Б (или облику 1) се, са друге стране, показала као веома конзервативна, а понекад и превише конзервативна. Поставило се питање може ли се изменити формула за носивост када је лом плоче меродаван, а тако да се значајније не утиче на носивости према механизму А. Примећено је да гледано по дужини Т-елемента, линије лома, тј. линије пластичних зглобова, су у Zoetemeijer-овом моделу равне, а силе од завртња посматране као концентрисане. Овиме се потпуно занемарује величина навртке и подлошке и њихов утицај на облик пластичних линија у плочи. Предложени су и модели који завртањ сматрају толико крутим, да се линије лома развијају око подложних плочица са унутрашње стране, где се према овим моделима и преноси сила са завртња (слика 2-8). Међутим, показало се да су експериментални резултати негде између ова два екстрема, и да се стварне линије пластичности благо закривљене у околини завртњева, али да код добро обликованих Т-елемената оне поприлично одговарају Zoetemeijer-овим претпоставкама, а да би стварни облик линија био превише компликован за увођење у прорачун. Стога је Jaspert [89] предложио да се величина завртња уведе у прорачун на другом нивоу: претпостављајући да се сила са завртња преноси на ножицу Т-елемента као једнакоподељено оптерећење на одређеној дужини d_w која се распростире симетрично на обе стране око осе завртња. Величина d_w представља пречник главе/навртке или подлошке завртња. Непоклапање линија лома са местом максималних момената сматра се да ће довести до прихватљиво мале грешке, али сада само половина силе из завртња прави негативан рад спољних сила при стварању пластичног механизма, што би требало за последицу да има већи капацитет Т-елемента при механизму Б. Ради једноставности, сила од завртња је подељена на две статички еквивалентне концентрисане силе које делују на растојању $\pm e_w = 0.25 d_w$ од осе завртња (слика 2-9).



Слика 2-8: Утицај димензија завртња на облик линије пластичног механизма [91]

Примењујући принцип виртуелног рада на горе приказани пластични механизам са једне стране, и једначине равнотеже са друге, може се извести сила на почетку лома који настаје стварањем пластичног механизма, и Jaspert је у [89] даје у облику:

$$F_{Rd,1} = \frac{(8n - 2e_w) l_{eff,1}^m m_{pl,Rd}}{[2mn - e_w(m + n)]} \quad (1.16)$$

где је $m_{pl,Rd}$ пластични момент ножице Т-елемена по јединичној дужини, тј. $0,25 \cdot t^2 f_y / \gamma_{M0}$. Управо се овај облик и нашао у каснијој верзији Еврокода [247], и представља алтернативни израз за израчунавање носивости еквивалентног Т-елемента. Израз представљен једначином (1.16) граничи се са једначином (1.8) када растојање e_w тежи нули.

Треба нагласити да на изразе за носивост еквивалентног Т-елемента не утиче сила преднапрезања завртњева. С обзиром да се теорија базира на пластичном понашању, да би се успоставио механизам А, завртњеви треба да се пластификују, што се дешава након раздвајања плоча, и изједначавања одговора Т-елемената са преднапрегнутим и обичним завртњевима. Ово је приказано и на слици 2-9. Једино капацитет механизма лома Б може евентуално бити измењен постојањем силе преднапрезања уколико до настанка пластичних зглобова у ножици дође при сили у завртњевима која је мања од силе при

којој се раздвајају ножице. У том случају, једначина (1.16) се мења у (2.17), под условом (датим једначином (2.18)) да сила у завртњима није прешла вредност N_{bD} , означену на слици 2-10.

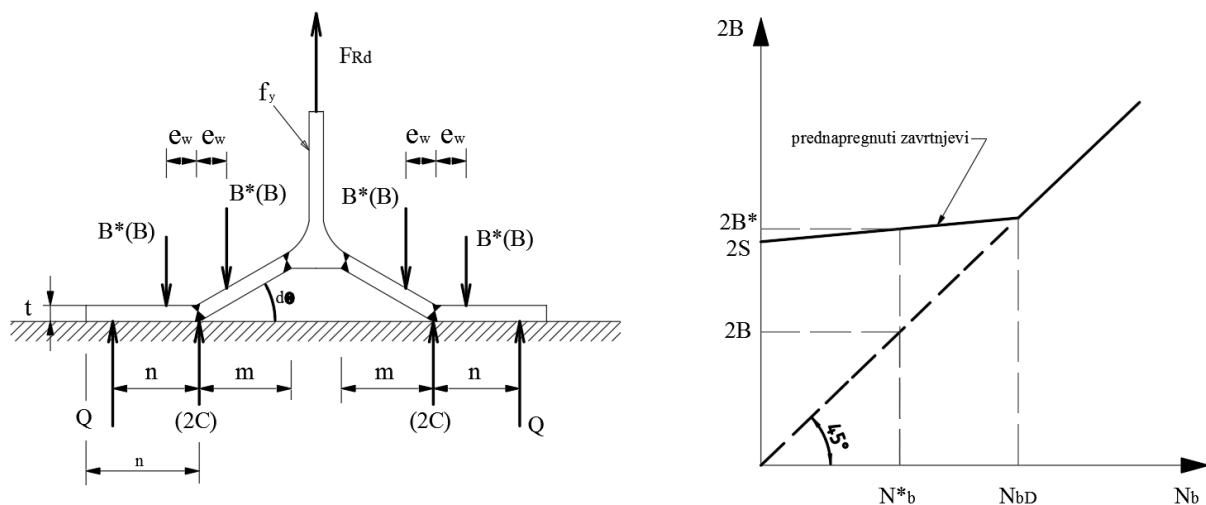
$$F_{Rd,1}^* = \frac{\{ [8n - 2(1 - K^*)e_w] l_{eff,1} m_{pl,Rd} + 4ne_w S \}}{[2mn - e_w(1 - K^*)(m + n)]} \quad (1.17)$$

$$2B \equiv \frac{F_{Rd,1}^* n + 2l_{eff,1} m_{pl,Rd}}{2n - e_w} \not\geq N_{bD} \quad (1.18)$$

где је S сила преднапрезања, а

$$K^* = \frac{1}{1 + \frac{1}{\xi}} \quad ; \quad \xi = \frac{A_t}{A_b} \quad (1.19)$$

A_t представља ефективну површину притиснуте плоче, а A_b површину пресека завртња, па је ξ однос аксијалних крутости притиснутог дела плоче и завртњева. За просечну вредност ξ усваја се 5, према [89].



Слика 2-9: Силе које делују на Т-елемент (лево) и сила у завртњевима у односу на спољашње оптерећење [91]

Иако се представљена решења не могу сматрати потпуно тачним, из разлога наведених претпоставки, њихова употреба се показала оправданом и задовољавајућом, тако да по питању носивости самог еквивалентног Т-елемента, у литератури нису предложена другачија аналитичка решења. Наравно, све до сада представљено у овом поглављу, односи се искључиво на Т-елементе са два завртња у реду. Што се тиче носивости Т-елемента са четири завртња у реду, не постоји једнако чврст консензус око прорачунских израза.

Оставши још увек при теми еквивалентног Т-елемента, приказаће се резултати радова два тима која су се међу реткима бавила овом темом. Први тим, који су предводили Demonceau [48, 49] и Weynand [48, 49, 214, 216], извео је основне формуле за дефинисање отпорности Т-елемента са четири завртња, и притом задржао принцип усвојен у Еврокоду, који дефинише три могућа облика лома Т-елемента. То су суштински исти они облици које је описао Zoetemeijer, само су сада названи другачије. Облик који подразумева лом само ножице (код Zoetemeijer-а назван Б), сада се назива обликом (или моделом) 1, механизам А1 постаје модел 2, док механизам А3, који подразумева лом по завртњима, се по новој номенклатури назива модел 3. По истим принципима, уз исте претпоставке и користећи исте математичке поставке (услове равнотеже и рад виртулених сила на претпостављеном пластичном механизму лома) изведени су изрази за носивост Т-елемента са четири заавртња у реду. Ови изрази дати су у табели 2-1 за три модела лома.

Табела 2-1 : Изрази за носивост Т-елемента са два и са четири завртња у реду према Demonceau et al. [49]

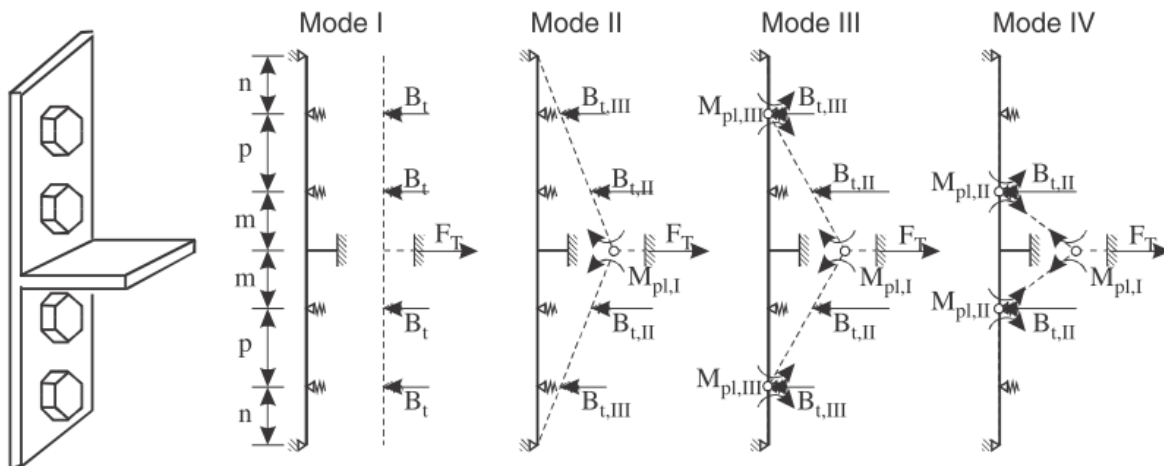
Облик лома	Т-елемент са 2 завртња	Т-елемент са 4 завртња
Модел 1	$F_{Rd,1} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w(m+n)}$	$F_{Rd,1} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w(m+n)} \quad (1.20)$
Модел 2	$F_{Rd,2} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \sum B_{t,Rd}}{m+n}$	$F_{Rd,2} = \min(F_{Rd,2,p}; F_{Rd,2,np}) \text{ са}$ $F_{Rd,2,p} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + \frac{\sum B_{t,Rd}}{2} \cdot \left(\frac{n_1^2 + 2n_2^2 + 2n_1n_2}{n_1 + n_2} \right)}{(m + n_1 + n_2)} \quad (1.21)$
		$F_{Rd,2,np} = \frac{2M_{pf,1,Rd} + \frac{\sum B_{t,Rd}}{2} \cdot n_1}{(m + n_1)} \quad (1.22)$
Модел 3	$F_{Rd,3} = \sum B_{t,Rd}$	$F_{Rd,3} = \sum B_{t,Rd} \quad (1.23)$
	(али у пракси ограничено на $0,9 \sum B_{t,Rd}$ ([149])	

Ознака $B_{t,Rd}$ је усвојена у овом раду уместо ознаке $F_{t,Rd}$ која је у Еврокодовој номенклатури, како би се једноставније пратиле анализе и изрази. Обе ознаке представљају носивост

завртња на затезање, само је ознака $F_{t,Rd}$ веома слична ознаци за носивост целог Т-елемента, те се по угледу на многе друге ауторе, сила у завртњу у читавом раду обележава са B (*bolt*).

Као што се види из израза, носивост Т-елемента са четири завртња за модел 1 се не разликује од носивости Т-елемента са два завртња у реду. Разлог је што се пластични механизам развија само у плочи, стварањем пластичних зглобова уз ребро и уз први ред завртњева, тако да други ред завртњева у овом случају не доприноси носивости уопште. Ово ће бити случај код Т-елемента са танком плочом, код којих је плоча слабија у односу на завртњева. Модел 3 се такође не разликује у односу на случај са два завртња у реду, јер се код овог модела који је меродаван када је ножица велике дебљине, комплетна носивост заснива на носивости завртњева. Наравно, у овом случају их има двоструко више, па би се и носивост Т-елемента удвостручила у случајевима када је ово меродаван модел лома. Треба приметити, да иако је за потпуно круту плочу Т-елемента, из услова равнотеже, носивост при облику лома 3 једнака суми збиру носивости сва четири завртња, у Немачким прописима [149, 205] је предложена модификација, тј. смањење ове носивости за десет процената. Разлог је у томе што стварне плоче нису довољно круте да би потпуно једнако пренеле силу свим завртњевима, већ се претпоставља да ће при достизању максималне силе у унутрашњим завртњевима спољни завртњеви примити свега 80% те силе. Оваква претпоставка је и при првом погледу арбитарна, а долази из једног потпуно другог концепта димензионисања ових веза, тј. из експерименталних испитивања веза са чеоном плочом која су вршена ради развоја Немачког стандарда DSTV [242]. Интересантно је и да резултати тих експерименталних истраживања данас нису доступна [49]. Облик лома 2 се може извести принципом виртуелних сила на претпостављеном пластичном механизму, из чега се долази до закључка да је прва формула добијена за механизам који настаје при пластификацији ножице уз ребро, и симултаним ломом оба реда завртњева, док се друга формула односи на механизам у којем се јавља додатни пластични зглоб у ножици (и) уз спољни ред завртњева.

Други тим истраживача из Пољске предвођен Zdenek Pisarek-ом, долази до сличних израза, међутим сврстава облике лома у четири групе [163–166]. Ови облици лома представљени су на слици 2-11.



Слика 2-10: Облици лома Т-елемента са четири завртња према Pisarek et al. [166]

У [166] су представљене носивости Т-елемента за сва четири облика, и оне се разликују од оних које су предложили Demonceau и Weynand [48]. Изрази којима се прорачунавају носивости дати су у табели 2-2.

Табела 2-2: Изрази за носивост Т-елемента са четири завртња у реду према Pisarek et al. [166]

Облик лома	Носивост Т-елемента
I	$F_{T,1,Rd} = \sum B_{t,Rd}$ (1.24)
II	$F_{T,2,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,I,Rd} + (4 \cdot n + 2 \cdot p) \cdot B_{t,Rd}}{m + p + n}$ (1.25)
III	$F_{T,3,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,I,Rd} + 2 \cdot M_{pl,III,Rd} + 2 \cdot p \cdot B_{t,Rd}}{m + p}$ (1.26)
IV	$F_{T,4,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,I,Rd} + 2 \cdot M_{pl,II,Rd}}{m}$ (1.27)

Као што се може приметити, поредећи табеле 2-1 и 2-2, носивост за други модел лома се разликују. Да би се представио узрок разлике, представиће се начин извођења којим су изведени ови изрази. Овај начин се базира на принципу виртуелног рада, тј. упрошћеној теорији пластичности која се још назива и теорија линија лома. Иначе, већ је поменуто да је Kennedy [101] дао решење носивости Т-елемента након Zoetemeijer-а, и управо се то решење не истиче по резултатима, већ поступку извођења, којим су се након њега користили и сви остали истраживачи који су предлагали изразе из тематике Т-елемента.

Принцип виртуелног рада може се математички исказати следећим изразом:

$$\iiint_V \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} dV = \iiint_V b_i du_i dV + \iint_{S_r} T_{oi} du_i dS, \quad (1.28)$$

где лева страна једначине представља унутрашњи рад поља напона на виртуелном пољу дилатација, а десна спољашњи рад запреминских и површинских сила на виртуелном пољу померања. Мора се нагласити да принцип виртуелног рада важи за било које виртуелно поље померања (не мора бити и стварно) док год је оно кинематички могуће и компатибилно са пољем дилатација. То поље дилатација може бити независно од поља напона. Ако се приликом одређивања граничног оптерећења уведе претпоставка да је утицај трансверзалних и нормалних сила на пластификацију попречног пресека мали, као и да не постоји померање ослонаца, једначина виртуелног рада примењена на посматрани статички систем, добија следећи облик:

$$\sum F_i \delta_i = \int M_i \kappa ds + \sum M \theta. \quad (1.29)$$

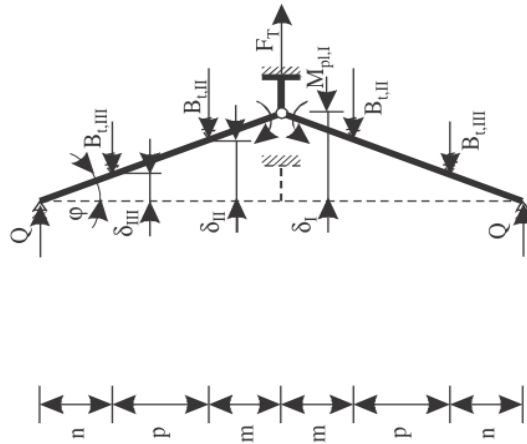
У једначини (1.29) M је било која расподела момената савијања која задовољава услове равнотеже са задатим спољашњим оптерећењем F_T , док је са κ обележена било која расподела кривина компатибилна са ротацијом пластичних зглобова φ и померањима δ .

Директна метода принципа виртуелног рада заснива се на формулисању једначина виртуелног рада на претходно претпостављеном механизму лома. У овом случају врши се изједначавање виртуелног рада свих спољашњих сила, са радовима апсорбованим у пресецима у којима су претпостављени пластични зглобови. Гранично оптерећење је оно које је најмање од свих граничних оптерећења добијених на претпостављеним механизмима лома. То јест, прецизније, овакав приступ проналажењу оптерећења при колапсу се још назива и теорема горње границе („upper bound theorem“ или „kinematic theorem“), и представља горњу границу оптерећења лома. За оптерећење веће од израчунатог, лом ће сигурно наступити, док је могуће да лом наступи и при мањем оптерећењу, према неком другачијем механизму. Стога је неопходно испитати све могуће механизме, и одредити најмању силу лома између њих.

Ако се посматра само модел 2 на слици 2-11, Pisarek [167] записује принцип виртуелног рада на следећи начин:

$$\begin{aligned} W_E &= W_I \\ W_I &= \sum M_{oi} \cdot |\varphi_i| \\ W_E &= \sum E_i \delta_i \end{aligned} \quad (1.30)$$

Посматрајући величине са слике 2-11 преузете из рада [166], може се записати:



Слика 2-11: Т-елемент са четири завртња и ознаке сила и димензија према [166]

$$2 \cdot \frac{F_T}{2} \cdot \delta_I - 2 \cdot B_{t,II} \cdot \delta_{II} - 2 \cdot B_{t,III} \cdot \delta_{III} + Q \cdot O = 2 \cdot \varphi \cdot M_{pl,I} \quad (1.31)$$

Из геометрије приказане на слици 2-12, а с обзиром да се еластичне деформације занемарују, величине померања могу се међусобно повезати преко:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\delta_I}{m+p+n} = \frac{\delta_{II}}{p+n} = \frac{\delta_{III}}{n} = \varphi \quad (1.32)$$

Заменом једначине (1.32) у једначину (1.31), и изражавањем спољашње силе F_T , долази се до:

$$F_T = \frac{2M_{pl}}{m+n_1+n_2} + 2B_2 \frac{n_1+n_2}{m+n_1+n_2} + 2B_3 \frac{n_2}{m+n_1+n_2} \quad (1.33)$$

До једначине (1.33), све написано представља примену принципа виртуелних сила на конкретан механизам лоба Т-елемента са четири завртња, и не може се разликовати између аутора. Оно што Pisarek подразумева је да су силе $B_{t,II}$ и $B_{t,III}$ носивости завртњева, и да под претпоставком да су сви завртњеви у реду исте класе и пречника, важи:

$$B_{t,II} = B_{t,III} = B_{t,Rd} \quad (1.34)$$

те се носивост Т-елемента може изразити као

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,I,Rd} + (4 \cdot n + 2 \cdot p) \cdot B_{t,Rd}}{m+p+n} \quad (1.35)$$

Са друге стране, иако нигде није експлицитно написано, Demonceau et al. [48] очигледно усвајају следећи однос сила у завртњевима:

$$\frac{B_{II}}{n_1 + n_2} = \frac{B_{III}}{n_2} \quad (1.36)$$

што очигледно претпоставља еластично понашање завртњева до тренутка стварања механизма са слике 2-11, па су силе у завртњима сразмерне издужењима завртњева. Ако се сада једначина (1.36) уведе уместо једначине (1.34) у израз (1.33), добија се:

$$\begin{aligned} F_T &= \frac{2M_{pl}}{m + n_1 + n_2} + 2B_2 \frac{n_1 + n_2}{m + n_1 + n_2} + 2B_2 \frac{n_2}{n_1 + n_2} \frac{n_2}{m + n_1 + n_2} = \\ &= \frac{2M_{pl} + 2B_2 \frac{(n_1 + n_2)^2}{n_1 + n_2} + 2B_2 \frac{(n_2)^2}{n_1 + n_2}}{m + n_1 + n_2} = \frac{2M_{pl} + 2B_2 \frac{n_1 + 2n_2^2 + 2n_1n_2}{n_1 + n_2}}{m + n_1 + n_2} \end{aligned} \quad (1.37)$$

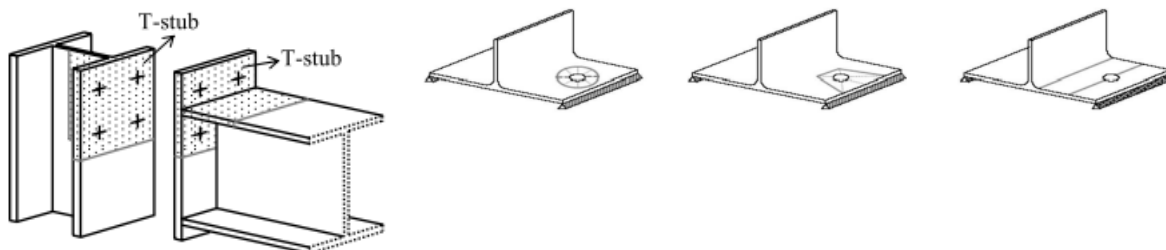
Ако су унутрашњи завртњеви достигли свој капацитет носивости, онда се B_2 може заменити са $B_{t,rd}/4$, па се добија израз (1.21).

Овде се отвара дилема коју помиње и Zoetemeijer при извођењу првих израза за носивост Т-елемента. Иако су једначине носивости изведене користећи вредности носивости завртњева у формулама, Zoetemeijer прилагођава формуле тада вежећим стандардима који су се базирали на теорији допуштених напона, те наглашава да ако се користи пластични момент плоче као гранични, коректно би било користити и пластичну силу завртња [237]. Тако да се према стандарду обезбеђује довољан степен сигурности и од лома завртња, и од лома плоче, неvezано од тога који је облик лома Т-елемента релевантан. Са друге стране, дуктилност основног материјала је далеко већа него дуктилност високовредних челика који се користе за завртњеве, па је и степен сигурности оправдано мањи ($\gamma_{M0}=1$). Највећи степен сигурности је управо на завртњевима, с обзиром да је минималан коефицијент сигурности за отказ завртња једнак $\gamma_{M2}/(f_{ub}/f_{yb})=1.25/0.8 = 1.56$ (за класу 8.8). Поставља се питање оправданости пластичне анализе принципом виртуелног рада, али и подразумеваних сила у завртњевима при оваквим разликама у степенима сигурности различитих компоненти истог склопа.

2.1.4. СВОЂЕЊЕ РЕАЛНЕ ПЛОЧЕ НА ЕКВИВАЛЕНТНИ Т-ЕЛЕМЕНТ

Као што је наглашено, све констатовано у претходном поглављу односи се на еквивалентни Т-елемент, који је изабран као заменски прорачунски модел, како би формуле за прорачун носивост и крутости ове компоненте биле једноставније, с обзиром да се базирају на теорији гредних носача, а не површинских. Дужина еквивалентног Т-елемента, у претходном поглављу означена са l_{eff} представља заменску (теоријску, замишљену) дужину која не мора обавезно представљати физичку дужину ножице. Ова дужина, b_{eff} заправо представља дужину плоче која учествује у преносу оптерећења [37]. Као и до сада, први који је успешно увео овај концепт је Zoetemeijer у [237]. У ову дужину су урачунате сви могући механизми линија лома плоче стварног Т-елемента, и она не

може бити већа од њене стварне ширине. Ова ефективна дужина се дефинише успостављајући једнакост при услову пластичног лома између гредног модела и стварног понашања плоче, у којој до колапса долази услед старања пластичног механизма.



Слика 2-12: Стварни Т-елементи издвојен из везе греда-стуб са чеоном плочом и категорије облика линија лома

Стварање механизма унутар плоче настаје када линије пластичности (у даљем тексту линије лома) створе облик који обезбеђује да се плоча понаша као скуп крутих делова који међусобно релативно ротирају дуж линија лома. Суштински, ови облици линија лома се могу поделити у три категорије: кружни, полигонални и гредни. Примери облика линије лома за три поменуте категорије дате су на слици 2-12. Кружна линија лома, у случају примера са слике 2-12, одређује се изједначавањем граничног оптерећења слободноослоњене кружне плоче ($P=2\pi m_{pl}$, $m_{pl} = t_f^2 f_y / 4$) и еквивалентног Т-елемента ($P=l_{eff} t_f^2 f_y / 4m$). Стога се добија да је ефективна дужина кружне линије лома за Т-елемент са два завртња и једним редом $l_{eff}=2\pi m$.

За гредни облик линије лома, одређивање оквивалентне дужине је веома очигледно, и она представља једноставно ширину плоче b . Дужину полигоналних линија лома је драстично компликованије одредити, с обзиром да је неопходно претпоставити њихов облик. Поступак се своди на претпостављање облика линија лома, те се за те облике рачуна интерна дисипација енергије течењем у пластичним зглобовима. Ова енергија мора бити једнака раду спољних сила на ротацијама делова плоче. Карактеристичност поступка се огледа у томе да се све дужине изразе преко углова између линија лома и познатих геометријских величина – растојања завртњева од ребра и краја ножице. Након тога је потребно пронаћи минимално оптерећење лома, које ће се одговарати одређеној вредности угла између линија лома. Ако је само један угао непознат, он се може израчунати минимизирајући унутрашњу енергију у односу на тај угао, тј:

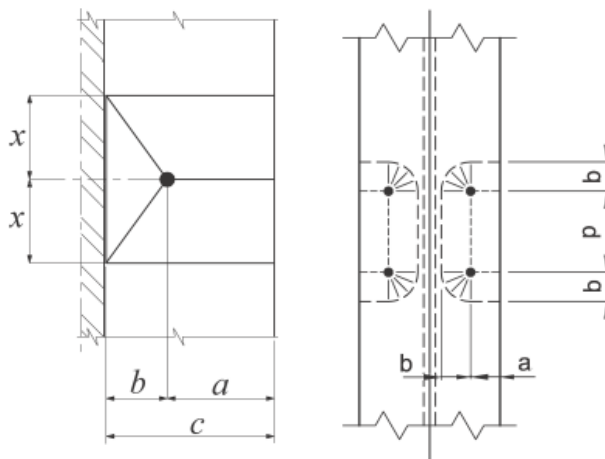
$$\frac{\partial \sum_{i=1}^n \Delta E_i}{\partial \alpha} = 0 \quad (1.38)$$

Полигонална линија лома за облик на слици 2-13 је решена од стране Dranger-а [55] 1977. године, који је гранично оптерећење израчунао као:

$$P_n = 2F_y t^2 \sqrt{\frac{c}{b}}, \quad \text{тј.} \quad x = \sqrt{bc} \quad (1.39)$$

те следи да је ефективна дужина једнака:

$$l_{eff} = 4\sqrt{bc} \quad (1.40)$$



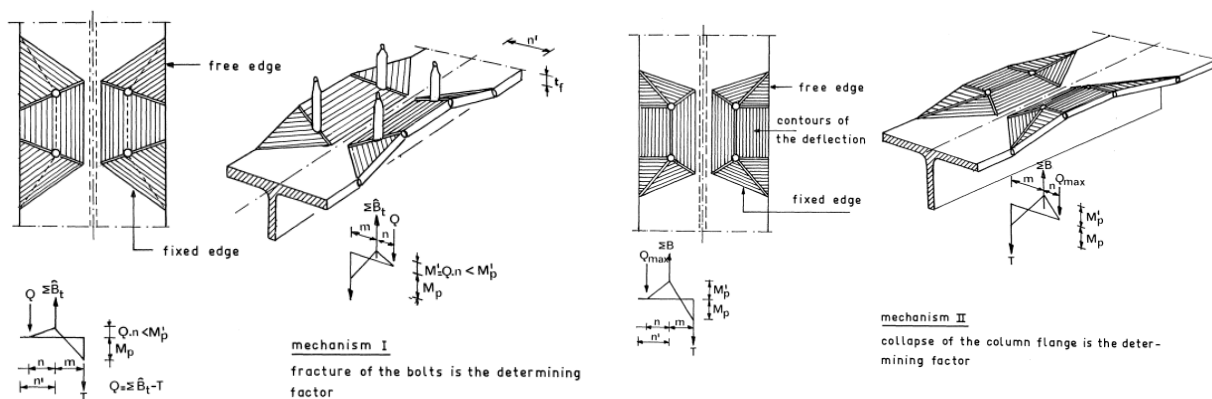
Слика 2-13: Облик линија лома по Dranger-у [55] (лево) и по Mann и Morris-у [134] (десно)

За случај када се налази више редова завртњева, као што је то код ножице стуба у коме не постоји укрућење ребра редован случај, 1979. године су Mann и Morris [134] представили облик линија лома приказан на слици 2-13. Одговарајућа ефективна дужина је дата изразом:

$$l_{eff} = \pi b + 2a \quad (1.41)$$

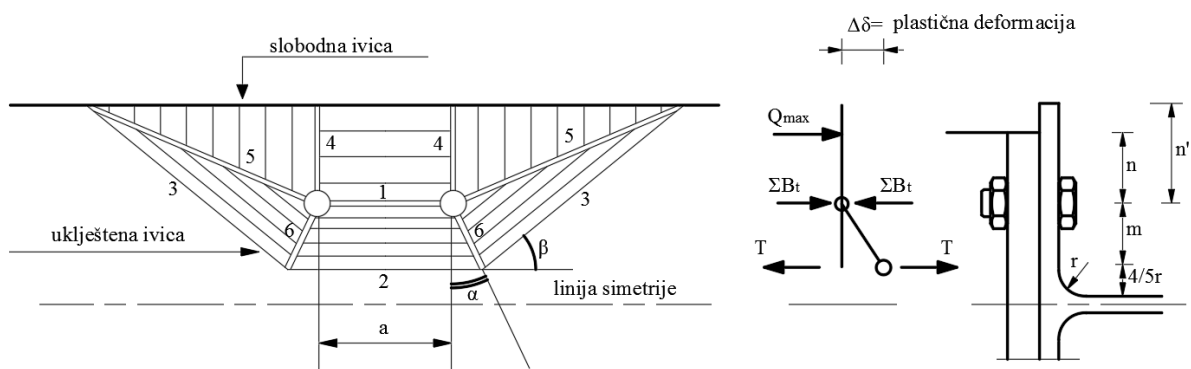
и овакав облик линија лома спада у кружне.

Најважније решење еквивалентних дужина Т-елемента, тј. дужина линија лома стварног Т-елемента дао је опет Zoetemeijer. Пошто ово решење представља фундамент многих других израза, а укључује одређене компромисе у извођењу, оно ће се овде укратко представити, без самог извођења, које се може пронаћи у [237]. Zoetemeijer је ефективне дужине полигоналног облика извео посматрајући ножицу стуба, и поделио је механизме лома у два облика: када је меродаван фактор лом завртњева, и када је то лом ножице. На наредној слици представљени су облици лома за које су изведене формуле за дужину.



Слика 2-14: Линије лова и пластични механизми у ножици стуба за два реда завртњева, према Zoetemeijer-у [236] за механизме I и II

За први механизам, углови α и β које треба одредити како би се лом обезбедио при најмањем могућем оптерећењу су дати на наредној слици.



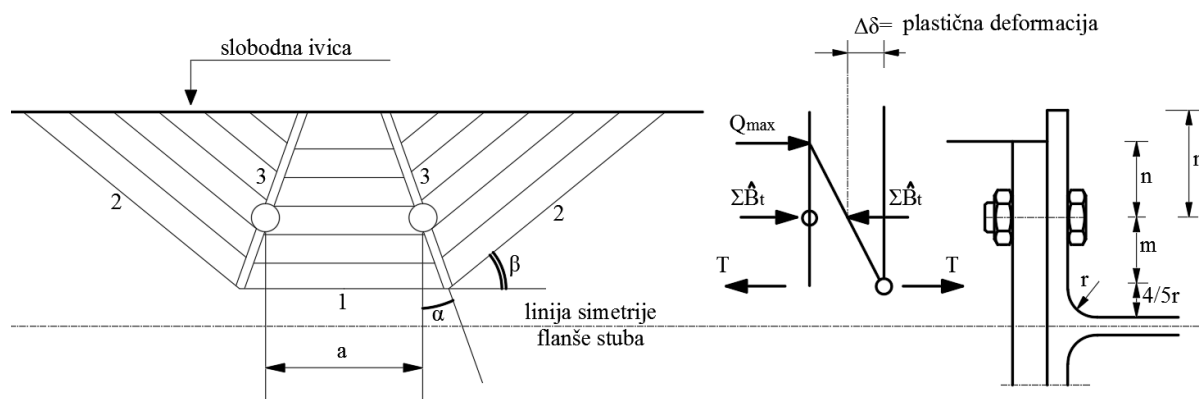
Слика 2-15: Механизам колапса I [236]

Решењем једначине (1.38) за енергије рада по линијама 1-3, добија се дужина:

$$\left\{ a + 2\sqrt{7m^2 + 12mn' + 4n'^2} \right\} \tag{1.42}$$

Ипак, овај израз се нигде не појављује у литератури, зато што је сам Zoetemeijer уочио да за реалне односе димензија n и m , израз дат једначином (1.42) не одступа од израза $5.5m+4n$, за више од 1,5%. Стога је као много једноставнији, усвојен израз $5,5m+4n$ за ефективну дужину полигоналне линије око једног завртња. Такође, ако постоје два реда завртња, изразу за дужину линије се додаје размак између завртњева, те израз постаје $r+5.5m+4n$. Овај израз се користи и у Еврокоду 3.

Други механизам, чији колапс зависи само од лова ножице, мораће имати другачији облик, који је представљен сликом 2-16.



Слика 2-16: Механизам колапса II [236]

Тачан израз минималне дужине линије лома је дат са:

$$2 \left(a + \frac{6m + 8n'}{\sqrt{3 + \frac{4n'}{m}}} \right) \tag{1.43}$$

Међутим, опет из практичних разлога, понуђен је израз $4m + 1.25n$, који за реалне односе n и m ($m < n < 3m$) одступа од тачног са највише 0.7%. Такође, може се израчунати момент у плочи по линијама 1 и 5 са слике 2-15, јер тај момент зависи искључиво од сила услед ефеката полуге. У случају да се развијају максималне силе услед ефеката полуге (Q_{max}) овај момент је једнак $2 \cdot (a + 4m + 1.25n)$, што доводи до закључка да је момент M_p , који представља момент плоче еквивалентног Т-елемента уз ребро, за различите вредности сила услед ефеката полуге једнак:

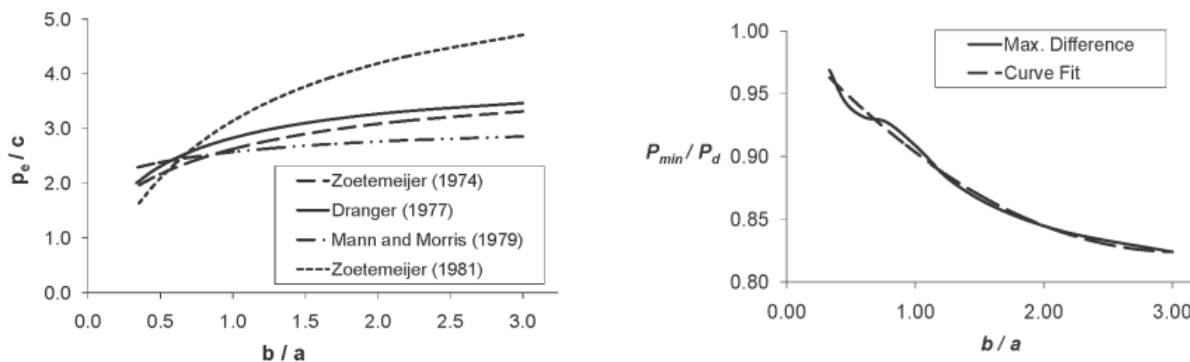
$$\begin{aligned} \text{за } Q = 0 \quad M_p &= (a + 5,5m + 4n') \cdot m_p \\ \text{за } Q = Q_{max} \quad M_p &= (a + 4m) \cdot m_p \end{aligned} \tag{1.44}$$

те се поставља питање коју од ових вредности изабрати као ефективну дужину за прорачун и димензионисање. За прву вредност, коефицијент сигурности на отказ завртњева је премали, док је за друга вредност, овај коефицијент превелики. Стога Zoetemeijer усваја неку средњу вредност, која заправо представља случај када се јавља механизам II, тј. када су силе услед ефеката полуге максималне, али се пластични момент плоче (у еквивалентном Т-елементу) постиже симултано и на споју плоче са ребром и на месту завртњева. Додатно се оправдава овакав избор наводећи слагања са експерименталним резултатима Т-елемената. Међутим, овај кратки преглед извођења ефективне дужине еквивалентног Т-елемента, за један од основних и често меродавних случајева облика пластичног механизма је дат управо да би се приказао ниво заснованости на почетним претпоставкама израза који се касније нису посебно преиспитивали. Другим речима, према граничној теорији плоча, за претпостављени

механизам, изведени су тачни изрази, који су потом замењени једноставнијим, али са занемарљивом грешком која се при томе јавља, да би коначно за прорачунску вредност била усвојена једна средња вредност која одговара специфичном типу лома, практично оптималном. Претпоставка која се уводи на том месту је да сви делови Т-елемента имају довољну дуктилност да се постигне оптималан пластични механизам и расподела унутрашњих сила. Ово се резултатима тестова показало као тачна претпоставка.

Често се јавља ситуација да се ради повећања граничног оптерећења неке плоче, уводе укрупњења плоче. Да би се постигло жељено повећање капацитета носивости, ова укрупњења морају бити довољно близу завртња како би изменила облик линија лома. Користећи Dranger-ово решење, да би укрупњења била ефикасна, њихово растојање од завртњева треба да буде мање од величине x са слике 2-13, тј. мање од \sqrt{bc} .

Већ је речено да је метод линија пластичности теорема горње границе и да ће најмање гранично оптерећење од свих могућих најближе одговарати стварном граничном оптерећењу. На слици 2-17 су приказане нормализоване ефективне дужине (p_e/c) добијене према Zoetemeijer-у [237], Dranger-у [55] и Mann-у и Morris-у [134], у зависности односа b/a . Може се уочити да је при великим односима b/a меродавно решење оно које предлажу Mann и Morris, док за мале односе b/a Zoetemeijer-ово решење даје најмању ефективну дужину. Ознаке b и a (слика 2-13) се користе на америчком континенту и еквивалентне су ознакама m и n које се користе у Европи. Анализа експерименталних резултата указује да су облици пластичних линија које предлаже Zoetemeijer најближи стварним облицима лома. Такође, кружни облик лома ће бити меродаван при димензионисању у случају да је димензија a велика, но ако се постави граница односа b/a , кружни облик лома никада неће контролисати носивост. При вредности $b/a=0.68$, Zoetemeijer-ово и Dranger-ово решење дају једнак резултат. И управо амерички стандард [239, 262] ограничава вредност димензија a донекле конзервативно на $1.25b$ (уместо стварних $1.47b$), како би обезбедила да Dranger-ово решење буде адекватно. Ако се пореде решења Dranger-а и Mann и Morris-а, код укрупњених ножица, Dranger-ово решење боље предвиђа повећање носивости у зависности од растојања између завртња и укрупњења. Такође, на слици 2-17 приказан је однос ефективних дужина (минимална дужина свих приказаних решења подељена дужином према Dranger-у) у зависности од односа растојања b/a . Са слике се уочава да је Dranger-ово решење неконзервативно.



Слика 2-17: Поређење различитих решења и облика линија лома преузето из [54] (лево) и поређење Dranger-овог решења граничног оптерећења са Zoetemeijer-овим Mann-Morris-овим решењем (десно).

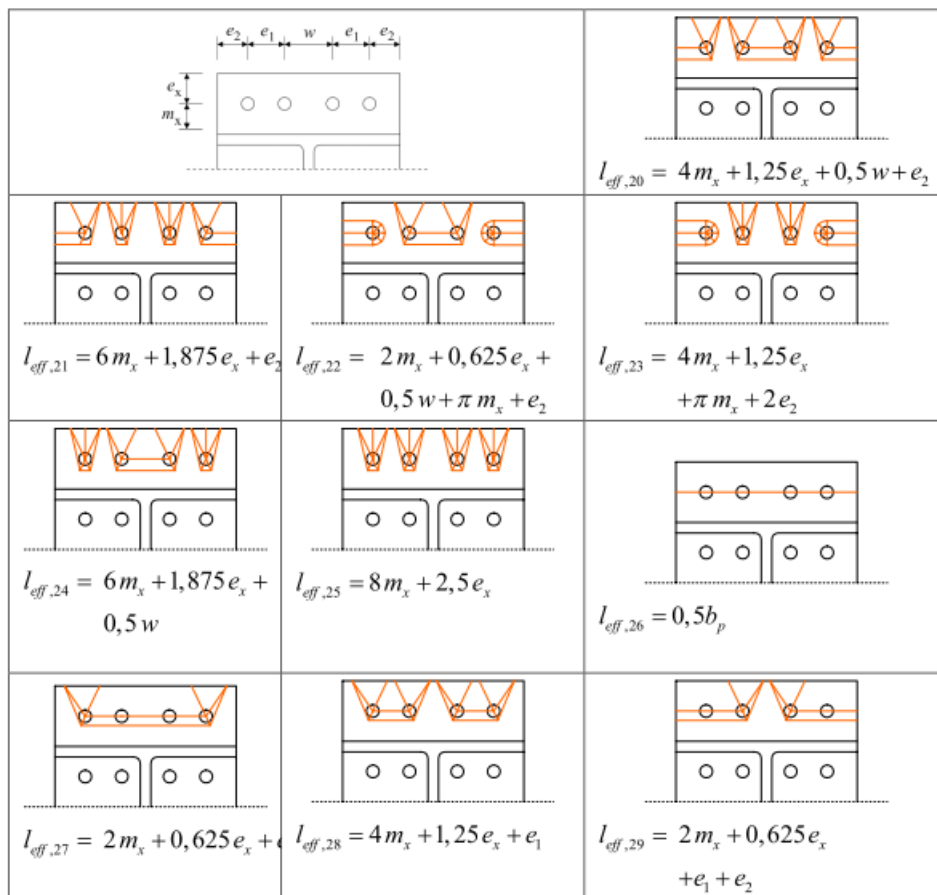
За Т-елемент са два завртња у реду, на слици 2-19 дати су могући облици лома зависно од тога да ли се завртњеви налазе на препусту плоче, или су раздвојени ребром профила. Лако се може закључити да је већина израза изведена из поменутог Zoetemeijer-овог случаја. Приказани механизми, као и изрази за прорачун ефективних дужина су усвојени у Еврокоду 3, са идејом да се одреде све дужине, па се затим за прорачун носивости користи најмања ефективна дужина - посебно за кружне облике, а посебно за полигоналне. Разлог овој подели је што ће код кружних облика лома, механизам моћи да се постигне без присуства сила услед ефеката полуге. Треба приметити и да се полигонални облик уз укрућење, према Еврокоду 3, рачуна користећи фактор λ који зависи од растојања укрућења, и дат је дијаграмом са кога се читава за конкретну геометрију везе.

У случају више редова завртњева који нису раздвојени ножицом или неким укрућењем, ови изрази се проширују како би обухватили лом групе завртњева. Примери оваквих линија лома овде неће бити приказани, али су дати у [255].

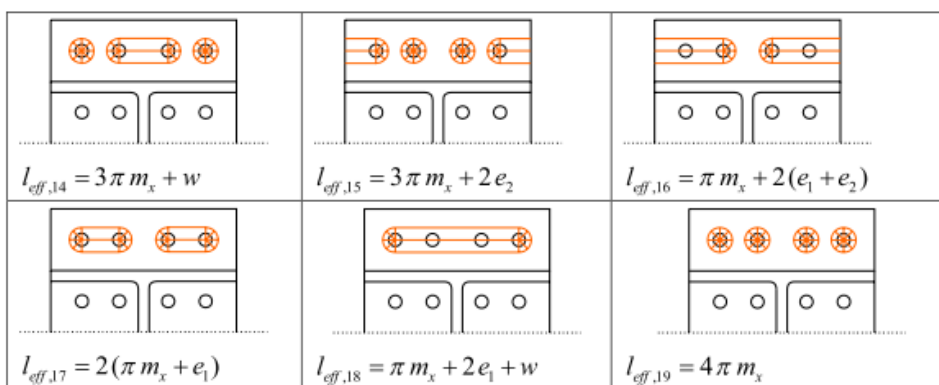
Пар завртњева раздвојен ребром	Пар завртњева на препусту		
	<p>Кружни облик $L_{eff} = 2\pi m$</p>		<p>Двострука кривина $L_{eff} = \frac{b_p}{2}$</p>
	<p>Бочна пластификација $L_{eff} = 4m + 1.25e$</p>		<p>Крајња група $L_{eff} = 2m_x + 0.625e_x + g/2$</p>
	<p>Бочно у близини ножице или укрућења $L_{eff} = \alpha m_1$</p>		<p>Пластификација угла $L_{eff} = 2m_x + 0.625e_x + e$</p>
	<p>Бочно између два укрућења $L_{eff} = \alpha m_1 + \alpha' m_1 - (4m_1 + 1.25e)$</p>		<p>Појединачно крајњих $L_{eff} = 4m_x + 1.25e_x$</p>
	<p>Пластификација угла $L_{eff} = 2m + 0.625e + e_x$</p>		<p>Кружни облик $L_{eff} = 2\pi m_x$</p>
	<p>Угаоно у близини укрућења $L_{eff} = \alpha m_1 - (2m_1 + 0.625e) + e_x$</p>		

Слика 2-18: Облици линија лома и еквивалентне дужине за појединачне завртњеве

Када су у питању везе са четири завртња у реду, облици линија лома и еквивалентне дужине су према истим преходно приказаним принципима изведене, и дате у [39, 48, 215], и приказане су на сликама 2-19 и 2-20.

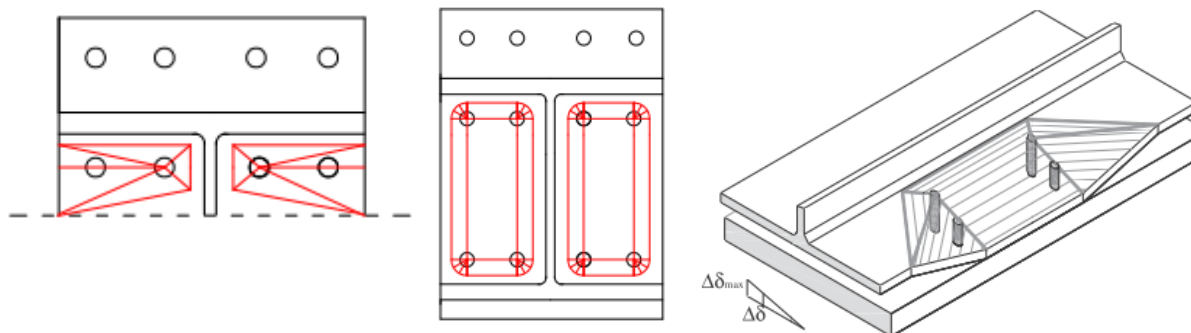


Слика 2-19: Полигонални облици линија лома за ред завртњева на препусту плоче [215]



Слика 2-20: Кружни облици лома за ред завртњева на препусту плоче [215]

Изрази за ефективну дужину завртњева који се налазе испод ножице греде се не разликују у односу на изразе за два завртња у реду. У [49] је дата шема линија лома за овај случај, која је представљена на слици 2-22.

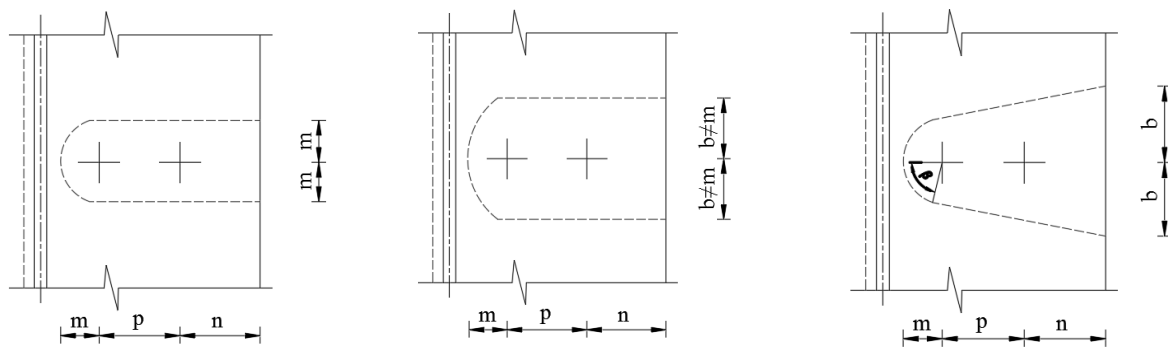


Слика 2-21: Линије лома за први ред завртњева испод ножице (лево), за кружни облик групе завртњева [49] (средина) и за два суседна реда са по четири завртња у реду [123] (десно)

У истом раду [49], предложен је и кружни облик групе завртњева, приказан на слици 2-21, који веома тешко може бити меродаван. Овим проблемом бавила се група истаживача из Италије и Португалије, који су у неколико радова ([123, 178]) представили своје решење ефективне дужине за овај случај механизма, приказаног на слици 2-22 десно. Занимљивост приступа усвојеног у овом раду огледа се и у чињеници да минимална дужина линије лома није добијена диференцирањем израза за потенцијал енергије, као што је то радио Zoetemeijer, већ је нумеричком симулацијом генерисано 10.000 комбинација, па је потом вишеструком регресионом анализом добијен израз за ефективну дужину еквивалентног Т-елемента који гласи:

$$l_{eff\ 2,np} = 5,685m + 5,867n \tag{1.45}$$

Коначно, Pisarek и [166] предлаже изразе за потенцијалне линије лома, директно рачунајући из геометрије дужину ових линија. Ови предлози су приказани на слици 2-22.



$$l_{eff} = \pi \cdot m + 2 \cdot (p + n) \tag{1.46}$$

$$l_{eff} = \sqrt{\pi \cdot m \cdot (\pi \cdot m + 4 \cdot p + 4 \cdot n)} \tag{1.47}$$

$$l_{eff} = 2 \cdot (m \cdot \beta + m \cdot \text{ctg} \beta + (p + n) / \sin \beta) \tag{1.48}$$

$$l_{eff} = 4 \cdot \sqrt{\frac{m^2}{2} + p \cdot m + n \cdot m} \quad (1.49)$$

$$l_{eff} = 2 \cdot \sqrt{3 \cdot m^2 + 4 \cdot p \cdot m + 4 \cdot n \cdot m} \quad (1.50)$$

Слика 2-22: Облици линија лома за један ред завртњева Т-елемента са четири завртња у реду [166]

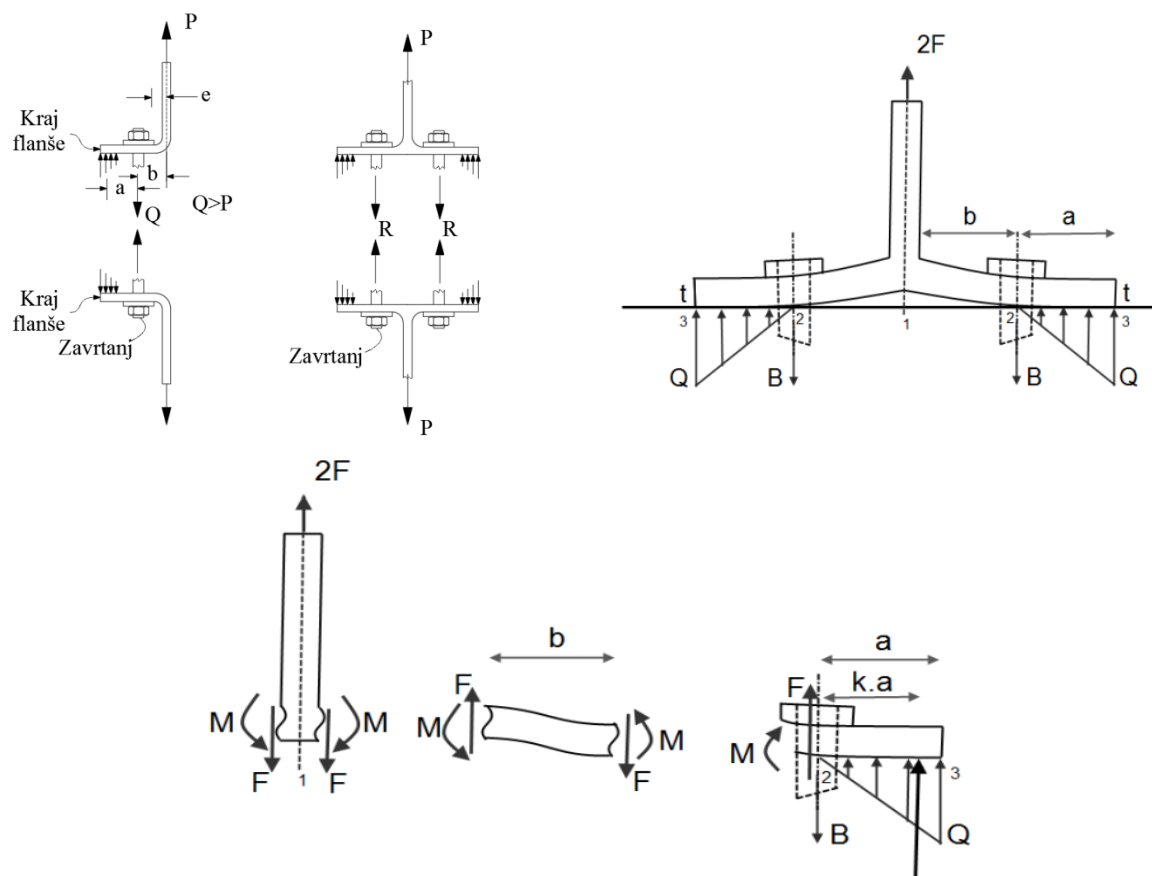
2.1.5. СИЛЕ УСЛЕД ЕФЕКТА ПОЛУГЕ

Као што се може закључити из претходних поглавља, силе услед ефекта полуге (надаље, ради концизности - СЕП), играју веома важну улогу у одређивању носивости Т-елемента, па самим тим и комплетне везе са чеоном плочом. У извођењима једначина носивости Т-елемента, Zoetemeijer и остали истраживачи, нису директно израчунавали нити изражавали СЕП, већ су њихову вредност имплицитно рачунали, претпостављајући притом положај резултанте ових сила на самом крају Т-елемента, тј. ножице. Оваква апроксимација при изражавању величине СЕП са собом уноси различите грешке. Прво, интензитет СЕП је на овај начин процењен, или прецизније речено претпостављен, само у тренутки настанка једног од поменутих типова лома Т-елемента, док је интензитет ових сила непознат у било ком другом стадијуму оптерећења пре лома. Но, што је још важније, положај резултанте, који има вероватно још већи утицај на гранично стање носивости Т-елемента, је поприлично грубо претпостављен на самој ивици ножице. Јасно је да ће оваква апроксимација бити мања или већа (грубља) у зависности од понашања конкретног Т-елемента, што опет највише зависи од дебљине ножице и крутости завртњева. Разлог за неупуштање у прецизније разматрање СЕП, не само у почетним анализама Т-елемента, већ ни касније, не лежи у занемарљивом утицају ових сила на коначну носивост, већ у општем непознавању интензитета и дистрибуције ових сила. Евидентан проблем за непотпуна знања лежи у потешкоћама при прецизном експерименталном одређивању интензитета и распореда сила, као и варијације ових величина од тренутка почетка оптерећења до достизања лома експерименталним испитивањем.

Ипак, неколико истраживача је дало препоруке и изразе за израчунавање сила услед ефекта полуге. Суштински постоје два приступа овој проблематици. Први приступ се заснива на тежњи да се СЕП квантификују одређеним изразом, тј. да се одреди интензитет

СЕП за дату спољну силу. Други приступ је комплекснији, где се постављају једначине компатибилности између ножице Т-елемента и подлоге. На овај начин, СЕП које представљају контактне силе се и посматрају као контактни напони, и уз суптилне измене инжењерске теорије греда, добија се решење греде која лежи на крутој подлози и остварује гладак контакт са подлогом. Први начин је примеренији за разматрања СЕП при прорачуну носивости Т-елемента, јер даје једноставније формуле, уз прикладну апроксимацију интензитета ових сила. Ипак, положај ових сила углавном остаје претпостављен, а не израчунат. Други начин решава ову потешкоћу, уз увођење диференцијалних једначина, чије решење опет мора бити или апроксимативно, или нумеричко. У наставку, представиће се најважније студије које су овом проблему приступиле на први начин, тежећи ка изразима за квантификацију СЕП.

Први приступ развили су Bruhn и Niu. Bruhn [25] презентује једноставан аналитички начин добијања СЕП користећи једначине статичке равнотеже проблема приказаног на слици 2-23.



Слика 2-23: Л- и Т-елементи: ознаке, димензије и услови равнотеже сегмената [25]

Посматрајући други сегмент, услови равнотеже дају:

$$M = \frac{F \cdot b}{2} \tag{1.51}$$

За трећи сегмент, који представља крај ножице све до завртња, равнотежа момента може се написати за пресек 2 означен на слици 2-23, и са произвољном вредношћу величине k . Ако се претпостави да су моменту у завртњу мали, те је сила F близу центра завртња, добија се:

$$Q \cdot k \cdot a = M \quad (1.52)$$

те се одговарајући однос СЕП и силе F добија као:

$$\frac{Q}{F} = \frac{b}{2ka} \quad (1.53)$$

Bruhn, узимајући блок дијаграм напона на контакту, и тиме добијајући $k=1/2$, долази до:

$$\frac{Q}{F} = \frac{b}{a} \quad (1.54)$$

Са друге стране, Niu [8] наглашава немогућност тачног израчунавања СЕП услед многих зависности, као што су:

- геометрија и материјал Т-елемента
- тип, материјал и локација завртња
- сила преднапрезања у завртњу
- облик дистрибуције контакта који доводи до СЕП, тј. облик напона на контакту
- однос дебљина ребра и ножице Т-елемента

Следећи који су дали значајнији допринос овој теми били су Douty и McGuire [52]. Они наглашавају да аналитичке методе не могу одредити директно СЕП без емпријских модификација. Њихов рад представља користан аналитички приступ, комплементиран експериментима. Они посматрају Т-елемент са преднапрегнутим завртњевима. У овом случају, пре наношења спољног оптерећења, постоји само сила преднапрезања завртњева, B_0 . Након што је ребро Т-елемента оптерећено, сила у завртњу постаје једнака суми $F+Q+C$, где C представља контактни напон притиска између ножице и подлоге, а Q означава само силу услед ефеката полуге која делује на самом крају ножице. Померања средње линије плоче ножице су означена са δ . Иако су ова померања позитивна након што се нанесе оптерећење на Т-елемент, плоча на месту линије завртњева остаје у контакту са подлогом све док се не пређе одређено гранично спољно оптерећење. Ово се објашњава тиме што је у линији завртњева (управно на попречни пресек Т-елемента како је приказан на сликама) цео регион притиснут, и дебљина ножице овог региона је мања услед сила преднапрезања. Сматра се да се тај регион неће одигнути од подлоге док се дебљина ножице не врати на почетно стање. Враћање дебљине ножице на првобитну вредност се посматра као ширење ножице на доњој страни. Пре одвајање од подлоге, ширење плоче ножице на месту линије завртњева је дато са

$$\delta = \frac{(B_0 - C)}{A_p E_p} = \frac{(B_0 - C)}{r_p} \quad (1.55)$$

слично, издужење завртња се може изразити као

$$\delta = \frac{(B - B_0)}{A_b E_b} = \frac{(B - B_0)}{r_b} \quad (1.56)$$

Претпоставља се да су све силе једнако подељене по ширини ножице (w), па се угиб средње линије плоче на месту завртњева може одредити као

$$\delta = \frac{a \cdot b^2}{E \cdot \left(\frac{w \cdot t^3}{12}\right)} \left\{ \frac{F}{2} - \frac{a}{B} \left[\frac{1}{3} \left(\frac{a}{b} \right) + 1 \right] \right\} \cdot Q \quad (1.57)$$

Решавајући претходне две једначине по Q добија се следећа релација:

$$\frac{Q}{F} = \frac{\frac{1}{2} - \frac{Ewt^3}{12ab^2 \cdot (r_b + r_a)}}{\frac{a}{b} \cdot \left(\frac{a}{3b} + 1 \right) + \frac{Ewt^3}{12ab^2 \cdot (r_b + r_a)}} \quad (1.58)$$

Једначина (1.58) важи док не дође до развајања ножице од подлоге. Након тог тренутка, контакт између плоче и подлоге нестаје, тј. C постаје једнако нули, па једначина (1.58) постаје

$$\frac{Q}{F} = \frac{\frac{1}{2} - \frac{Ewt^3}{12ab^2 \cdot r_b} \cdot \left(1 - \frac{B_0}{F} \right)}{\frac{a}{b} \cdot \left(\frac{a}{3b} + 1 \right) + \frac{Ewt^3}{12ab^2 \cdot r_b}} \quad (1.59)$$

Приступ који су осмислили Douty и McGuire лежи на претпоставци да СЕП делује на самом крају ножице. Ова претпоставка је оправдана за ограничене вредности дужине a која представља растојање од завртња до краја ножице. И сами аутори наглашавају да је израз упитан за веће вредности a . Такође, у препорукама за пројектовање датим у [52], дужина a је претпостављена као $a = 1,25b$, иако је у ствари $a \geq 1,25b$.

Треба приметити и да су обе једначине (1.58) и (1.59) изведене претпостављајући да ножица остаје у еластичном опсегу. Но и уз то, комплексност ових једначина навела је истраживаче да их поједноставе. Први корак симплификације даје следећи израз, који је веома сличан оригиналном:

$$\frac{Q}{F} = \frac{\frac{1}{2} - \frac{wt^4}{30ab^2 \cdot A_b}}{\frac{a}{b} \cdot \left(\frac{a}{3b} + 1\right) + \frac{wt^4}{6ab^2 \cdot A_b}} \quad (1.60)$$

Међутим, пошто ни ова једначина није била практична за свакодневну употребу, извршена су даља поједностављења [119, 199]. Као резултат овог поједностављења, само најдоминантнији чланови су задржани, те је израз за израчунавање СЕП постао:

$$\frac{Q}{F} = \left(\frac{3b}{8a} - \frac{t^3}{20} \right) \quad (1.61)$$

у коме је дебљина ножице t изражена у инчима. Веома сличан приступ имао је и Agerskov [2]. Поставка, претпоставке и пут решења су исти као и код Douty и McGuire-а, али Agerskov уводи ефекте смицања у ножици, што се сматра конзервативним приступом [119]. Разматрани проблем дели на део оптерећивања Т-елемента пре и након него што се ножица одвоји од подлоге у области око завртњева. Али се у овом приступу узима у обзир и нееластично понашање основног материјала. Тако да се пластификација плоче ножице на споју са ребром узима такође као ограничавајући параметар. Као што је већ напоменуто, у обзир се узимају и ефекти смицања, па је смичући напон дат са $\tau = F / (wt)$. Вредност смичућих напона је уврштена у фон Мизесов критеријум течења

$$f_y = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \quad (1.62)$$

Максимални нормални напон у ножици се стога смањује на $\sigma = \sqrt{f_y^2 - 3\tau^2}$ и пластични момент на унутрашњем крају ножице постаје

$$M_{2,y} = \left(\frac{1}{4} wt^2 \sqrt{f_y^2 - 3 \left(\frac{F}{wt} \right)^2} \right) \quad (1.63)$$

где су моменти у пресецима 1 и 2 редом $M_1 = Qa$ и $M_2 = F(a+b) - Ba$. Изједначавајући M_2 са $M_{2,y}$ добија се:

$$F(a+b) - Ba = \left(\frac{1}{4} wt^2 \sqrt{f_y^2 - 3 \left(\frac{F}{wt} \right)^2} \right) \quad (1.64)$$

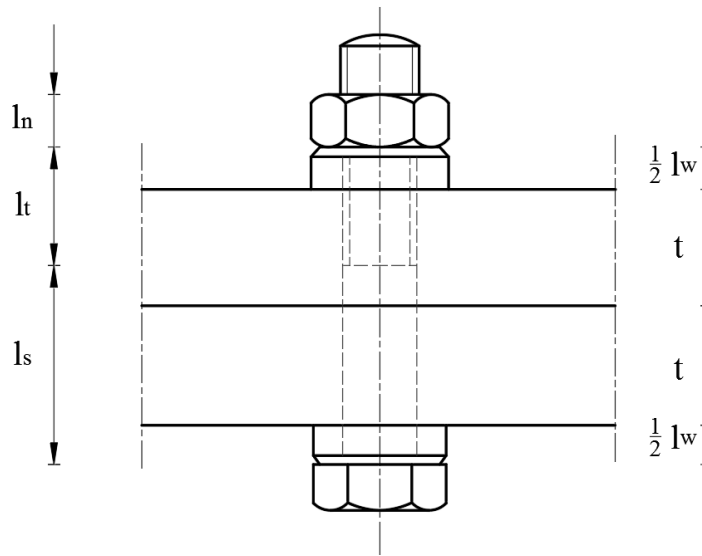
Слично као и у [52] и овде се разматрају угиби плоче у њеној средњој равни на месту завртњева (δ_p) и елонгација завртња (δ_b). Узимајући да је дужина ножице једнака $l = 2(a+b)$ и да је бездимензионална дужина α дата као a/l , добија се померање ножице

$$\delta_p = \frac{l^3}{Ewt^3} \left[F \left(\frac{3}{2} \alpha - 2\alpha^3 \right) - B(6\alpha^2 - 8\alpha^3) \right] \quad (1.65)$$

Издужење завртња се узима као сума издужења завртња у тренутку одвајања ножице од подлоге и елонгација након тога услед увећаних сила у завртњу ($\Delta B = B - B_{sep}$).

$$\delta_b = \frac{1}{10} \frac{B_0 t}{EA_s} + \frac{B - B_{sep}}{EA_s} k \quad (1.66)$$

где се k рачуна као $k = 0.5l_s + 0.72l_t + 0.46l_n + 0.20l_w$. Вредности димензија коришћених у овом изразу приказане су на слици 2-24.



Слика 2-24: Детаљан модел завртња према Agerskov-у [2]

Коначно, изједначавајући ове две вредности померања, добија се једначина

$$\frac{1}{10} \frac{B_0 t}{A_s} + \frac{B - B_{sep}}{A_s} k = \frac{l^3}{wt^3} \left[F \left(\frac{3}{2} \alpha - 2\alpha^3 \right) - B(6\alpha^2 - 8\alpha^3) \right] \quad (1.67)$$

Решавањем једначина (1.64) и (1.67) симултано за F и B добија се сила услед ефеката полуге као $Q = F - B$. Пошто је ово случај када се пластификација пресека ножице одвија након раздвајања ножице од подлоге на месту завртњева, сила C не постоји у том тренутку. Слично се може извести и случај када се пластификација ножице одвија пре него што је дошло до одвајања ножице од подлоге на месту завртњева. Једина разлика је то што ће у овом случају постојати силе C , па ће СЕП бити израчунате као $Q = (B - C) - F$. Пошто за овај случај постоје три непознате величине, потребно је решити систем од три једначине дате испод:

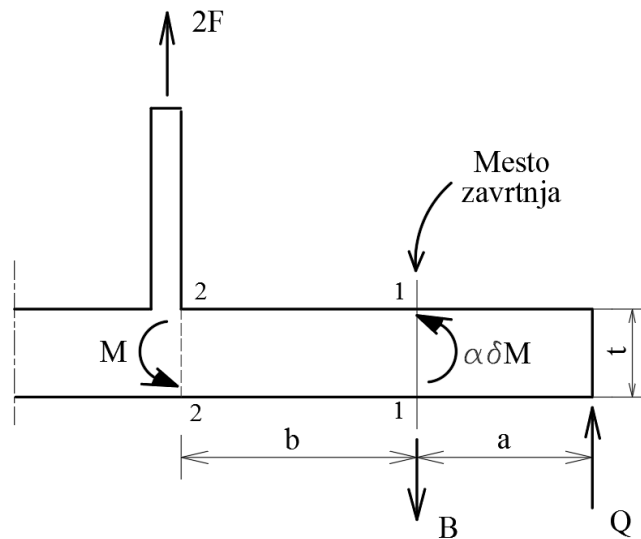
$$C = B_0 \frac{B_{sep} - B}{B_{sep} - B_0} \quad (1.68)$$

$$F(a+b) - (B-C)a = \left(\frac{1}{4} wt^2 \sqrt{\sigma_y^2 - 3 \left(\frac{F}{wt} \right)^2} \right) \quad (1.69)$$

$$\frac{1}{10} \frac{B_0 - C}{A_y} t = \frac{l^3}{wt^3} \left[F \left(\frac{3}{2} \alpha - 2\alpha^3 \right) - (B-C)(6\alpha^2 - 8\alpha^3) \right] \quad (1.70)$$

Последње две једначине су модификоване једначине (1.64) и (1.67), тако што је укључена сила C . У последњој од три једначине, члан $(B - B_{sep})k / A_y$ је нестао, јер се сила у завртњу B сматра мањом од B_{sep} , пошто није дошло до одвајања ножице на месту завртња.

На крају прегледа различитих израза којима се описује интензитет СЕП, приказаће се и онај до кога су дошли Struik и de Back [196]. Они се такође концентришу на утицаје у Т-елементу, посматраном као гредни елемент, и рачунањем равнотежних једначина по силама и моментима, одређују ефекте полуге. Прорачунски модел на коме се заснива њихова анализа дат је на слици 2-25.



Слика 2-25: Модел за одређивање ефекта полуге [196]

На слици 2-25, α је однос момента савијања ножице на месту завртња (пресек 1-1) и момента у ножици на месту споја са ребром (пресек 2-2), док δ представља однос површине попречног пресека ножице у пресеку 1 и пресеку 2. Овај однос се може добити као $\delta = 1 - D/w$, где је D пречник завртња, а w ширина ножице по једном завртњу. Једначине равнотеже су дате са наредна четири израза:

$$M - Fb + Qa = 0 \quad (1.71)$$

$$F + Q - B = 0 \quad (1.72)$$

$$Qa - \delta\alpha M = 0 \quad (1.73)$$

$$M = \frac{1}{4} wt^2 f_y \quad (1.74)$$

Решавајући овај систем једначина, може се добити гранична вредност силе у завртњу и одговарајућа минимална дебљина ножице:

$$B = \left[1 + \frac{\delta\alpha}{(1 + \delta\alpha)} \frac{b}{a} \right] F \quad (1.75)$$

$$t = \left\{ \frac{4Bab}{w\sigma_y [a + \delta\alpha(a + b)]} \right\}^{1/2} \quad (1.76)$$

Сила услед ефеката полуге за овај гранични случај се може изразити као:

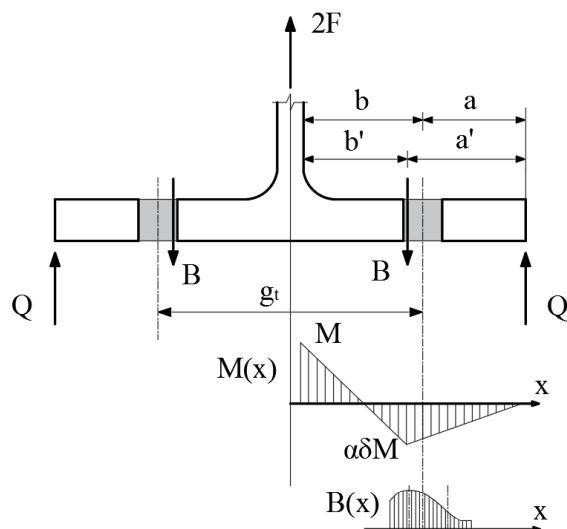
$$\frac{Q}{F} = \left[\frac{\delta\alpha}{(1 + \delta\alpha)} \frac{b}{a} \right] \quad (1.77)$$

Осим овог израза, Struik и de Back су побољшали резултате свих поменутих израза мењајући вредности a и b приказане на слици 2-27. Ова модификација не мења ниједну од једначина, већ само замењује вредности a и b са a' и b' . У литератури су дати многи предлози и дискусије о изразима за a' и b' . Оно што је очигледно је да ће код дебљих ножица овај помак резултате од центра завртња бити мањи, док ће за тање ножице бити значајнији. Међу различитим предлозима, један од најједноставнијих, је предложен од стране Fisher and Struik-a [118].

$$\begin{aligned} a' &= a + D/2 \\ b' &= b - D/2 \end{aligned} \quad (1.78)$$

У раду [118] такође се наглашава да претпоставка позиције СЕП на крају ножице важи само под условима да је $a \leq 1,25b$. Struik-ов модел је такође даље модификовао Thornton [204] предлажући метод који је усвојен у америчким прописима AISC [54]. Четврта једначина (1.74) је промењена како би се смањио пластични момент ножице и тиме добило конзервативније решење. Модификовани момент пластичности ножице је дат са:

$$M = \frac{1}{8} wt^2 f_y \quad (1.79)$$



Слика 2-26: Struik-ов модел дистрибуције момената у ножици и положаја силе завртња [199]

2.2. ПРЕГЛЕД ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ ИСТРАЖИВАЊА

Најпрецизније познавање понашања неке везе стиче се експерименталним испитивањем. Међутим, ова техника је скупа за свакодневну пројектантску праксу и углавном је резервисана искључиво за истраживачке сврхе [50, 59]. Према многим истраживачима први експеримент на челичним везама извели су Wilson и Moore [220] још 1917. године. Циљ њиховог истраживања био је да се утврди однос између момента и релативних ротација чвора, тј. крутост везе. До 1950. године највећи део тестова на везама су били фокусирани на везе са поп-нитнама. Након 1950. године фокус се пребацује на високовредне завртње.

Тако је Bell са сарадницима [17] вршио експерименте са зглобним везама које су се састојале од угаоника везаним за ножицу стуба завртњима, а за ребро греде поп нитнама. Ово истраживање је обухватало свега три оваква узорка, али пружа једне од најранијих доступних, експериментално забележених $M-\phi$ зависности веза са завртњима. Douty и McGuire [52] су у својим експерименталним истраживањима, која су се састојала од свега пет веза са чеоном плочом без препуста, доказали значај дебљине чеоне плоче на отпорност везе. Везе са чеоним плочама без и са препустом су касније (крајем 60-тих година прошлог века) много подробније испитиване од стране Ostrander-a [150] и Johnstone и Walpole-a [93], респективно. Srouji [194] је са сарадницима спровео неколико експерименталних тестова и анализа линија пластичног лома чеоне плоче без препуста, са једним и два реда завртњева испод затегнуте ножице греде. У њиховој студији, анализа пластичних линија лома је веома добро предвидела отпорност испитаних веза.

Са почетком седамдесетих година прошлог века почиње бројнија примена експерименталних истраживања из области челичних веза. Преглед експерименталих

тестова би одузео барем стотинак страна ове дисертације, па ће се он свести искључиво на неке најзначајније тестове Т-елемената са два завртња и реду, и на тестове Т-елемената и комплетних веза са четири завртња у реду. Ипак, треба поменути да је током времена настало неколико банака података („data banks“) које садрже податке и резултате великог броја експерименталних тестова веза у челичним конструкцијама. За сваки тест, уобичајени подаци су: геометријске и механичке особине свих компонената од којих се састоји веза, крива момент-ротација, ротациона крутост и моментна отпорност, као и име истраживача.

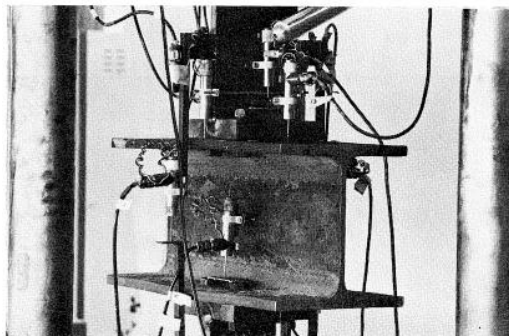
Четири најважније банке података су:

- *Goverdhan data bank*. Ово је прва развијена банка података, из 1984 [73] и садржи резултате око 230 тестова спроведених у САД између 1950-1983. године.
- *Nethercot data bank*. Прва Европска банка података развијена је 1985. године. Nethercot [148] је спровео преко 70 експерименталних студија и сакупио преко 700 појединачних тестова других истраживача.
- *Steel connection data bank*. Такође је настала у САД, где су *Kishi* и *Chen* [105] сакупили тестове из целог света изведене у временском раздобљу између 1936-1986. године. Састоји се од више од 300 тестова. Накнадно су 1995. године *Abdalla* и *Chen* [106] додали још 46 експерименталних тестова чворова греда-стуб. Такође, развијен је програм *Steel Connection Data Bank* за формулацију математичких израза и фитовање експерименталних резултата.
- *SERICON data bank*. Развијена од стране *Arbed Recherches* [68] и универзитета у Ахену [213] и укључује само Европске тестове. Такође садржи и тестове самих компоненти веза, али и тестове на везама у спрегнутим конструкцијама. Ова банка је проширена у *SERICON II* [46] од стране Cruz-a.

Употреба банке података је првенствено посвећена валидацији модела којима се настоји предвидети понашање веза користећи њихове геометријске и механичке особине, а не за свакодневну праксу. Постоји превелики број типова веза у пракси, чак и ако се посматрају само везе са чеоном плочом, да би се ротационо понашање ових веза могло изучавати само помоћу експерименталних тестова. Преглед експерименталних истраживања који је представљен је представљен у овом поглављу ће поред експерименталних испитивања веза са чеоном плочом и четири завртња у реду обухватити и нека важнија испитивања веза или компоненти веза која имају два завртња у реду.

Једно од таквих које не сме остати непоменуто је испитивање спроведено на Универзитету Делфт, у Холандији, под вођством Zoetemeijer-a, још 1974. године. Резултати овог истраживања [237] сматрају се зачетком компоненталне методе, која ће деценијама касније постати законски прорачунски третман моментних веза широм целе

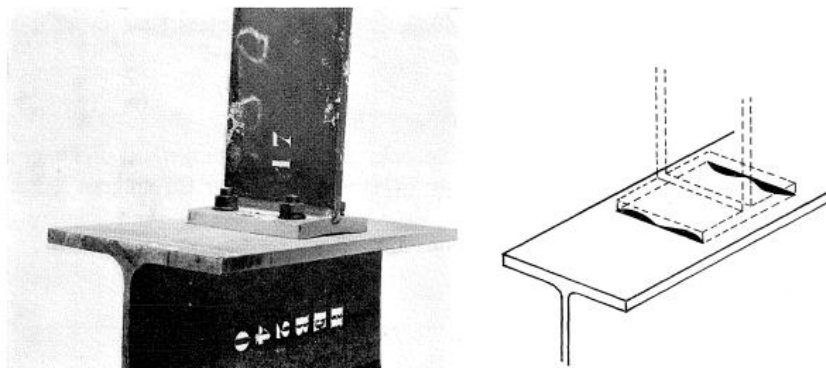
Европе. Међутим, налази до којих се дошло су веома конкретни и свеобухватни, и дефинитивно представљају не само први, већ и највећи корак у опису понашања моментних веза до данас. До тог времена круте везе греда-стуб подразумевале су укрућење стуба у нивоу горње ножице греде. Zoetmeijer је желео да опише понашање везе без овог укрућења, али и да за препознати Т-елемент одреди ефективну дужину. Тадашња пракса остваривања што већег нивоа укљештења на крајевима греде имала је за последицу тежњу ка дебљим чеоним плочама. У склопу рада коме је презентовано ово истраживање [237] налазе се резултати неколико типова експерименталних испитивања. Изведена су четири теста са Т-елементима у циљу доказивања предложене теоретске поставке. Дебљине плоча Т-елемената су се кретале између 17 и 32 mm, и до отказа у свим узорцима је дошло услед лома у завртњима, тј. наступио је механизам А. Иако је подела била на само два поменута механизма, препозната је разлика унутар механизма А, тако да су установљена сва три модела лома Т-елемента, само нису рашчлањена на исто толико модела. Ради доказивања ових изведених израза, тестирано је још 19 узорака на начин приказан на слици 2-27. Т-елементи у овим узорцима су имали плочу дебљине 32 mm, како би се у њима развиле само еластичне деформације, док је дебљина ножице стуба варијала између 8 и 23 mm.



Слика 2-27: Испитивање дужине линије лома [236]

На додатних 5 тестова испитан је и утицај ојачања ножице стуба. Последњи сет од додатних 5 тестова служио је да се докаже да се филозофија Т-елемента може применити на везу стуб-греда. Резултати ових тестова су пропраћени веома занимљивом и разложном дискусијом о појави и месту појаве сила услед ефеката полуге зависно од дебљина плоча у вези (Слика 2-28). Треба напоменути да аутор није упознат ни са једним каснијим експериментом који је обухватао овакав међусобни положај Т-елемената.

Већ су поменута истраживања у Карлсрухеу која су служила као експериментални доказ „старих“ DSTV [242] таблица веза које су се користиле у Немачкој, али које су биле укључене и у домаћи стандард прорачуна веза са чеоним плочама. Нажалост, према [214], детаљи старих тестова нису више доступни, па се опсервације настале из тог експерименталног програма не могу користити за даље унапређење модела прорачуна Т-елемената и моментних веза у целини.

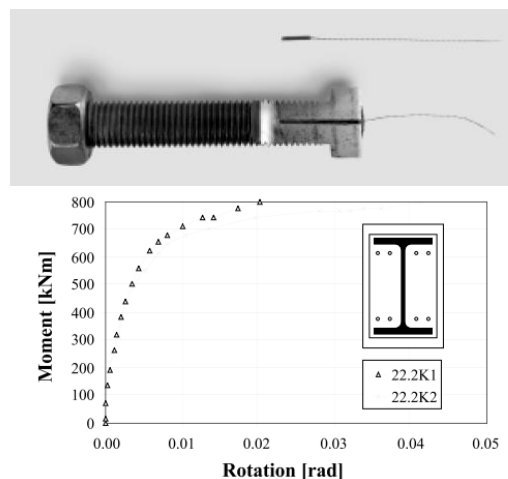


Слика 2-28: Доказ примењивости филозофије Т-елемента на везе [236]

Једно од најопсежнијих испитивања моментних веза изведено је на Универзитету у Лијежу, у Белгији, и резултати тог истраживања приказани су у докторској дисертацији [88], једног од водећих европских стручњака из ове области, Jaspag-а. Ова дисертација се састоји од 640 страна и објављена је јануара 1991. године. Представљени резултати чине основу и највећи експериментални доказ усвојеног прорачунског третмана моментних веза у Еврокоду. Разматране су моментне везе греда-стуб преко чеоне плоче и са угаонцима везаним за ножице, али и просте везе са угаонцима везаним завртњима за ребро греде. Поред овога испитиван је утицај аксијалне силе у стубу, али вариране и осе стуба које су савијане. Тако су посматране везе за јачу осу стуба, слабију, и тродимензионалне везе, у којима се по једна греда везује за јачу и за слабију осу. Поред свега овога испитиване су и везе спрегнутих греда за стубове. Цео експеримент је обухватао 54 испитане везе. Све везе са чеоном плочом су имале два завртња у реду, и испитано је 10 таквих веза за јачу осу стуба. Од тога, у две је варирана аксијална сила у стубу, док је у четири наношено циклично оптерећење. Још четири везе са чеоном плочом (од укупно 12) је испитано у случају везивања са слабију осу стуба. У свим поменутих тестовима посматрана је само крутост везе. Детаљно су потврђени изрази за носивост свих компоненти везе које Еврокод разматра код моментних веза са чеоном плочом. Мора се приметити да иако велики део дисертације чине и нумеричка испитивања, услед неразвијености софтвера базираних на методи коначних елемената у то време, софистицираност ових модела је далеко испод данас прихватљиве. Ток истраживања тог опширног доктората се не прекида овде, већ се разматрају утицаји крутости веза на понашање целокупне челичне конструкције. Jaspag је 1997.године написао Анексе [89], али и пар радова на светској конференцији о везама у челичним конструкцијама, која се одржала у Тренту, маја 1995. Зборник ове конференције је објављен у облику књиге [18] и представља једну од најкомплетнијих студија челичних веза. У ових неколико радова Jaspag се детаљније бави Т-елементом и предлаже формуле које су у Еврокоду 3 усвојене као метода 2 за прорачун носивости Т-елемента.

Још једно опсежно истраживање је крајем претходног века изведено на Универзитету ЕТХ у Цириху. Резултати овог истраживања дати су у извештају [195] који је објављен 1999. године, а који потписује Anton Steurer. Истраживање је имало за циљ да опише

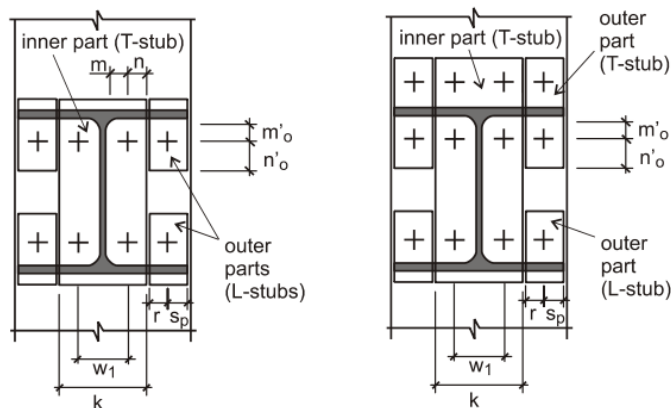
деформационо понашање полу-крутих веза са чеоном плочом. Разлог за истраживање је препознат у чињеници да је деформационо понашање (деформабилност, посебно у нееластичној области) ових веза практично непознато, иако је њихов утицај на понашање целокупне конструкције посебно изражен. Додатно, од када је филозофија сигурности конструкција дефинисала анализу ултимативног стања (*ultimate state analysis*), комплексније анализе попут геометријски нелинеарних су постале чешће у свакодневној пракси, а за њих је неопходан опис понашања везе ($M-\theta$ криве) дуж целог опсега понашања до лома. Као основни извори деформабилности потврђени су елонгација завртњева и савијање чеоне плоче. Ипак, у свим дотадашњим изразима крутости завртњева урачунавана је еластична крутост, док је ова студија обухватила и експерименте на самим завртњима и у њој су дати математички описи понашања завртњева и у пластичној фази понашања. Поступак испитивања завртњева коришћен у овим експериментима усвојен је и при испитивањима вршеним у склопу ове дисертације. Додатно, међу тестовима на 17 различитих конфигурација везе изведених на *ETH*, постоје 3 конфигурације са по четири завртња у реду. Поставка експеримента је била двојака, и састојала се од греда спојених монтажним наставком са чеоном плочом, али и континуалних греда са оваквим наставком над средњим ослоном. Мерена је сила у завртњима помоћу мерних трака у оси завртњева и дати су резултати ових мерења, уз деформационо понашање комплетне везе. Као један од закључака, предложена је употреба завртњева са континуалним навојем дуж целе дужине, и доказана је њихова компаративно већа дуктилност у односу на уобичајене HV завртњеве. Везе су укључивале плоче дебљина 20, 25 и 30 mm, високовредне завртњеве и греде HEA 500 и IPE 600. На слици 2-29 приказана је поставка и резултат експерименталног испитивања греде, као и начин мерења елонгације завртњева.



Слика 2-29: Апаратура и поставка, узорак и резултат [195]

У раду [214], Weynand са сарадницима разматра проблем моментних веза са четири завртња у реду, и закључује да у случају модела 1 лома Т-елемента (лом по плочи), спољни се завртњеви неће ни активирати, тако да ти завртњеви неће допринети носивости Т-елемента, што носивост ограничава на ону као са два завртња у реду. Аутори

наводе да истраживања у Ахену ово потврђују. Такође, у то време није предложено решење еквивалентне дужине Т-елемента са четири завртња, тако да аутори предлажу другачији приступ овом проблему. Он је представљен на слици 2-30 и састоји се од дељења реда завртњева на унутрашње и спољашње, где би се они разматрали одвојено, сваки у склопу Т-елемента (са два завртња) коме припада.



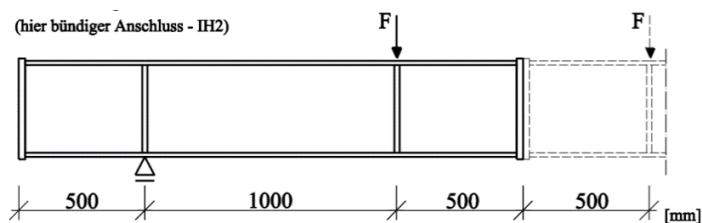
Слика 2-30: Предложени приступ прорачуна у Т-елемента са 4 завртња у реду [214]

Истраживања на тему понашања Т-елемента са четири завртња у реду вођена су и у Жешову у Пољској. У оквиру пилот истраживања, чији су резултати објављени у раду [167] 2006. године, извршена су два теста на Т-елементима са четири завртња у реду. Сваки тест се састојао од затезања два идентична елемента, а једино је вариран квалитет завртњева. Тест ипак није дао никакве нове резултате, с обзиром да су слабији завртњеви квалитета 5.6 отказали смицањем навоја у навртки, а сила у завртњима није мерена. Истраживања су потом настављена на истом универзитету, али према доступним подацима више нису укључивала везе са четири завртња у реду.

На Универзитету у Дортмунду је 2010. спроведено експериментално истраживање под вођством проф. Ungermann-а, које се састојало од 24 теста монтажних наставака греда [212]. Свака конфигурација је тестирана са по два узорка, а варирани су ширина ножице греде (125, 170 и 220 mm), дебљина плоче (10 и 20 mm) и чеоне плоче са и без препуста. Сходно поставци експеримента, изведени закључци се превасходно односе на облике и дужине линија лома који се могу развити, а посебно на оне линије које обухватају 4 завртња у реду на препусту чеоне плоче. Примећено је поприлична конзервативност предложених израза за носивост везе у односу на експерименталне резултате.

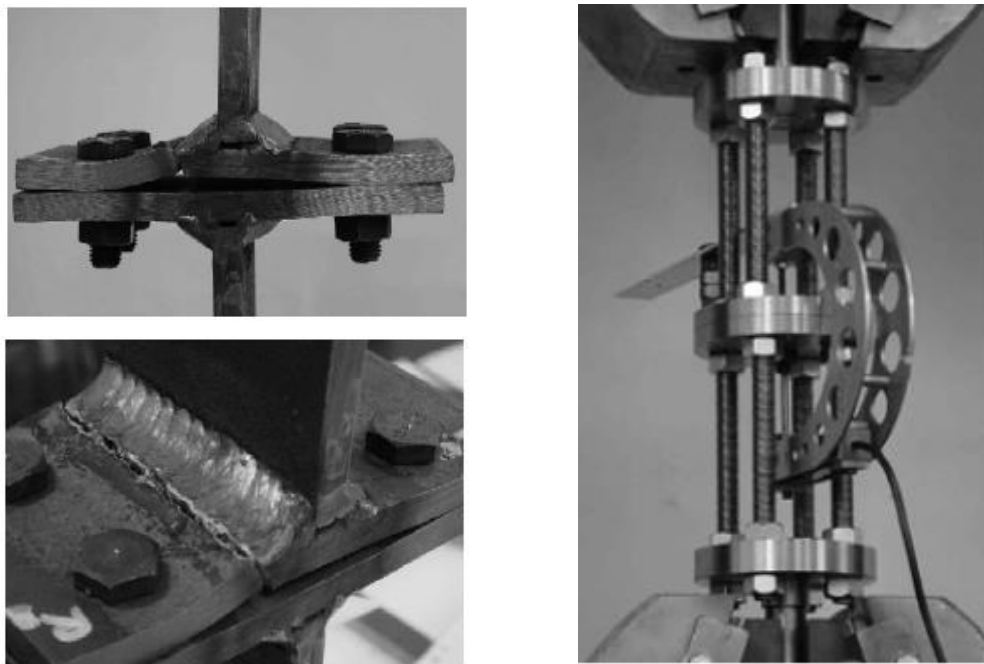
У докторској тези Bjorn Schmidt-а [182], објављеној крајем 2008. године, разматра се носивост веза са чеоном плочом и четири завртња у реду. Параметарска нумеричка студија која обухвата 29 конфигурација веза различитих профила греда типа IPE, HEA и HEB је базирана на пилот експерименту изведеном 2003. године. Експеримент је обухватао 8 тестова монтажних наставака греда преко чеоне плоче, али је у 6 случајева изведена веза идентична на обе греде, па аутор сматра да је испитано 14 веза. Сила у завртњима је мерена са две мерне траке постављене на дијаметрално супротне крајеве тела завртња,

као што је приказано на слици 2-31. Ово је довело, како и сам аутор тврди, до одступања у мерењима и стога неупотребљивих и нерепродуцибилних резултата, из разлога што су се завртњеви током притезања окретали, тако да мерене дилатације нису биле и максималне у телу завртња. Сви завртњеви коришћени у експерименту су били преднапрегнути. Параметарска студија је послужила за извођење аналитичких израза за дужину линија лома Т-елемента. Уочено је десет линија лома за два завртња једног реда, то јест за половину реда од четири завртња. Дате су једначине дужине линија лома. Нису разматране конфигурације са више редова завртњева, тј. са групом редова, и предложени изрази за одређивање носивости нису дати у облику погодном за употребу, већ је према њима израчуната носивост поменутих 29 конфигурација и упоређена са нумеричким резултатима, али и са тада важећим изразима у Немачкој (DSTV, 2002). У поређењима носивости према предложеном прорачунском моделу са резултатима нумеричке студије, одступања су у просеку 20%. Уочена је и конзервативност DSTV модела прорачуна у односу на предложене аналитичке изразе.



Слика 2-31: Поставка и начин мерења силе у завртњима у раду [182]

Ana Coelho је 2004. године у својој докторској дисертацији [37] одбрањеној на Универзитету у Коимбру (Португалија) истраживала карактеризацију дуктилности веза са чеоном плочом. Иако је истраживање укључивало само везе са по два завртња у реду, експериментални део истраживања је вредан помена. На Универзитету Делфт у Холандији, у склопу ове докторске дисертације изведена су 32 теста на завареним Т-елементима, са циљем да се додатно опишу носивост, али посебно крутост ове компоненте везе. Изабрани су заварени Т-елементи из разлога што је велика већина дотадашњих експерименталних тестова била изведена на Т-елементима добијених сечењем ваљаних профила. Ово је довело до лома неколико узорка у зони утицаја топлоте око шави. Сила у завртњима мерена је у првој фази истраживања инструментима облика потковице (*horsehoe device*) постављеним око завртњева, да би се у другој фази експерименталног истраживања определили за мерне траке у оси завртњева. Експериментална фаза је поред поменутих Т-елемената укључивала и статичко оптерећивање до лома 8 узорка везе греда-стуб, изведених чеоним плочама са препустом. Пресек стуба је усвојен НЕМ 340, греда попречног пресека IPE 300, и испитана су четири типа ове везе, са по два узорка. Сви Т-елементи су имали по два завртња у реду.

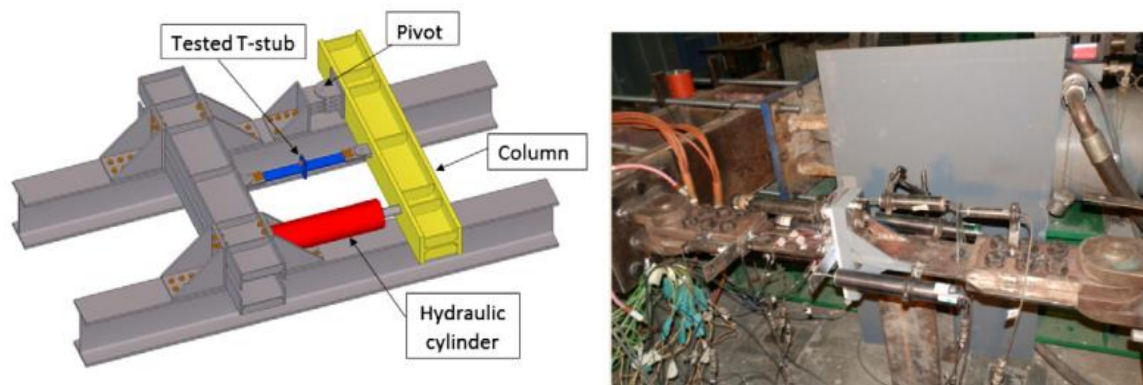


Слика 2-32: Лом уз шав (лево), апаратура за мерење силе у завртњу (десно) [37]

Исти тип отказа шави испитиваног Т-елемента, забележен је и у експерименту који је представљен у студијама које потписују Pilluso и сарадници [159, 160]. Zhao је са сарадницима [234] 2016. године испитивао Т-елементе од челика високих класа, са три реда завртњева. За најјачи челик S690, закључено је да има мању носивост него што то предвиђају аналитички изрази, и то због смањења носивости пластичних зглобова уз ребро Т-елемента, највероватније услед утицаја уноса топлоте током заваривања. У 2001. години Spyrou и Davison [193] испитали су 12 Т-елемената при повишеним температурама, користећи камере за мерење деформација, тј. DIC методе (digital image correlation), о којима ће бити речи у петом поглављу ове дисертације.

Такође, експериментално је испитан одговор Т-елемената на циклично оптерећење, на пример у студијама Hantouch et al. [76] и Ryan-a [177]. Једна свеобухватна студија одговора Т-елемената, али и различитих типова веза, представљена је у извештају EQUALJOINTS [121] чији је циљ успостављање сеизмички отпорних преквалификованих веза за европски континент. Овај извештај садржи обимне експерименталне податке, као и препоруке за димензионисање и моделирање веза при земљотресном дејству, али не обухвата везе са чеоном плочом и четири завртња у реду. Поред поменутих, вршено је још много тестова на обичним Т-елементима (са два завртња) попут [82, 84, 128, 229, 234], а још више на везама са чеоном плочом [29, 64, 133, 189, 225]. Пошто ретко која студија доноси неки нови непоменути метод испитивања или мерења, оне ће овде само бити поменуте. Може се издвојити испитивање везе које су извели da Silva et al. [189] и које обухвата понашање веза са чеоном плочом не само при моменту савијања, већ и уз присуство нормалне силе, али такође обухвата и понашање веза при пожару.

На универзитету у Коимбри (Португалија) група истраживача је 2014. године испитивала Т-елемент са четири завртња у реду експериментом који се састојао од свега три узорка. Сила у завртњима није мерена, већ је бележено издужење завртњева LVDT инструментима постављеним на врх главе завртња. Друга специфичност овог испитивања [123] је експериментална поставка која је дата на слици 2-33, у којој се сила са пресе преноси „крутим стубом“ на затегнути Т-елемент. Т-елемент је био завртњима причвршћен за круту дебелу плочу. Мора се изразити сумња у прецизност и тачност мерења при оваквој поставци, с обзиром да су неминовне еластичне деформације читавог низа компоненти апаратуре за испитивање. Ова три теста послужила су да се валидира МКЕ модел којим је анализирана линија лома два реда завртњева, тј. групе редова са по четири завртња у сваком. Исти рам за испитивање користили су и Ribeiro et al. 2015. [172] како би експериментално испитали одговор Т-елемента при ударном оптерећењу. Закључили су да ударно оптерећење активира дуктилне облике лома у Т-елементу.



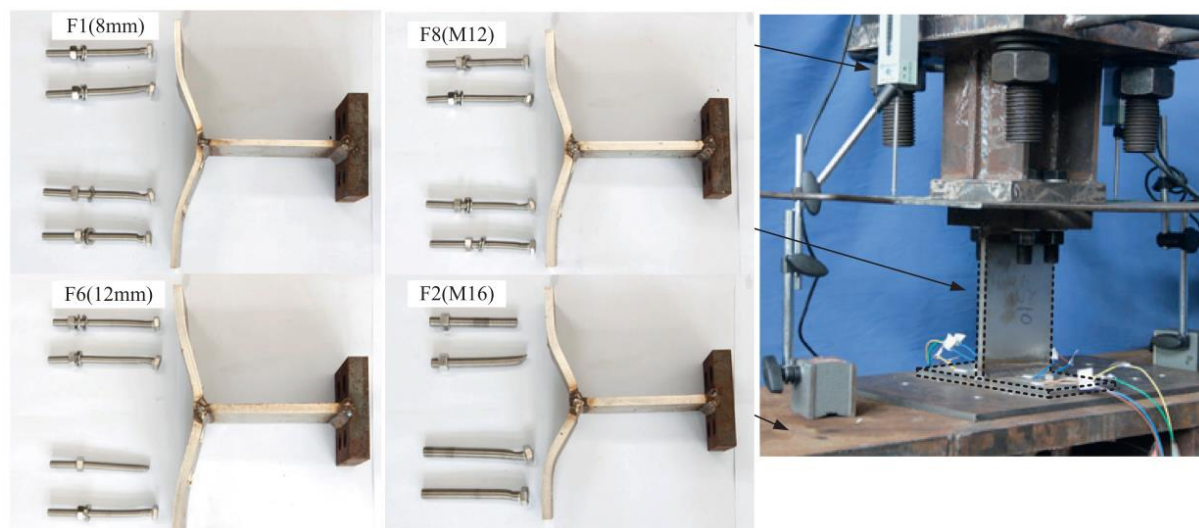
Слика 2-33: Опрема за извођење експеримента у Коимбри [123]

Једно од новијих истраживања спроведено је у оквиру пројекта који се бави структуралном концепцијом и контролом колапса конструкција услед инцидентних оптерећења. Иако је тема далеко свеобухватнија, и бави се сценаријом уклањања стуба (*column removal*) уз утицај температуре, брзине доношења оптерећења, али и анализама оптерећења услед експлозије, један део је посвећен и испитивању везе греда-стуб [136]. Овај део је обухватао и испитивање Т-елемената статичким и динамичким оптерећењем, на собној и повишеној температури. Подаци испитивања Т-елемената искоришћени су у два мастер рада [6, 202], и једној докторској дисертацији [136]. Сва испитивања вршена су у Темишвару. Ипак, иако је коришћена софистицирана опрема за мерење напона у плочи (3D високофреквентне камере), сила у завртњима није директно мерена, па резултати ове студије нису од специјалне користи за ову докторску дисертацију. Целокупно експериментално испитивање је било веома опсежно и укључивало је тест рамова, као и тродимензионалних рамовских структура при сценарију губитка стуба. Сличне експерименте на раму вршили су и Kozłowski и сарадници [110]. Сценарио губитка стуба испитује робусност челичне конструкције, али се та робусност заправо заснива на

носивости везе греде и стуба, само при супротном знаку момента савијања од оног при гравитационом оптерећењу. Међутим, испитиване везе су имале по два завртња у реду.

У Италији на Универзитету у Салерму изведено је експериментално испитивање дванаест Т-елемената са по два завртња у реду. Резултати су 2014. године објављени у раду [123]. Циљ истраживања био је да се верификује начин моделирања Т-елемента раванским моделом са концентрисаном пластичношћу. За ово је група аутора користила софтвер SAP2000. Иако сами резултати експеримента нису од посебне користи за ову дисертацију, предложени начин нумеричког моделирања је доста сличан оном који ће бити разматран у склопу ове дисертације, али из угла прецизности инфериоран у односу на њега.

Група научника из Кине објавила је 2017. године резултате својих експерименталних истраживања [128] која су се бавила носивошћу Т-елемената са два завртња у реду, али са завртњима без навртке (*thread-fixed bolts*). Укупно је испитано 36 типова Т-елемената, од којих су неки били спојени завртњима са навртком ради упоређења носивости. Иако ово истраживање није укључивало ни мерење силе у завртњима, као ни конфигурације са по четири завртња у реду, налази су интересантни с обзиром да се још од Јаспар-овог истраживања води дискусија колико глава и навртка утичу на облик линија лома плоче Т-елемента, као и потврда да су експериментална испитивања Т-елемената и тренутно актуелна и добродошла у светској научној заједници. Експериментално испитивање веза са поменутих завртњима радили су и Elflah et al. [57], али у овом случају греда је чеоном плочом била везана за стуб шупљег правоугаоног профила направљеног од нерђајућег челика. Сасвим недавно, изведено је испитивање и Т-елемената од нерђајућег челика, и представљено у раду [230]. Испитано је девет обичних Т-елемената, осам Т-елемената са два реда завртњева и десет Т-елемената са четири завртња у реду, што ово испитивање чини једним од ретких у којима су разматрани Т-елементи са четири завртња. Изглед узорака након лома је приказан на слици 2-34. Т-елементи су у овом испитивању били везани за круту подлогу, тј. челичну плочу велике дебљине, а испитиван је утицај преднапрезања, дебљине плоче, пречника завртња и основног материјала. Такође, у склопу ове студије мерена је и сила у завртњу, мерном траком у оси завртња од нерђајућег челика. Резултати Т-елемената са четири завртња у реду су упоређени са формулама које је предложио Demaopseau (једначине (1.20) - (1.23)) и закључено је да оне дају прекомерне резултате, с обзиром да је носивост израчуната према њима била у свим случајевима мања од 50 посто носивости измерене на тесту.



Слика 2-34: Узорци Т-елемента са 4 завртња у реду након отказа и поставка теста коришћених у студију Yuan et al. [230]

Такође, још једно експериментално истраживање вредно помена којим ће се и завршити овај преглед, јесте испитивање спроведено 2019. на Универзитету у Коимбри [40]. Тестови су укључивали испитивање понашања две греде које су везане истовремено за јачу и слабију осу истог стуба. Испитано је пет оавквих склопова у природној величини, и комплексна међузависност веза око јаче и слабије осе стуба је детаљно забележена. Као најважнији закључак намеће се запажање да у случају две везе на слабијој оси стуба, њихова крутост и носивост је далеко већа (у поређењу са везама на јачој оси стуба) него у случају само једне везе.

Постоји још много истраживања која су од интереса за предложену тему ове докторске дисертације, али овде неће бити детаљније разматрана. Најпре из разлога што су та истраживања фокусирана само на сегменте физичких или нумеричких феномена који ће бити неминовно разматрани у предложеној дисертацији.

2.3. ПРЕГЛЕД НУМЕРИЧКИХ ИСТРАЖИВАЊА

Услед муњевитог развоја рачунарских могућности који се одвија константно последње готово четири деценије, метод коначних елемената (МКЕ) је постао изузетно популаран и доступан алат за истраживање комплексних процеса и понашања конструкција. Стога су се многи истраживачи који су истраживали област којом се бави и ова дисертација, веома често користили овај метод у својим студијама. Поменути развој компјутерских могућности, омогућио је паралелан, и такође изузетно брз развој софтвера базираних на МКЕ. Ово је у тој мери изражено да се нумеричке студије од пре само двадесет или тридесет година данас могу посматрати претежно са историјског и развојног аспекта, а много мање као компаративне данашњим, највише из разлога унапређења физичких феномена и формулација којима су они представљени у данашњим софтверима, али и због комплексности и детаљности модела и броја коначних елемената (КЕ) датих модела.

Но, и данас се води рачуна о прорачунској ефикасности (computational efficiency), тј. о трајању саме анализе, с обзиром да прорачун комплексних модела, са много КЕ, и многим нелинеарностима, може трајати и данима. Ипак, може се очекивати у догледној будућности да ће овај проблем постати ирелевантан. Ово наравно неће учинити МКЕ једноставним и сигурним начином испитивања понашања одређене конструкције, с обзиром да је још неколико суштинских потешкоћа неодвојиво везано за овај метод.

Нумеричке симулације су вредан метод истраживања из следећих разлога [50]: (1) као средство превазилажења малог броја експерименталних података, (2) разумевања локалних ефеката које је тешко или немогуће физички измерити, попут неких напона у контактима, и (3) генерисање опсежних параметарских студија. Први разлог је често највећа мотивација нумеричким студијама и софтверима за софистициране анализе механичких проблема, и јасно да је уско повезан са генерисањем параметарских студија. Но, претпоставка да се експериментална испитивања донекле могу олакшати или чак заменити нумеричким студијама је веома смела. Јасно да за област понашања конструкција са изражено линеарним понашањем, упрошћена анализа ће дати сасвим задовољавајуће резултате, без потребе експерименталне провере. Али, и наука, и прописи, а и софтвери, су одавно превазишли овај ниво разумевања понашања конструкција (како елемената тако и веза) и данас су фокусиране на много софистициранији и мање апроксимативан приступ проблему. Но, ова сазнања, и софтверске могућности које су произашле из њих, учинили су нумеричке моделе мање одређеним, те сами модели без калибрације немају готово никакву вредност. Стога суштински, нумерички модели и студије које се базирају на њима нису адекватни нити релевантни, сем ако нису експериментално валидирани. А треба поменути да ако се посматра само одређени резултат теста, као на пример релација сила-померање, могуће је добити идентично поклапање нумеричких резултата са тестовима, и без симулирања правог реалног понашања. Велика већина овог проблема је у рукама инжењера који прави модел и спроводи анализу, и што су комплексније анализе и модели, то је ова могућност вероватнија. Ово је интринзична особина нумеричких симулација, и веома тешко се може очекивати да ће бити превазиђена у будућности.

У овом поглављу представиће се кратак осврт на почетке и неке релевантније нумеричке студије из области веза челичних конструкција, конкретно веза са чеоном плочом. Као и претходно поглавље, преглед се неће ограничити само на везе са четири завртња у реду, из разлога што је број таквих истраживања веома ограничен. Такође, неће се помињати нумеричке студије које се баве утицајем полу-крутих веза на понашање целокупне конструкције, јер оваквих студија има веома много, а њихова тема се само имплицитно подударара са темом ове дисертације. Са друге стране, одређена подела представљених нумеричких студија је пожељна, те је она спроведена према нивоу апроксимације коришћене у нумеричком моделу. Може се рећи да је ово и подела у приступу моделирању или у комплексности самог модела, али одређена разлика јасно постоји,

иако нигде није дефинисана експлицитно на овај начин. Евентуално у раду Shahbhzian-а и др. [188] може се наћи слична подела у приступу моделирања на:

- Методе фитовања кривих, како би се описало ротационо понашање везе.
- Детаљне тродимензионалне симулације користећи комерцијалне софтвере (попут Abaqusa).
- Приступ базиран на компоненталној методи које описују везу механичким моделом са различитим типовима опруга које учествују у њему.

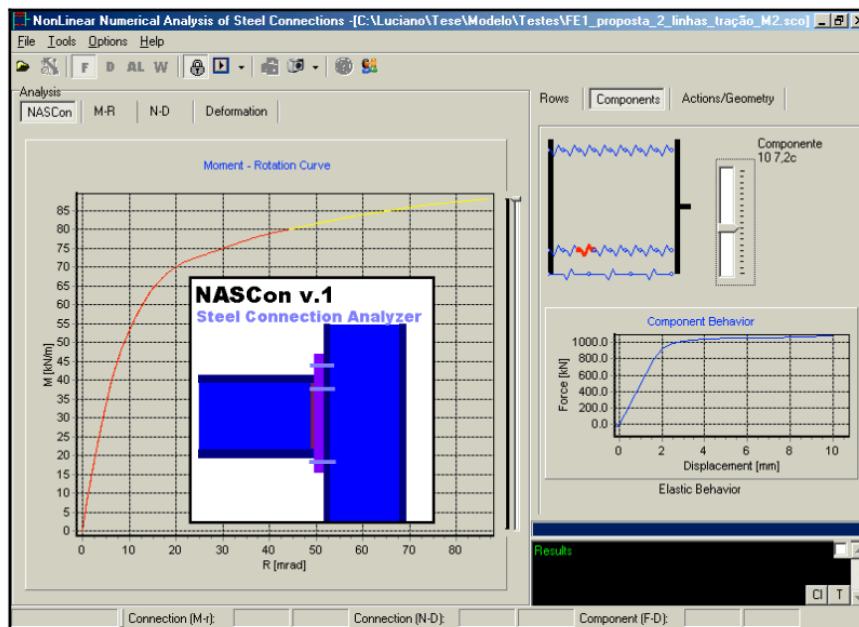
Методе фитовања кривих су застереле и ретко се користе, и према аутору не спадају у групу са осталим типовима нумеричких испитивања, док друге две групе приближно уписују поделу која је направљена и у овој дисертацији. Једина разлика је што симулације у комерцијалним софверима не морају бити тродимензионалне, и што механички модели не морају да се заснивају искључиво на опругама, већ су овој групи придружени и упрошћени модели компоненти (конкретно Т-елемента) који се најчешће састоје од линијских гредних КЕ.

2.3.1. УПРОШЋЕНИ МЕХАНИЧКИ МОДЕЛИ

Као што је већ напоменуто, ово поглавље ће обухватити две групе нумеричких приступа које се међусобно битно разликују. Прва група обухвата софтвере који су развијени као замена за робусне МКЕ софтвере, када је циљ нумеричке анализе одредити нелинеарно понашање везе између елемената, посебно челичних. Друга група студија има заједнички приступ и циљ, а то је одређивање одговора једне компоненте везе – Т-елемента, помоћу дводимензионалних заменских модела. Иако ово поглавље припада мање софистицираним нумеричким студијама, треба одмах нагласити да овакав приступ врло често обезбеђује изузетно прецизне резултате, једнако као и много захтевнији и скупљи приступ који ће бити разматран у наредном поглављу.

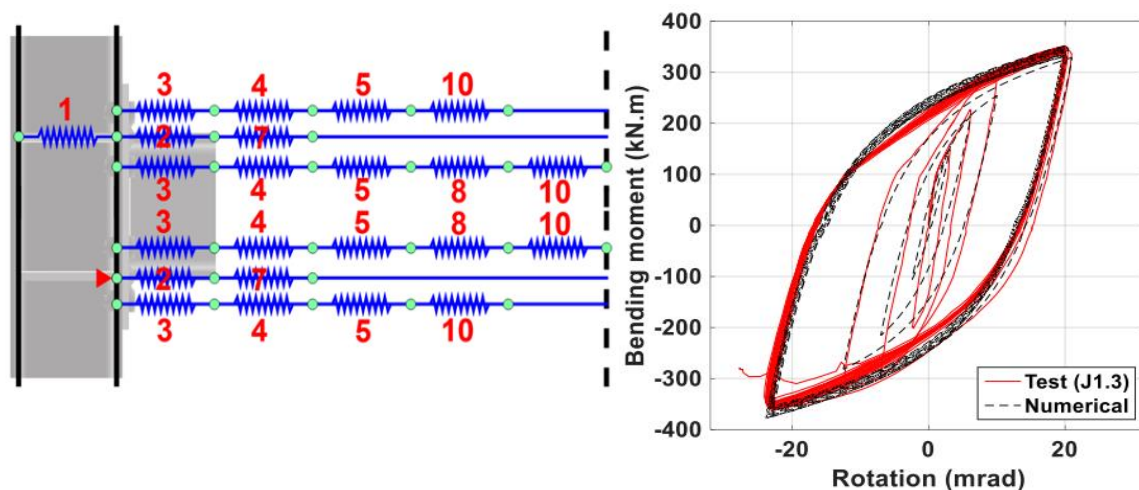
На Универзитету у Коимбри, развијена су два софтвера која се базирају на компоненталном приступу, који представља и основу важећих европских стандарда из области прорачуна веза. Први софтвер је назван NASCon [70, 120], развијен на Borland Delphi 6 платформи. Идеја за развој овог софтвера настала је из потребе да се истраживачима и пројектантима омогући лакша употреба компоненталне методе при димензионисању и описивању понашања веза [258]. Овај софтвер симулира понашање чвора нумерички израчунавајући глобални одговор чвора из задатих понашања релевантних компоненти чвора. Кориснику је омогућено да контролише оптерећење или померање, што су две основне стратегије које се користе при тестовима веза. Такође је омогућено уношење резултата теста, након чега софтвер рачуна поклапање експерименталне и нумеричке криве одговора чвора. Све ово се ради кроз кориснички интерфејс. Ограничење овог софтвера су што може да рачуна одговор само за статичка оптерећења. На слици 2-35 је приказан интерфејс програма NASCon и механички модел везе са чеоном плочом који се користи за добијање криве момент-ротације дате везе.

Аутори овог софтвера су са колегама са Универзитета у Рио де Женеиру накнадно додали модул који омогућава да се коришћењем генетског алгоритма добију крутости и криве понашања појединачних компоненти из експерименталне криве понашања целог чвора [258].



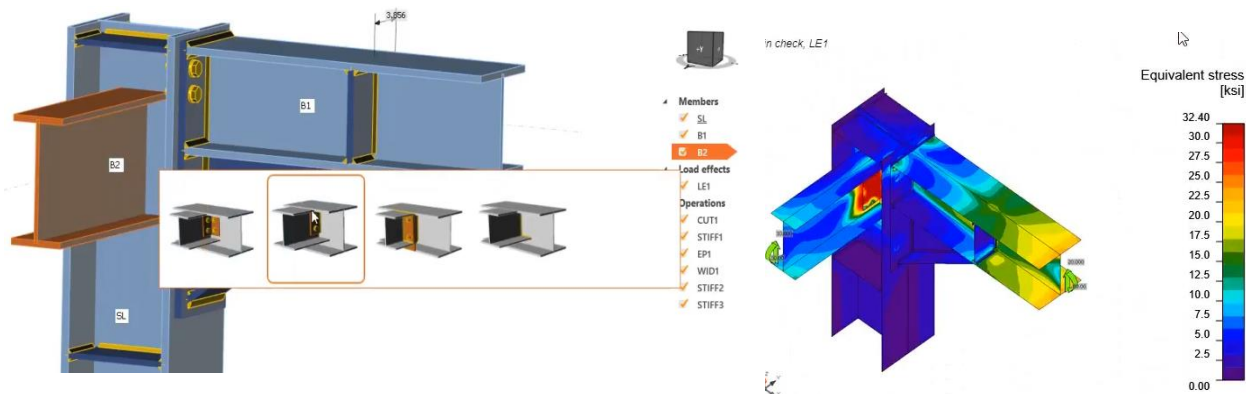
Слика 2-35: Интерфејс софтвера NASCon

Други софтвер сличних функција који је такође развијен на Универзитету у Коимбри зове се FESTJoint [184, 188]. Овај софтвер је развијен у Matlab-у и замишљен је као алат веома сличан NASCon-у, али за циклична оптерећења. Стога овај софтвер омогућава само контролу померањем (израчунавање момента чвора при задатој ротацији) како би се избегли проблеми конвергенције. Додатна разлика је у томе што се зона ребра стуба разматра као независан механички систем од осталих компоненти стуба, као што је приказано на слици 2-36. Резултат који се добија употребом овог софтвера је хистерезисна крива чвора. Предност овако добијених резултата је још већа у односу на резултате добијене помоћу NASCon-а, утолико што је циклични тест чвора драстично компликованији и скупљи од статичког теста. Ипак, иако се оваквим приступом при анализи везе могу добити веома задовољавајући резултати, као што је то приказано за један пример на слици 2-36, за то је неопходно прецизно познавање одговора сваке појединачне компоненте везе. Но, у исто време овакав приступ омогућава да се смањи број непознатих при експерименталном испитивању веза, и да се тестови оријентишу на компоненте чије је познавање компликованије и мање познато. Управо је ово и урађено у овој дисертацији, где је експериментално тестирана компонента Т-елемента са четири завртња у реду, како би се што боље испитало њено понашање, без увођења додатних варијабли које носе друге компоненте везе, а чије је понашање далеко више истражено.



Слика 2-36: Механички модел у FSTJoint-у и резултат једне везе преузет из [184]

Пре него што се прикажу нумерички модели Т-елемента, треба поменути још један софтвер који је донео поприлично револуционаран приступ у свакодневном пројектовању веза, и најавио колико ће МКЕ у целом распону својих могућности бити део свакодневне инжењерске праксе у будућности. Ради се о компјутерском програму IDEASTaTiCa [251], који је развијен у Чешкој. Суштина и намена овог програма нису толико усмерени на научна истраживања, већ доносе нови приступ у пројектовању веза челичних, али и бетонских конструкција. Ради се о полу-аутоматизованом моделирању веза, као што је то случај код софтвера за цртање радионичке документације, али након тога, IDEASTaTiCa самостално оформљује нумерички модел базиран на задатој геометрији дискретизованој раванским (shell) коначним елементима. Завртњеви се моделирају линијским КЕ, али су фазе моделирања које укључују одабир типа КЕ, генерисање мреже и селекцију типа анализе, потпуно аутоматизоване.



Слика 2-37: Модел и резултати чвора у програму IDEASTaTiCa

Резултати се приказују и као напони и померања комплетне геометрије, али и у форми извештаја у складу са Еврокодом. Јасно је да овакав софтвер не може имати предност у односу на друге када се ради о научним истраживањима, али ако најављује правац

развоја уобичајене пројектантске праксе, онда нумеричке методе нису интересантне научној заједници само као алат при анализи понашања конструкција, већ се морају озбиљно сагледати утицаји, предности и мане, робусност, прецизност и ефикасност самих корака у нумеричкој анализи, ако ће они већ бити аутоматизовани у свакодневној пракси. Пример модела, и резултата напона које даје овај софтвер за једну везу стуба са чеоном плочом, дат је на слици 2-37.

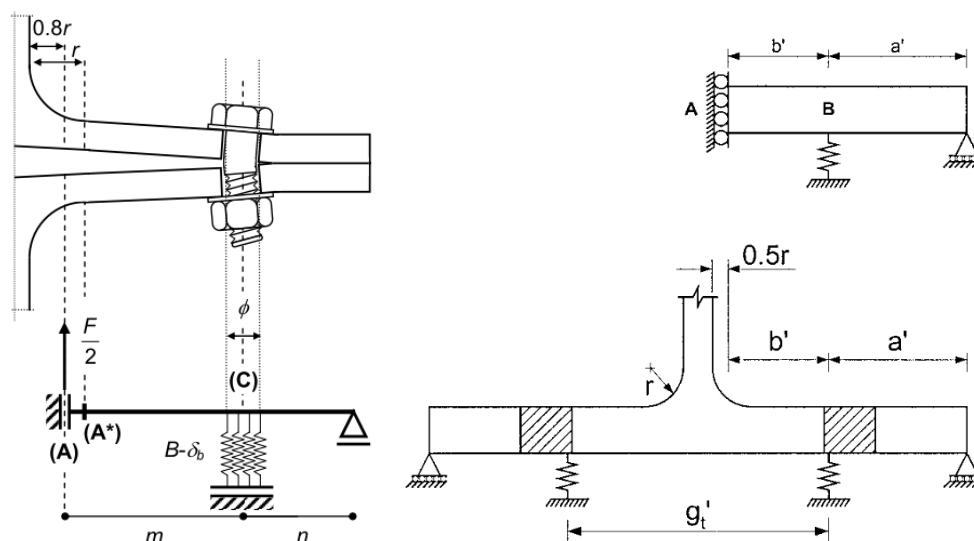
Ако се посматра понашање појединачних компоненти, онда је пожељно бити у могућности описати то понашање без експерименталних или компликованих нумеричких испитивања. Еврокод нуди изразе којима се могу описати иницијална крутост и носивост свих компоненти, но ови изрази су изведени теоријом еластичности и теоријом пластичности, респективно. Међутим, на стварно понашање сваке компоненте везе утичу геометријске нелинеарности и ојачање материјала које Еврокод не разматра. Геометријске нелинеарности су посебно изражене код Т-елемента, укључујући и нелинеарни контакт ножице Т-елемента са подлогом од кога директно зависи положај и интензитет СЕП, па самим тим и понашање целе компоненте. Чак и када се посматра као дводимензионални проблем, једном статички неодређен, нелинеарна анализа оваког проблема је и даље комплексна и захтева итеративно решење [36]. Многи истраживачи су уводили различите нелинеарности решавајући дводимензионални упрошћен модел Т-елемента. Неки су за циљ имали аналитичка решења таквог система, док су други систем решавали нумерички. Они истраживачи који су представили аналитичка решења, били су осуђени на многе апроксимације, али чак и тада су та решења толико комплексна да је њихова употреба упитна. Ипак, њихова запажања и унапређења дводимензионалног модела којим треба описивати Т-елемент су помогла касније нумеричке студије. У наредном делу овог поглавља представиће се студије које су приступиле проблему понашања Т-елемента на овакав начин. Не постоји концензус око назива оваког приступа, те се помињу упрошћени модели, аналитички нелинеарни модели, дводимензионални нумерички модели, рамовски модели Т-елемента и слично. С обзиром да сви подразумевају компонентални приступ, самим тим и механички модел везе, они се могу назвати упрошћеним механичким моделима.

Први модел ове врсте разматрао је Jaspert [88] како би аналитички одредио деформацијски капацитет Т-елемента. Особине материјала су представљене билинеарном функцијом (идеално платичнан материјал), а пошто је ова студија већ описана у поглављу 2.1.2, овде се неће додатно разматрати. Pilluso је са сарадницима [159] посматрао Т-елемент са мултилинеарним моделом челика (4 гране) како би одредио деформациони капацитет, интеграцијом дијаграма момената у плочи. Најзначајнији налаз ове студије је да када Т-елемент отказује услед пластификације ножице (модел 1 према Еврокоду), максимална пластична деформација расте квадратно са растојањем између завртња и ребра Т-елемента (m), а обрнуто је пропорционална дебљини ножице. Ипак, ова студија је ради једноставности занемарила захтеве

компатибилности између завртњева и ножице. Накнадно, веома поједностављен, но ипак често цитиран модел, предложили су Бег и Зупанчић у раду [16], па не чуди поприлично непоклапање експерименталних и аналитичких резултата представљених у њиховој студији.

Swanson и Leon [201] су разматрали модел у коме је савијање плоче и издужење завртњева међусобно повезано (за разлику од модела у [88, 159]). Крутост завртњева је репрезентована са четири линеарна дела до лома, а опруге које представљају завртњеве су позициониране на размаку од једног полупречника завртња од осе завртња, као што је приказано на слици 2-38. Готово идентичан модел користили су и [77] разматрајући Т-елемент са дебелом ножицом. Интересантно је напоменути да ни у једном од радова [77, 78, 201] у којима је коришћена описана позиција опруге која репрезентује завртња, није дато објашњење из ког разлога је то учињено. Може се само претпоставити да ово треба да донекле компензује савијање у завртњевима, или неразматрање дела плоче на прелазу у ребро, или једноставно из разлога бољег поклапања са експерименталним резултатима.

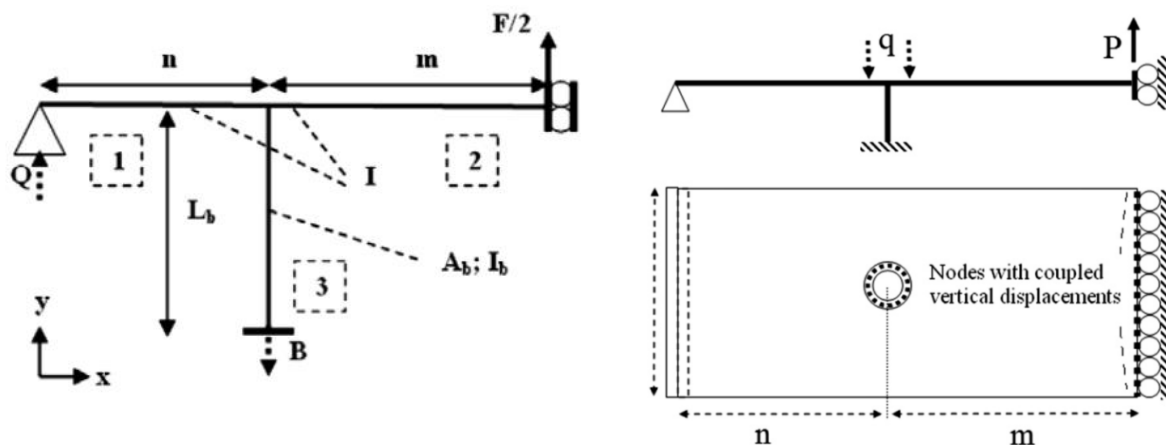
Нешто унапређен модел предложили су Coelho et al. [36] заменивши једну опругу на месту завртња са серијом паралелно везаних опруга у ширини тела завртња (слика 2-38), задржавши билинеаран модел материјала, и фиксно место СЕП. Крутост завртњева је усвојена из рада [201]. Добијени резултати су одговарали експерименталним у домену носивости Т-елемента, али је дуктилност прецењена оваквим моделом.



Слика 2-38: Модел Т-елемента према Coelho [36] (лево) и према Swanson-у и Leon-у [201] (десно)

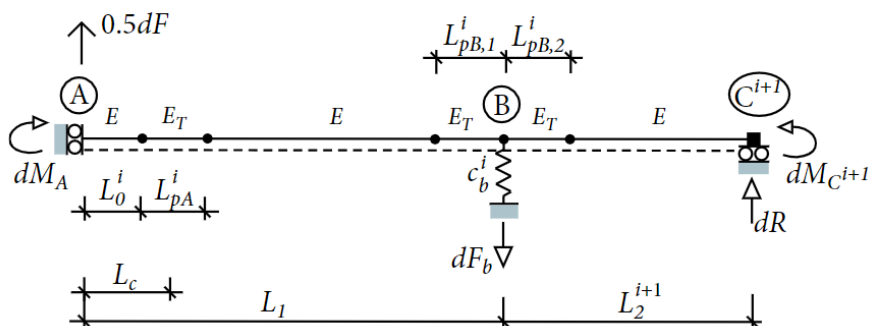
Група истраживача из Коруне у Шпанији, предложила је нешто другачији дводимензионални модел Т-елемента приказан на слици 2-39. У раду [130] испитивана је иницијална крутост Т-елемента са обичним завртњевима, а у [171] са преднапрегнутим завртњевима. На основу методе деформација дата је аналитички иницијална крутост ових

T-елементата. Резултати су поређени са по два експериментална и нумеричким испитивањима, и с обзиром да не разматрају материјалну нелинеарност нису специјално интересантни, сем због чињенице да су према ауторовом сазнању ово једини радови који завртњеве сматрају укљештеним у плочу T-елемента, директно урачунавајући утицај њиховог савијања. Положај СЕП је фиксиран, и вредности интензитета СЕП су добијене у опсегу од 10 до 20 процената спољашње силе. У раду [130] дат је и аналитички израз за ефективну ширину плоче T-елемента.



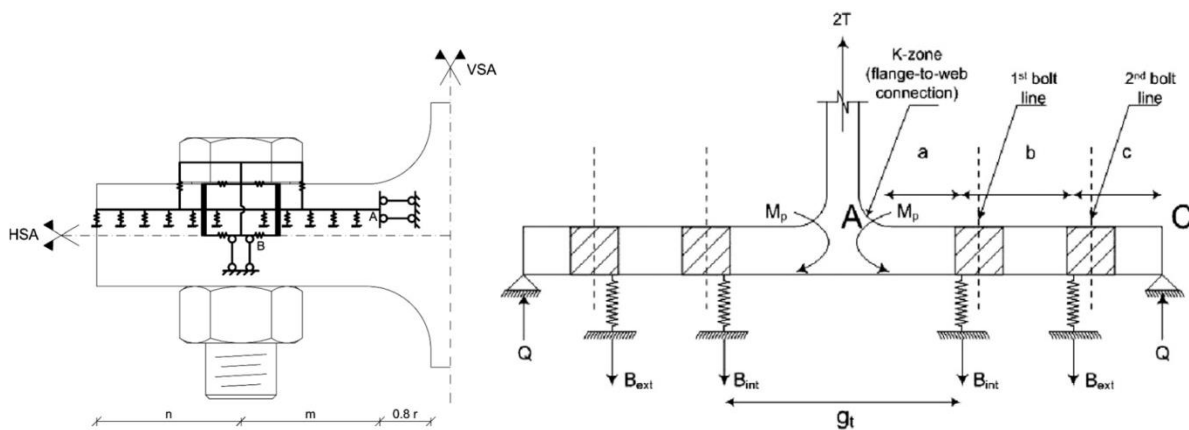
Слика 2-39: Модел T-елемента према [130, 171] (лево) и оптерећење (десно)

Lemonis и Gantes [125] су 2006. године представили модел T-елемента приказан на слици 2-40. Иако је разматрани модел гредни и дводимензионални, ово је вероватно најкомплекснији и најпрецизнији модел ове врсте. Два пута статички неодређен систем је решен аналитички, но изрази су имплементирани у код који итеративно рачуна одговор T-елемента за монотono оптерећење. Материјал је билинеарни са ојачањем, за завртњеве су коришћене нелинеарне опруге, а ножица је подељена на делове са еластичним и нееластичним понашањем. Но, модел је много комплекснији од наведеног. Првенствено јер алгоритам итеративно из услова нуле момента проналази место одвајања ножице од подлоге и тиме мења системски дужину греде између сваке итерације. Такође, иако смицање није уведено као степен слободе, његов допринос померањима је укључен. И коначно, имплицитно је узета у обзир и тродимензионалност плоче, тј. равно стање деформација, савијање завртњева, ефективна ширина плоче изведена за плочу граничне ширине, као и прецизнија репрезентација задебљаног дела плоче на прелазу ребра. Све ово је утицало да се резултати овог модела са линијским КЕ одлично одговарају како експерименталним тако и нумеричким добијених употребом тродимензионалних КЕ и нелинеарних контаката.



Слика 2-40: Модел Т-елемента који су развили Lemonis и Gantes [125]

У раду [62] предложен је линијски модел Т-елемента приказан на слици 2-41. Модел је имплементиран у програму SAP2000, па је стога донекле ограничен могућностима овог софтвера. Материјал плоче је описан мултилинеарним моделом са отказом при граничној дилатацији, док је материјал завртњева дефинисан као идеално пластичан, али са границом лома. Материјална нелинеарност је репрезентована предефинисаним пластичним зглобовима, а одвајање ножице “gap” елементима, тј. ослонцима без крутости на затезање. Овај рад је можда више интересантан из разлога што разматра утицај непоузданости чврстоће на затезање завртњева на коначну носивост Т-елемента. Ова непоузданост је уведена у анализу кроз коефицијент варијације за усвојени фрактил на основу кога се према прописима класификују завртњеви, а образложена чињеницом да се чврстоћа материјала завртњева тестира на епруветама извађених из неминовно различитих завртњева од оних који се налазе у тестираном склопу. Упоредне експерименталне криве понашања су се углавном нашле између нумерички утврђених граница добијених оваквом претпоставком расподеле чврстоће материјала.



Слика 2-41: Модел Т-елемента према Francavilla et al. [62] (лево) и модел према Hantouche-у Abboud-у [78] (десно)

Hantouche и Abboud [78] су једини према ауторовом сазнању разматрали овакав тип модела Т-елемента са четири завртња. Иако је истраживање усмерено на везе са монтажним Т-елементом, чија је плоча веће дебљине, и разматрана је и дисипација енергије при цикличном оптерећењу, изведен је и модел Т-елемента који је представљен

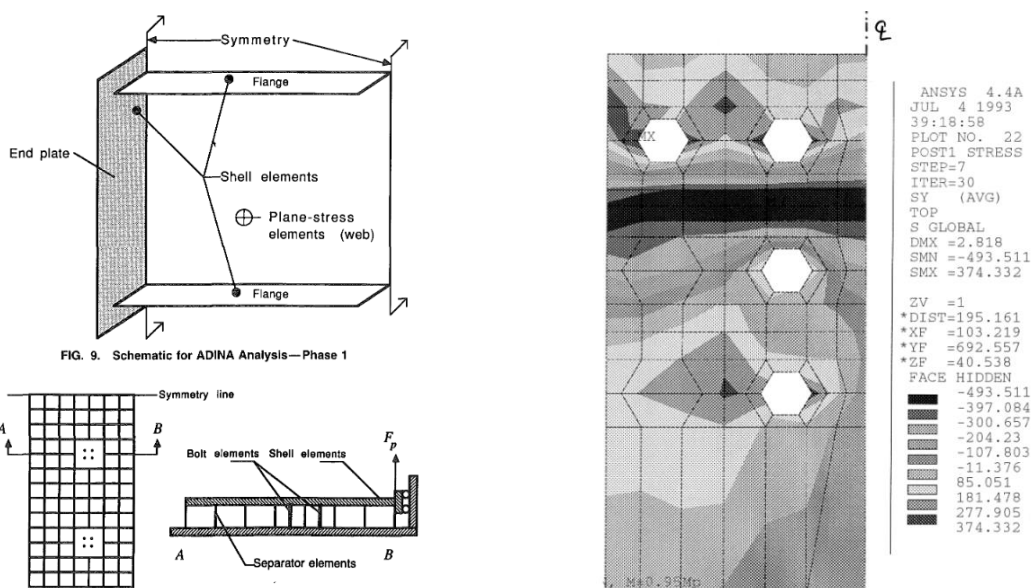
на слици 2-41. Овај модел је као и онај предложен у [125] аналитичко-нумерички, тј. изведени су изрази за крутост при различитим стањима Т-елемента, па су они имплементирани у нумерички алгоритам који итеративно рачуна одговор целог система. Разлика је што су овде разматрани сви могући сценарији расподеле пластичности који доводе до механизма, па се алгоритам своди на проналажење стања у коме се систем налази, а потом користи крутости изведене за то стање. Но, мане овог моделу су што је место резултате СЕП фиксирано на крај плоче, место пластичног зглоба фиксирано на место добијено експериментима, није узето у обзир стање напона у плочи као ни савијање завртњева, који су представљени нелинеарним опругама. Место ових опруга је усвојено према препорукама из [201], померено од осе завртња за полупречник тела завртња, ка ребру Т-елемента.

2.3.2. НУМЕРИЧКЕ СТУДИЈЕ СА КОМПЛЕКСНИМ МОДЕЛИМА

Прва нумеричка анализа везе челичних елемената спроведена је још 1972. године (Bose et al. [22]). Моделирана је заварена везе стуба и греде, а анализа је обухватала пластификацију са ојачањем материјала и извијање. Резултати су задовољавајуће одговарали експерименталним. 1976. године, Krishnamurthy и Graddy [114] су били први који су моделирали тродимензионално чвор стуб-греда. Користили су тродимензионалне КЕ (надаље 3Д-КЕ) како би моделирали везу са чеоном плочом, а анализа је обухватала контакте и преднапрегнуте завртњеве. Међутим, с обзиром на малу компјутерску моћ у то време, као и захтевност такве анализе, они су ову анализу користили да би одредили корелациони фактор између резултата дводимензионалних и тродимензионалних модела, како би се могли предвидети резултати скупље 3Д анализе једноставнијом и бржом 2Д анализом. Сличан процес су предложили и Kukreti et al. [115] за генерисање кривих момент-ротација веза са завртњевима, добијајући веома добре резултате.

Chasten et al. [31] су истраживали одговор веза са широком чеоном плочом са препустом, без укрућења. Ове везе су имале четири завртња у реду, а разматране су две варијанте: са једним редом на препусту, и са два реда од којих је такође један на препусту плоче. Изведено је седам тестова на различитим конфигурацијама веза у природној величини, и њихови резултати су поређени са нумеричким. Нумеричка студија је обухватала два типа модела. Први модел је био модел везе изграђен од shell КЕ, међутим само део везе са стране греде је моделиран, а и тестиран. Други модел је био суб-модел Т-елемента, међутим пошто није разматрана веза са стране стуба, овај Т-елемент није био са четири завртња, већ са два. Овај модел је имао за циљ одређивање интензитета и позиције СЕП, и одговара класи нумеричких модела разматраних у претходном поглављу. Све нумеричке анализе изведене су у програму ADINA [267], чији је аутор чувени професор Bathe. Материјална нелинеарност и контакти су били укључени у анализу. Завртњеви су моделирани простим штаповима, а преднапрезање задавањем иницијалних дилатација.

Веома сличан приступ моделирању усвојили су и Вахаари и Sherbourne [13], с тим што су они користили касније веома популаран комерцијални софтвер ANSYS. Ради калибрације модела, коришћени су експериментални резултати претходно поменуте студије Chasten-а [31]. Они су овако валидиран модел користили да нумерички испитају понашање хибридне везе, приказане на слици 2-42. За делове греде и стуба коришћени су shell елементи, док је свако завртња моделиран са шест линијских елемената (прости штапови – truss elements). Материјални модел је трилинеаран, а у моделу је коришћен и контакт. Четири године раније, исти аутори су нумерички испитивали понашање самог Т-елемента са два завртња [185]. Разматрали су два случаја, први када су два Т-елемента повезана симетрично, што одговара крутој подлози, и други, када је Т-елемент везан за неукрућену ножицу стуба.



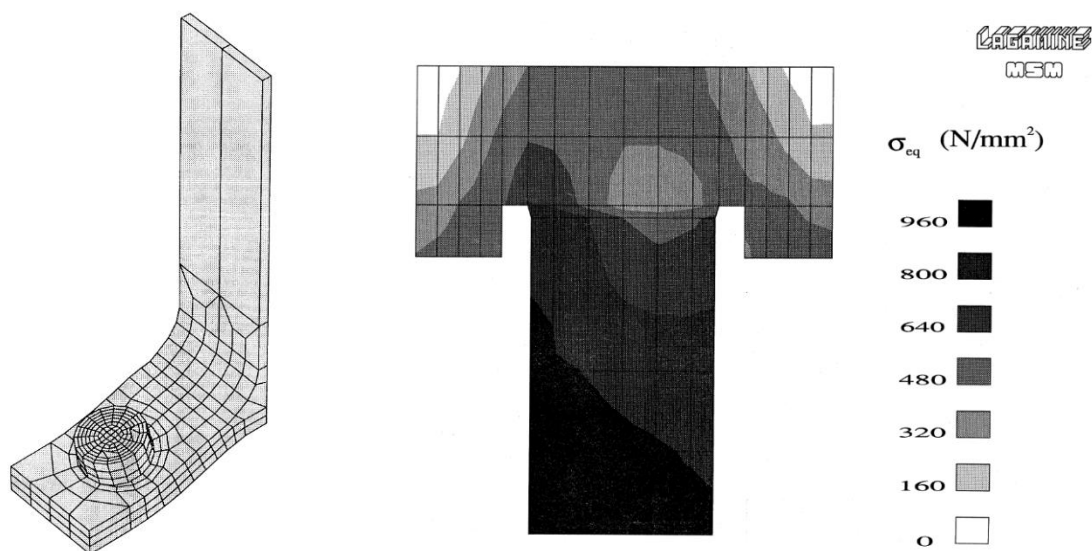
Слика 2-42: Модел који су користили Chasten et al. [31] (лево) и Вахаари и Sherbourne [13] (десно)

Слични модели посматрано према комплексности коначних елемената су коришћени и у наредним годинама. Тако су Gebbeken et al. истраживали везе са чеоном плочом са препустом [67], а Sherbourne и Вахаари [186, 187] су увели унапређење у смислу моделирања завртња са шест простих штапова уместо једног.

Примећено је да разлика између експерименталних и нумеричких резултата расте са дебљином плоче, независно од тога да ли је нумерички модел дводимензионалан или тродимензионалан [30, 112, 113, 217]. За разлог је првобитно сматрано то што површински КЕ не могу да прихвате или развију ефекте „по дебљини“ плоче, управне на средњу раван плоче. Међутим, овај феномен је уочен и код тродимензионалних модела који су се састојали од 3Д-КЕ [97, 217]. Wheeler упућује да је разлог овоме то што моделирање носивости завртњева оптерећених на комбиновано затезање и савијање

није посебно ефикасан. О проблему моделирања завртњева ће бити речи касније у овом поглављу.

Bursi и Jaspert [27] су моделирали Т-елементе у софтверу LAGAMINE који је развијен на Универзитету у Лијежу. Овај софтвер у себи има имплементирани 3Д-КЕ, истина са осам тачака, и редукованом Гаусовом интеграцијом, али и коротоцаиону формулацију која омогућава велика померања и велике ротације, додатно су укључене и велике деформације и контакт. Завртњеви су моделирани поменутим 3Д-КЕ, поједностављеном геометријом (слика 2-43). За контролу, узета су два тестирана Т-елемента, и нумерички резултати су веома добро описали стварно понашање. Иако је студија рађена у академском софтверу, овај ниво комплексности модела је убрзо након њеног објављивања постао уобичајен. Исти аутори су истраживали поменутим методом и понашање изоловане чеоне плоче (само део везе са стране греде) [28] и комбиноване препоруке о нумеричким симулацијама и калибрацији модела веза и Т-елемената представили у [26].



Слика 2-43: Модел Т-елемента и моделирана геометрија завртња у студијама Bursi-a и Jaspert-a [27]

Поменуте студије су уврштене у приказ нумеричких студија веза са чеоном плочом и Т-елемената или из разлога што су у своје време представљале преседан по питању неког од аспеката анализе, или зато што је њихов предмет анализе у блиској вези са темом дисертације. Међутим, постоји веома велики број студија истог или сличног нивоа софистицираности нумеричког модела, као што су на пример [86, 87, 109, 116, 130, 133, 191, 200, 203], па из тог разлога није могуће посебно поменути сваку од њих. Од наведених девет студија, једна је спроведена у академском софтверу (Kukreti, 1989.[116]), две (Soltani, Kerdal [191] и Swanson, Kokan, Leon [200]) у комерцијалном софтверу ANSYS [107], док су све остале студије рађене у комерцијалном програму ABAQUS [190]. Низ других студија се бавило нумеричким испитавањем одговора везе са чеоном плочом при

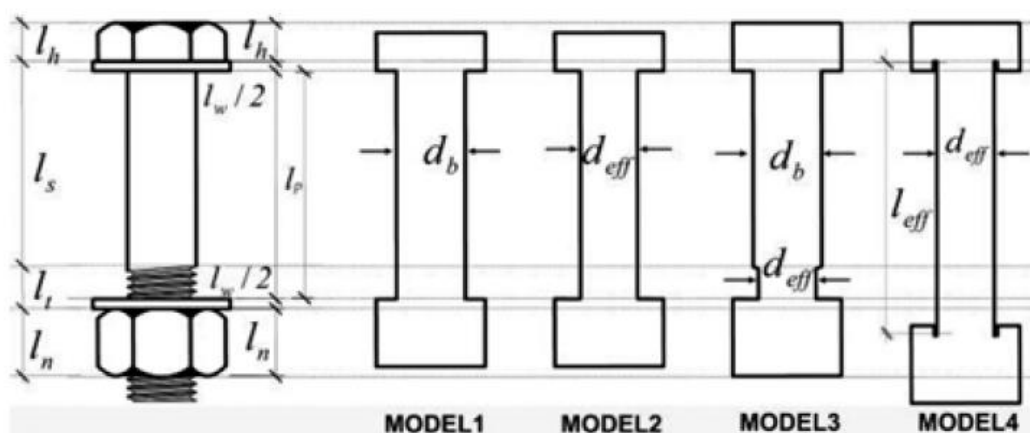
цикличном оптерећењу, као што су нпр. [10, 11, 122, 188]. Такође, у скорашњем периоду, нумерички је испитано понашање веза при пожарном оптерећењу, чији је преглед дат у раду [3]. Ово поље је посебно интересантно за нумерички приступ, с обзиром на комплексност и цену експерименталних испитивања, но с обзиром да се не односи директно на тему ове дисертације, преглед ових радова ће изостати.

Генерално посматрано, сви поменути модели су дали релативно задовољавајуће резултате, али то не представља изненађење из два разлога. Први је то што се резултати у овим студијама углавном своде на ротационо понашање везе, тј. криву момент-ротација посматране везе. Како су ове величине интегрални напона и дилатација, лакше је проценити њихов интензитет, и то је могуће релативно прецизно извести чак и у ситуацијама када нису прецизно одређене стање напона и дилатација у елементу, већ је то урађено само у интегралном маниру. Други разлог је што код овако комплексне анализе постоји много параметара који утичу на резултат, и када је познат жељени резултат, ови параметри могу да се у дозвољеним границама варирају како би се тај резултат и добио. Другим речима, поменуте анализе су апроксимативне у свом исходишту, што дозвољава одређену манипулацију различитих величина, као што су крутост контакта, коефицијент трења, различите параметре скопчане са самим КЕ, попут shear locking-а, редукване интеграције, фантомских модова (spurious modes), а по највише радног дијаграма материјала. Но, и поред овога, поменуте нумеричке студије су обухватале озбиљне и комплексне нелинеарне анализе, које нису биле доступне само неколико година раније.

Наредни искорак у нумеричким студијама одредили су напретци у механици лома и њихова имплементација у софтвере. Различите формулације оштећења су уведене у комерцијалне софтвере, па је постало могуће изучавати граничну деформацију веза и склопова. Ово наравно не би било могуће да паралелно нису имплементирани и комплексније методе решавања нелинеарних једначина. Но, често и такве методе, попут дужине лука, методе сечице и слично, нису увек обезбеђивале конвергенцију резултата. Зато су се динамичке методе анализе показале као бољи избор, искључиво због своје робусности која је последица математичког описа проблема. С обзиром да у једначинама проблема не учествује матрица крутости система као таква, не постоји проблем лоше условљене матрице (ill-conditioned) услед негативних тангентних крутости материјала при отказу. Yang и Tak [226] чак наводе да су статичке анализе нешто прецизније, али да се анализе лома могу спровести само експлицитним анализама, што није потпуно тачно.

Друга неминовност оваквих модела је прецизан опис понашања материјала, о коме ће више бити речи у поглављу 4.2.2. Овај проблем је веома комплексан и не може се укратко изложити. Рећи ће се само да постоји концензус у готово свим нумеричким студијама да се за челик користи фон Мизесов критеријум пластификације. Нелинеарност материјала се најчешће задаје мултилинеарном зависношћу, док је уобичајен избор модела оштећења модел дуктилног оштећења (ductile damage model).

Већина нумеричких модела везе и компоненти везе објављених у последњих петнаест година спада у ову групу модела. С обзиром да је број нумеричких студија велики, и да је практично немогуће обухватити све моделе, навешће се само део ових студија. Једну од првих спровели су Coelho са сарадницима 2006. [35] у академском софтверу LUSAS. И даље је најкоришћенији софтвер био ABAQUS, па су тако у њему рађена нумеричка испитивања Т-елемената која потписују Farrali et al. [60], Santiago et al. [178], Ribeiro et al. [172], Ostrowski et al. [151], Latour et al. [123], Zhao et al. [235], али и целих веза (Yang и Tan [226], Latour [123], Zhao et al. [235], D’Aniello [47]). У раду [133] испитиван је одговор Т-елемента при ударном оптерећењу. Радови [123, 178] се баве Т-елементом са четири завртња, и оба рада валидирају своје нумеричке моделе на основу поменутог експеримента спроведеног на Т-елементима на Универзитету у Коимбри.

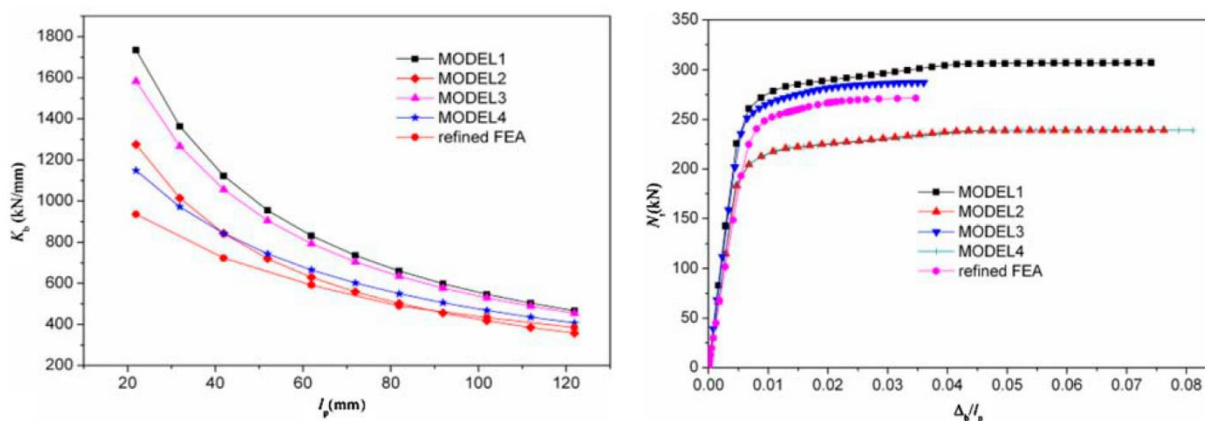


Слика 2-44: Различити начини моделирања геометрије завртњева [221]

Нумеричке студије овог, слободно се може назвати највишег, нивоа комплексности имају за циљ веома прецизно описивање понашања везе или Т-елемента све до отказа елемента. Међутим, услов за такву прецизност је свакако и геометрија сваке компоненте. У суштини, завртњеви су геометријски најзахтевнији за моделирање и дискретизацију на КЕ, а истовремено, комплексност репрезентоване геометрије са собом носи и велики број КЕ, који директно, и квадратно, утиче на време анализе. Тако да су још увек присутни упрошћени модели модели завртњева. Ову тематику детаљно су сагледали и упоредили Wu et al. [221]. Како су завртњеви један од основних извора деформабилности како Т-елемента, тако и целокупних веза са чеоном плочом, њихово понашање је од великог утицаја. Но, свакако да на деформацију при отказу, завртњеви имају круцијалну улогу. Зато је њихова прецизна репрезентација неопходна како би се проценио лом везе. С обзиром да до отказа завртњева долази на месту навоја, а да при томе већи део тела завртњева остаје у еластичној, или у раној области пластификације, завртњеви се понашају крто не из разлога материјала, већ своје геометрије [221]. Ово је и потврђено поређењем дуктилности материјала завртњева са дуктилношћу самих завртњева [217]. Као што је претходно приказано, у почетку нумеричких истраживања, завртњеви су најчешће представљани простим штаповима, потом кратко гредним елементима [26], да

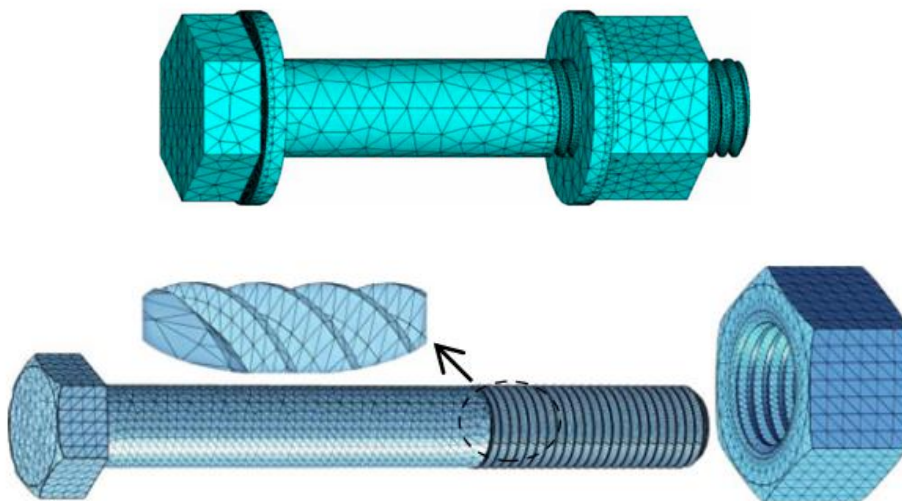
би се касније почели користити 3Д-КЕ, као што је приказано на слици 2-44. Међутим, како би се симулирало стварно понашање завртњева и постигла одговарајућа крутост и у еластичној и у пластичној области, различити приступи су коришћени, и према номенклатури из [221] приказани на слици 2-44.

Занемарујући подложне плочице, могуће је моделирати завртањ са телом чији пречник одговара номиналном, као што је рађено у [104, 117, 133], или ефективном пречнику [33]. Даље, модел 3 на слици 2-44 одговара моделирању дела без навоја номиналним пречником, а део са навојем ефективним пречником, као у [152, 217]. Сличан модел, са разликом која се огледа у моделирању подложних плочица као дела главе и навртке, али одвојене од тела завртња, предложен је у [221]. Последњи начин моделирања базира се на компензацији деформабилности услед навртке и навоја, која се моделира ефективном дужином завртња, коју је извео Agerskov [2], а користили Bursi и Jaspert [26] и Gantes и Lemonis [66].



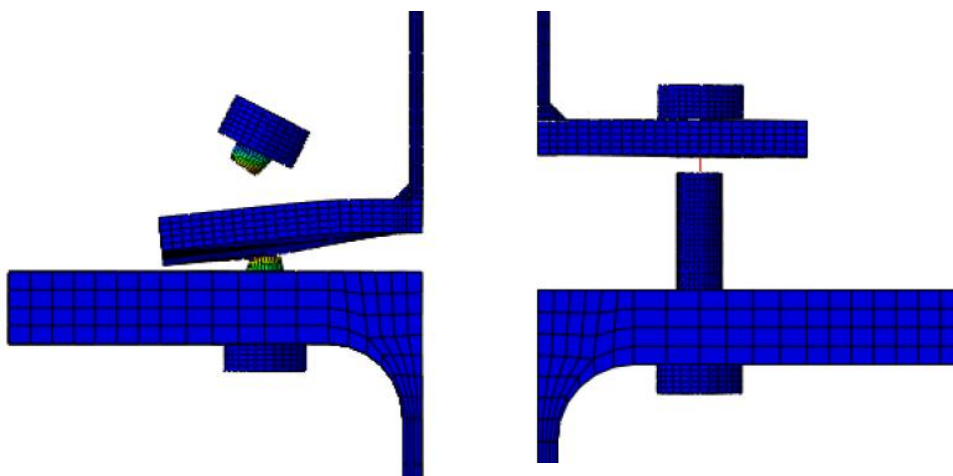
Слика 2-45: Поређење крутости различитих модела завртња у зависности од дебљине плоче (лево) и одговор завртњева на затезање за различите моделе (десно) [221]

Уи [221] пореди прецизност свих поменутих модела завртња, и међусобно и са прецизним моделом завртња, који укључује моделирања навоја и на телу и на навртки, између којих се јавља контакт. Резултати овог поређења преузети из њихове студије приказани су на слици 2-45. Иако још увек захтева дуготрајну анализу и често је непрактично, моделирање завртња тачном геометријом је успешно коришћено неколико пута у нумеричким студијама [156, 221]. На слици 2-46 приказан је модели завртња Wu-а анализиран у ANSYS-у, и Павловића анализиран у ABAQUS-у. Додатни проблем код оваквих модела је то што је неопходно користити 3Д-КЕ облика тетраедра, што у многоме ограничава уједначености мреже, а самим тим и понашање материјалних модела зависних од величине КЕ.



Слика 2-46: Модел завртња коришћен у студији *Wu*-а и сарадника [221] (горе) и Павловића и сарадника [157] (доле)

D’Aniello је са сарадницима 2017. године објавио експериментално-нумеричку студију [47] у којој пореди понашање преднапрегнутих HR и HV завртњева. За моделирање HR завртњева, добро поклапање нумеричких и експерименталних резултата дао је модел сличан моделу 3 са слике 2-44. Но, код HV завртњева, услед отказа који се јавља свлачењем навоја са тела завртња, предложен је модел који подразумева линијски нелинеарни елемент унутар тела завртња, и чији одговор је калибрисан према експерименталним резултатима, тако да при издужењу завртња при коме долази до свлачења навоја, долази и до отказа овог линијског елемента, те склоп завртња престаје да врши функцију преноса оптерећења. У раду је такође нумерички испитивано понашање веза са чеоном плочом, смичућих веза код ексцентричних спрегова, као и T-елемената. На слици 2-47 приказан је отказ два типа завртњева у симулацији T-елемента.



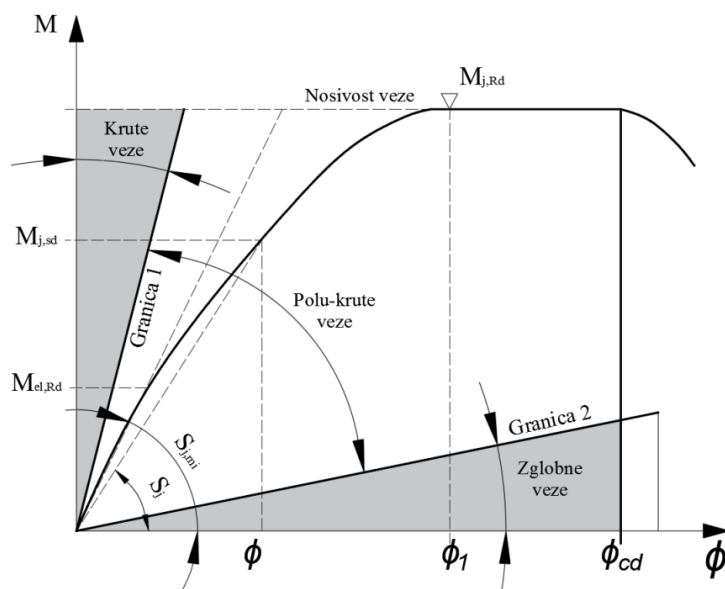
Слика 2-47: Лом модела T-елементаса HV завртњевима (лево) и са HR (десно) у раду [47]

3. ПРОРАЧУН КРУТОСТИ И НОСИВОСТИ МОМЕНТНИХ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ ПРЕМА ТЕХНИЧКИМ ПРОПИСИМА

3.1. ТИПОВИ ВЕЗА И ПРИНЦИП ПРОРАЧУНА

Прорачун веза између челичних елемената је унутар европских прописа дат документом *EN 1993-1-8* [247]. Поглавље 5.2 тог документа посебно обрађује класификацију веза. Ово питање је веома битно јер поред тога што утиче на прорачун, оно много ближе описује начине на које се везе могу посматрати, прорачунавати и обликовати. У домаћим стандардима [263] не само да везе нису биле подељене на исти начин, већ неке од категорија нису ни постојале. Ова разлика највише проистиче из начина димензионисања усвојеног за основни у Еврокоду 3, а мисли се на пластични дизајн. Везе се могу класификовати према носивости и према крутости.

Према носивости везе се деле на номинално зглобне везе, потпуно носиве (*full strength joints*) и делимично носиве везе (*partial strength joints*). Зглобне везе треба да пренесу унутрашње силе без развоја момената који ће значајно утицати на остатак конструкције. Такође, таква веза треба да буде способна да обезбеди резултујуће ротације. Везе са пуном носивошћу практично морају бити јаче од елемената које повезују. Ако се ради о вези греде и стуба на крајњем спрату, онда веза мора имати момент носивости већи или од момента носивости греде или од стуба. Код везе истих елемената на неком нижем спрату, треба урачунати двоструки момент носивости стуба (испод греде и изнад). Везе које не спадају ни у једну од ове две групе се сматрају везе са делимичном носивошћу.



Слика 3-1: Зоне крутости према Еврокоду 3

Према крутости везе се могу поделити на опет на номинално зглобне везе, круте везе и полу-круте везе. Слика 3-1 описује ову поделу.

На слици 3-1, зона 1 (круте везе) обухвата везе чија иницијална крутост $S_{j,ini}$ испуњава следећи услов:

$$S_{j,ini} \geq \frac{k_b EI_b}{L_b} \quad (2.1)$$

где је k_b једнако 8 за конструкције код којих спрегови прихватају најмање 80% хоризонталне силе, док узима вредност 25 за остале рамове код којих крутост стуба није десетоструко већа од крутости греде, што је заиста редак случај у пракси. Везе које се налазе у овој зони крутости, тј. које задовољавају једначину (2.1) сматрају се крутим. Зглобне везе су везе које на графику на слици 3-1 спадају у зону 3. Код њих $S_{j,ini}$ треба да је мање од десне стране израза (1) при вредности k_b од 0,5. Остале везе су полу-круте, као и везе код којих је крутост стуба више него десетоструко већа од крутости греде. У изразу (2.1), E је модул еластичности челика, I_b је момент инерције греде за посматрану раван, а L_b је дужина греде мерена од осовине једног до осовине другог стуба.

Од типа глобалне анализе зависи и како ће се чвор моделирати што је приказано у табели 3-1.

Табела 3-1: Зависност типа глобалне анализе и модела чвора од класификације везе

Метод глобалне анализе		Класификација везе (чвора)	
Еластична	Номинално зглобна	Крута	Полу-крута
Пластична	Номинално зглобна	Потпуно носива	Делимично носива
Еласто-пластична	Номинално зглобна	Крута и пуна носивост	Полу-крута и делимично-носива Полу-крута и потпуно-носива Крута и делимично-носива
Тип модела чвора	Прост	Континуалан	Полу-континуалан (Еластичне крутости: hinge, link и сл.)

Код континуалног модела чвора, сматра се да веза не утиче на понашање елемената и моделира се простим спајањем елемената. Последња колона табеле 3-1 набраја случајеве када се веза не моделира моментним зглобом (као за прост тип чвора) већ се ефекти понашања везе морају укључити у глобалну анализу. Овај начин анализе у пракси,

до усвајања Еврокода, углавном није био коришћен. Иако га Еврокод прописује, нису дате довољне смернице, ни правила за сеизмички прорачун оваквих веза. За статичку анализу се дозвољава билинеарна или трилеинларна конзервативна апроксимација понашања везе. Овакав комплекснији тип глобалне анализе очигледно ће драстичније утицати на расподелу утицаја код моментних рамова, и то посебно код краћих греда. Код њих ће бити тешко димензионисати везу тако да њена крутост уђе у зону 1 дату графиком на слици 3-1. Иначе ће се избегавати полу-континуалан модел чвора из једноставног разлога што се детаљи везе не могу познавати на почетку глобалне анализе, тако да овакав тип моделирања поред тога што може бити временски исцрпан, практично мора бити и итеративан. Осим ако софтвер аутоматски не подржава класификацију чвора према Еврокоду, моделирање делова везе и аутоматско димензионисање, пројектант ће свакако покушати да избегне овакве везе.

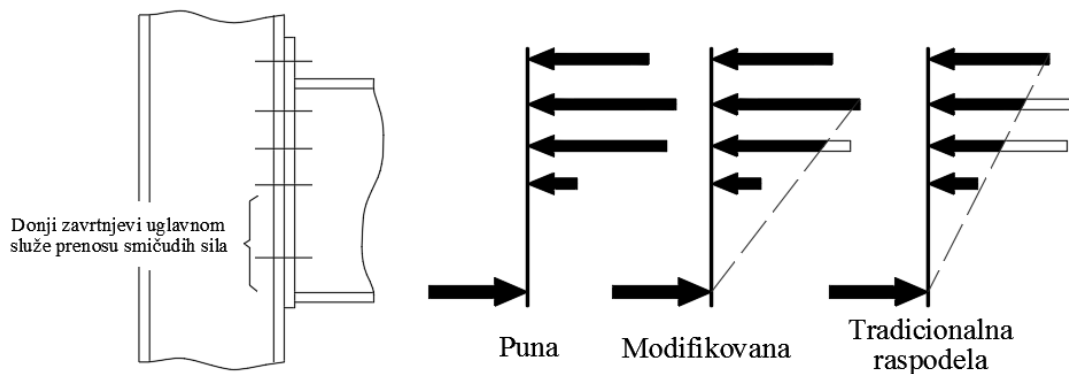
3.2. НОСИВОСТ МОМЕНТНИХ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ ПРЕМА ЕВРОКОДУ

Међу многим типовима круте везе греда-стуб, од оних са завртњима, најзаступљенија је веза преко чеоне плоче. Ова веза се користи дуги низ година, иако њено понашање и данас није потпуно истражено.

Еврокод је суштински променио прорачунски приступ моментних веза са чеоном плочом. Усвојени приступ се може укратко представити на следећи начин. Карактеристике везе (чвора) се рачунају компонентном методом: чвор је растављен на своје основне компоненте. За сваку компоненту дата су правила за одређивање њене прорачунске отпорности и еластичне (иницијалне) крутости. Еврокод такође даје релације између карактеристика основних компоненти и конструктивних карактеристика целокупног чвора, за одређивање моментне носивости и ротационе крутости.

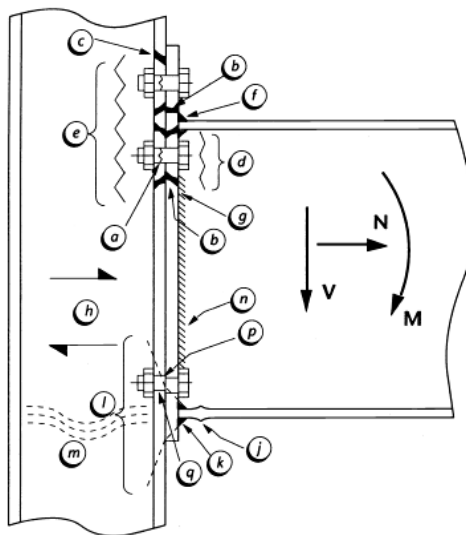
Једна од значајнијих промена у филозофији прорачуна према Еврокоду 3 је усвајање пластичне расподеле сила у завртњима. Принцип рада везе је следећи: момент савијања у вези се преноси спрегом сила у завртњима на затегнутој страни и силе притиска на супротној ножици греде. Ако не постоји нормална сила у греди, ове силе су једнаке по интензитету и супротног смера. Тестови су показали да се при граничном стању носивости, центар ротације налази у близини притиснуте ножице греде. Стога се претпоставља да је притисак концентрисан у нивоу средине притиснуте ножице. Завртњеви најудаљенији од ове ножице ће привући највећу затежућу силу. Традиционални приступ је био претпоставити троугаону расподелу сила у завртњима. Усвојени нови метод такође даје приоритет удаљенијим завртњима, али допушта пластичну расподелу сила у завртњима. Допуштена сила у било ком реду завртњева се базира на потенцијалној носивости тог реда, а не само на краку силе. Тако завртњи ближи затегнутој ножици или укрућењу преносе већи део оптерећења. Такође, метод не разматра само силе у завртњима, већ обухвата обе стране везе одвојено (са стране стуба и стране греде), прецизно распоређујући силе на основу капацитета сваког дела везе.

Вишак силе у једном реду завртњева може се пренети на суседни ред који има резерву капацитета. Овакав принцип прорачуна је ближи стварном понашању везе у пракси. Пластична расподела сила се допушта једино ако су омогућене неопходне деформације. Ако се не испуњавају услови дуктилности редова завртњева, потребно је модификовати силе у завртњима испод затегнуте ножице тако да оне не пређу силе добијене троугаоном расподелом. Распоред сила за сва три поменута примера је приказан на слици 3-2.



Слика 3-2: Расподела сила у завртњима у вези са чеоном плочом: пластична, модификована и линеарна

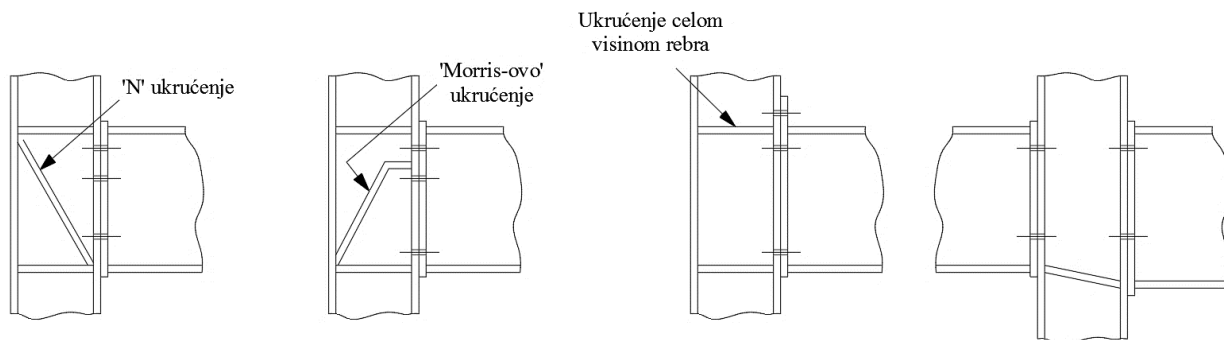
На наредној слици приказани су сви могући механизми лома у вези са неукрућеном чеоном плочом. Сваки од њих треба проверити засебно.



Слика 3-3: Могући механизми лома везе греда-стуб са чеоном плочом [255]

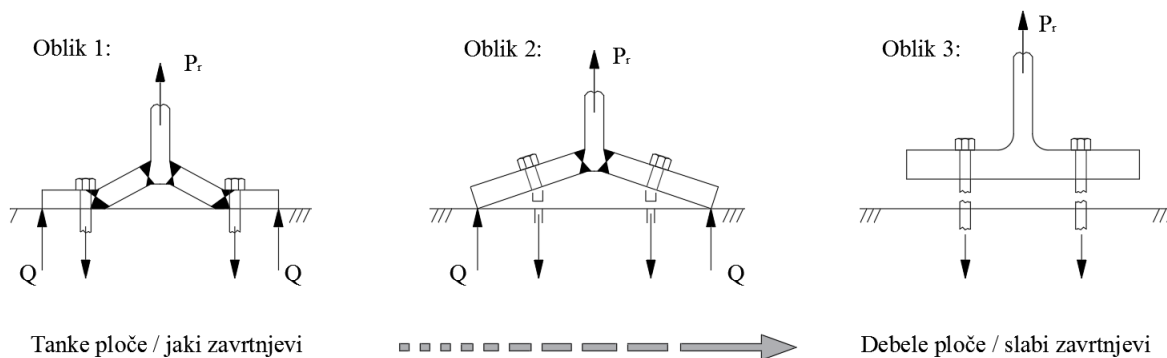
Механизми лома у стубу, тј. компоненте везе, као што су затезање ребра стуба (e), савијање ножице стуба (c), смицање ребра стуба (h), пуцање ребра стуба (l) или губитак стабилности ребра стуба (m) које је најчешће, не захтевају промену пресека стуба ако прорачун везе покаже незадовољавајуће понашање, већ су довољна укрућења у стубу на

месту везе. Постоје два врсте ових укрућења: хоризонтална (у нивоу горње и доње ножице, а најчешће заједно), и коса (дијагонална и Морисова).



Слика 3-4: Неки типови укрућења ребра стуба

Правила за одређивање карактеристика неких компоненти, као на пример „савијање чеоне плоче“ или „савијање ножице стуба“ су базиране на еквивалентном моделу Т-елемента. Овај модел разматра једноставан Т-елемент као основну компоненту, у којој је ребро Т-елемента оптерећено силом затезања. Еквивалентност између Т-елемента и стварне компоненте везе изражена је кроз ефективну дужину еквивалентног Т-елемента, на тај начин да су особине Т-елемента исте као и стварне компоненте. Другим речима, приступ се састоји у замени затегнутог дела везе еквивалентним Т-елементом одговарајуће ефективне дужине, које је спојен преко ножице за претпостављену бесконачно круту подлогу, и изложен расподељеној сили затезања на свом ребру. Капацитет овог одсечка се потом одређује као најмањи капацитет од три облика лома, приказана на слици 3-5.



Слика 3-5: Модели лома Т-елемента

Највећи проблем при израчунавању носивости везе са чеоном плочом одувек су представљале силе услед ефекта полуге. Ове силе варирају између 0 и 40% затезуће силе у завртњу [255]. У методи усвојеној у Еврокоду 3 оне су само имплицитно укључене и не израчунавају се посебно. Најкомпликованији за представљање и аутоматизацију је први облик лома: комплетна пластификација чеоне плоче, јер зависи од облика који ће заузети линије пластификације. Овај облик се налази принципима теорије пластичности, али је за

могуће конфигурације везе дат упрошћено преко израза за дужину линија пластичног зглоба у плочи, као што је приказано у поглављу 2.1.4.

Пратећи претходно описану процедуру долази се до капацитета носивости једног реда завртњева. Рачуна се капацитет за сваки ред посебно, крећући од највишег реда ка доле. У свакој фази, занемарују се сви редови испод реда који се посматра. Наредни редови завртњева се проверавају као изоловани и такође као део групе у комбинацији са узастопним редовима изнад. Тако је на пример отпорност реда 2 једнака мањој од следеће две вредности:

- капацитет реда 2 који делује сам, и
- капацитет редова (2+1) који делују као група, умањен за затежућу силу већ додељену реду 1.

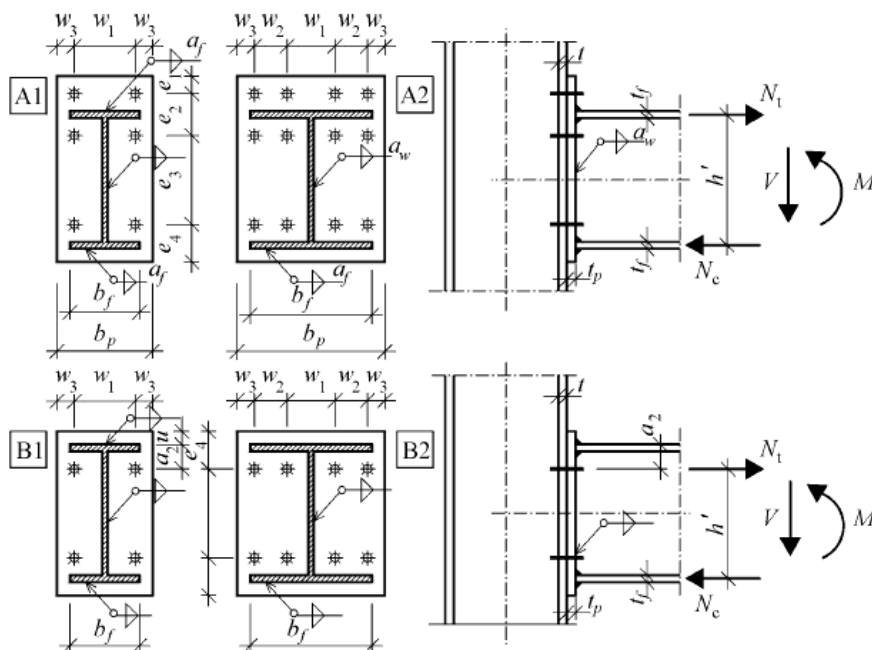
3.3. ПРОРАЧУН МОМЕНТНИХ ВЕЗА ПРЕМА ОСТАЛИМ ТЕХНИЧКИМ ПРОПИСИМА

Иако је Еврокод свакако најрелевантнији технички пропис у Србији и широј околини, у овом поглављу ће се дати веома кратак осврт на прорачунски третман веза челичних елемената са чеоном плочом према другим релевантним прописима. Са друге стране, како би се ограничила дужина овог прегледа, која би лако могла постати неадекватно опсежна спрам теме ове дисертације, преглед ће се ограничити на (1) до скоро важеће домаће прописе, који су засновани на бившим немачким прописима, (2) на америчке прописе и (3) кинеске прописе. Јасно је да су оваквим избором остали неправедно занемарени аустралијски, јапански и руски прописи. Ипак, према употреби челика у грађевинским конструкцијама, конструкције које су прорачунате овде приказаним прописима (или њима потпуно еквивалентним), премашују половину свих грађевинских конструкција на свету, те се тиме донекле може оправдати овакав избор. Такође, постоји идеја да ће Еврокод, уз одређене модификације, прерасти у светски или глобални скуп прописа у грађевинарству, како би се унифицирао прорачун конструкција у целом свету и створило повољније тржишно окружење. Из много разлога ово није за очекивати у догледној будућности, а један од разлога су и суштинске разлике у приступима и филозофији техничких прописа различитих земаља, што ће се јасно видети и приказаним кратким прегледом поменути три стандарда.

3.3.1. СРПС И *DSTV*

Пошто је јасно да на носивост везе утиче много параметара, у до скоро важећим домаћим прописима [263], ова веза је са преднапрегнутим завртњима била прописана у четири конфигурације, са уско одређеним допуштеним димензијама појединих елемената везе. На слици 3-6 приказане се поменути четири конфигурације круте везе. Везе *A2* и *B2*, називане широким везама, као што је приказано, имају по четири завртња у реду. Ове везе су у домаћем стандарду практично биле преписане из немачког стандарда типизираних веза (*DSTV*) из 1978 године [242]. Ова четири типа везе су се сматрала крутим

везама и без прорачунске контроле. Прорачунски модел је био веома једноставан, из разлога што је валидиран експерименталним тестовима изведеним на Универзитету у Карлсрухеу. Заузврат, препоруке у погледу распореда завртњева, дебљине чеоне плоче, и осталог су диктирале геометрију везе.



Слика 3-6: Круте везе A1, A2, B1 и B2 према [62]

Тако су на пример прописане минималне дебљине чеоне плоче и ножице стуба у релацији од пречника завртња и ове вредности су представљене у табели 3-2.

Табела 3-2: Минималне димензије плоча у вези према СПРС-у

Тип везе (слика 3-6)	Минимална дебљина чеоне плоче	Минимална дебљина ножице стуба
A2	1,25d	1,40d
B2	1,75d	1,30d

d - пречник завртња

И у овом стандарду се сматрало, као што је то поменуто и у једначини (1.23), да сила у спољним завртњевима износи приближно 80 посто силе у унутрашњим завртњевима, па се стога претпостављајући симетрију редова у односу на затегнуту ножицу греде, носивост везе рачунала према:

$$M_{A2} = Z \cdot (2 + 2 \cdot 0.8) h_s \tag{2.2}$$

$$M_{B2} = Z \cdot (4 + 4 \cdot 0.8) h_s$$

где је Z носивост једног завртња, а h_s осно растојање ножица греде, као што је означено на слици 3-6. Практично, из наведеног се види да је стандард DSTV ограничавао рад веза тако да евентуални лом наступи обликом 3, тј. ломом завртњева.

3.3.2. АМЕРИЧКОМ ПРОПИС - AISC

Везе са чеоном плочом су се први пут нашле у америчком пропису, тадашњем AISC Design Manual 7th Ed. 1970. Године [257], највише захваљујући радовима Douty и McGuire-а из 1965. године [52]. Након тога, подужи списак истраживача који су унапређивали америчка знања из ове области укључује имена Kato, McGuire, Nair, Agerskov, Packer, Morris, Mann [2, 52, 134, 147, 153]. Прекретницу чини рад који потписује Kennedy 1981. године [102], који на веома сличан начин Zoetemeijer-у укључује ефекте полуге користећи теорију граничног лома и формирање пластичних зглобова у плочи Т-елемента. Hendrick и Srouji користе овај метод како би дали препоруке за прорачун одређених типова чеоних плоча, а Hendrick [80, 81] додатно закључује да се везе до 80% носивости плоче понашају као круте, након чега крива момент-ротација има значајно мањи нагиб. Треба поменути да су све америчке препоруке до скоро захтевале да сви завртњеви буду преднапрегнути до минимум 70% максималне силе, а да је тек након радова Fleischman-а 1991. [61] закључено да мања сила притезања не утиче значајно на носивост.

Данас се везе са чеоним плочама димензионишу у САД према правилима која су представљена у [145, 146, 264]. Суштинска идеја америчких прописа која је веома доследно испоштована у свим прописима, да се уз довољно објашњење теоретских знања и искустава на којима се базирају прописи, сам прорачунски третман пројектанту што је могуће више олакша, а да се при томе заснива на што прецизнијим теоретским основама и бројнијим експерименталним резултатима. Додатно, постоје још две специфичности америчких прописа у односу на Европске: сеизмичко оптерећење је много чешће и јачег интензитета (па се стога њему придаје већа важност) и постоји одомаћена пракса стандардизованих веза (prequalified connections).

Конкретно, AISC препознаје Т-елемент, као основну компоненту везе са чеоном плочом. Међутим, суштинска разлика у приступу је то што се не посматрају три облика лома Т-елемента, као одвојена потенцијална стања, већ се понашање сваке везе описује са три облика понашања. Ови облици су наиме: понашање дебеле плоче, понашање плоче средње дебљине, и понашање танке плоче. Они редом одговарају типовима облика лома 3 - 2 - 1 из Еврокода. Сматра се да се при нижим нивоима спољашњег оптерећења понашање ножице може описати као „понашање дебеле ножице“. Формирање пластичног зглоба у ножици означава границу између овог понашања и „понашања ножице средње дебљине“. Формирање другог пара пластичних зглобова у плочи представља границу када плоча почиње да се понаша као танка плоча. У свим фазама силе у завртњима се одређују према приступу који је приказао Kennedy. Силе услед ефеката полуге зависе од облика понашања, па су оне једнаке нула за „понашање дебеле

ножице“, максималне за „понашање танке ножице“, док су између ове две границе за прелазни облик понашања. Процедура димензионисања плоче се заснива на упоршћеној процедури коју су предложили Borgsmiller и Murray [20] 1995. године. Поједностављена метода Kennedy-а се користи како би се одредиле силе у завртњевима услед ефеката полуге. Упрошћење се огледа у томе што се ова сила рачуна само за максималне СЕП, искључујући прорачун сила у облику понашања „плоча средње дебљине“. Основна претпоставка се огледа у томе да се плоча мора значајно пластификовати како би се јавиле СЕП, те да у случају јаке плоче, СЕП се неће ни јавити [145]. Овакав поједностављени приступ омогућава пројектанту да директно оптимизује или пречник завртња или дебљину плоче.

Ако се жели постићи веза са понашањем „дебеле“ плоче, потребно је одредити прво минимални пречник завртња, па потом и одговарајућу дебљину плоче/ножице Т-елемента. Изази су дати са:

$$d_{b,reqd} = \sqrt{\frac{2M_u}{\pi\phi F_t (\sum d_n)}} \quad (2.3)$$

$$t_{p,reqd} = \sqrt{\frac{(1.11)\gamma_r\phi M_{np}}{\phi_b F_{py} Y}} \quad (2.4)$$

где су $\phi=0,75$, $\phi_b=0,9$ – фактори сигурности, F_t представља границу течења материјала завртњева, док Y означава параметар пластичног механизма, дат изразима за сваки тип плоче посебно. Ове једначине укључују пластичну расподелу сила у завртњевима, и ограничење момента у плочи на 90% момента носивости, како би се обезбедило „понашање дебеле плоче“.

Претходно приказан поступак димензионисања и конципирања везе довешће до драстично различите везе од оне коју имплицитно потенцирају европски прописи. Еврокод се води обезбеђењем дуктилног лома везе, који се постиже обезбеђењем лома по плочи, а не по завртњевима. Америчка филозофија конципирања веза са чеоном плочом је супротна у томе што се због сеизмичког дејства тежи постићи веза која је јача од греде, како би се пластични зглоб појавио у греди, па се чешће усвајају дебеле чеоне плоче и мањи завртњеви. Евентуални лом такве везе неће бити дуктилан као код веза са танком плочом, али ће се од лома прописи заштити одговарајућим степенима сигурности израженим коефицијентима сигурности, и додатно, робусношћу конструктивног система.

Други приступ предложен у AISC прописима води ка конструисању везе која више одговара Еврокодним принципима и филозофији обликовања веза са чеоном плочом, а то су везе са танком плочом и завртњевима већег пречника. У овом приступу прво треба одредити дебљину плоче, чија је максимална вредност дата са:

$$t_{p,reqd} = \sqrt{\frac{\gamma_r M_u}{\phi_b F_{py} Y}} \quad (2.5)$$

Потом је потребно претпоставити пречник завртња, како би се одредиле максималне силе услед ефеката полуге. Амерички стандард експлицитно даје израз за израчунавање сила услед ефеката полуге, чиме се значајно разликује од Еврокода. Тај израз је представљен једначином (2.6):

$$Q_{\max,i} = \frac{w' t_p^2}{4a_i} \sqrt{F_{py}^2 - 3 \left(\frac{F'_i}{w' t_p} \right)^2} \quad (2.6)$$

где су:

$$w' = \frac{b_p}{2} - \left(d_b + \frac{1}{16} \right) \quad (2.7)$$

$$a_i = 3.682 \left(\frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0.085 \quad (2.8)$$

$$F'_i = \frac{t_p^2 F_{py} \left(0.85 \frac{b_p}{2} + 0.80 w' \right) + \frac{\pi d_b^3 F_t}{8}}{4 p_{f,i}} \quad (2.9)$$

Претходни изрази се користе код чеоних плоча без препуста, те су силе означене индексом i који обележава унутрашњи ред завртњева. Ако постоји препуст, онда се спољашњи ред (ред на препусту) рачуна према једначини (2.10):

$$Q_{\max,o} = \frac{w' t_p^2}{4a_o} \sqrt{F_{py}^2 - 3 \left(\frac{F'_o}{w' t_p} \right)^2} \quad (2.10)$$

где су:

$$a_o = \min \left[\begin{array}{l} 3.682 \left(\frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0.085 \\ P_{ext} - P_{f,o} \end{array} \right] \quad (2.11)$$

$$F'_o = \frac{t_p^2 F_{py} \left(0.85 \frac{b_p}{2} + 0.80 w' \right) + \frac{\pi d_b^3 F_t}{8}}{4 p_{f,o}} \quad (2.12)$$

Две ствари је важно напоменути код ове процедуре димензионисања плоче. Прва је да ако је израз под кореном негативан, то значи да је меродавно гранично стање комбиновано флексионо и смичуће течење плоче. У том случају чеона плоча није адекватна за нападни момент савијања, те је потребно усвојити дебљу чеону плочу. Друга важна ствар је да други сабирак у бројиоцу израза (2.9) и (2.12) представља допринос услед савијања тела завртња. И ово чини амерички стандард јединствен, и значајно експлицитнији од одговарајућег Еврокода. Код Т-елемената са тањим плочама, у свим експерименталним истраживањима, уочавано је значајно савијање тела завртња, али оно је готово у свим радовима, а посебно у другим прописима, по правилу занемаривано.

Коначно, носивост везе се рачуна зависно од силе преднапрезања, крака завртњева и сила услед ефеката полуге. Формуле за прорачун носивости везе су дате у [145], и пошто се разликују за плоче са препустом и без препуста, овде ради концизности неће бити приказане.

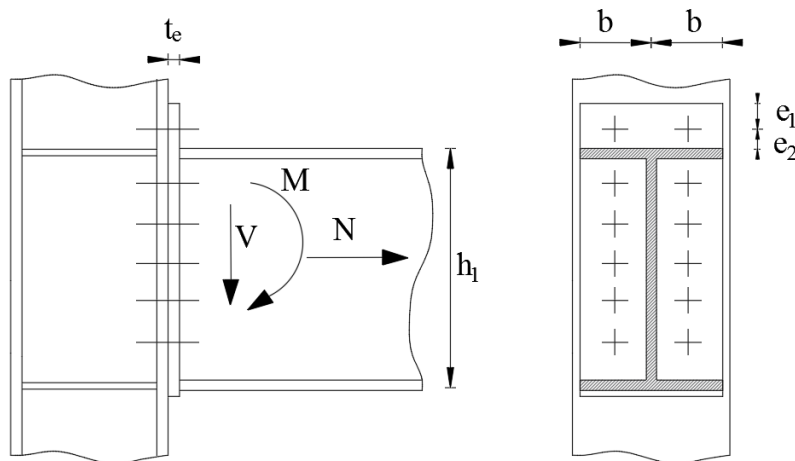
3.3.3. КИНЕСКИ ПРОПИС - ЈГЈ 82-2011

Кинески прописи на веома једноставан начин обрађују проблем веза са чеоним плочама, и део прописа који се бави овим везама је веома кратак, за разлику од америчких и европских прописа из исте области. Кинески технички пропис у коме се дефинишу прорачун и пројектовање веза са чеоном плочом зове се ЈГЈ 82-2011 [254], док су општа правила пројектовања челичних конструкција дата у пропису GB50017 [250].

Постоје одређене сличности између приступа који је усвојен у кинеским прописима са приступима Еврокода и AISC-а, но свакако је кинески пропис далеко једноставнији, и покрива мање могућих ситуација. Суштина приступа се своди на одређивање дебљине плоче Т-елемента, и то за две могуће ситуације. Прва је када не долази до сила услед ефеката полуге, и да би се ова ситуација обезбедила, потребно је усвојити плочу Т-елемента (чеону плочу, или ножицу стуба) веће дебљине од:

$$t_{ec} = \sqrt{\frac{4e_2 N_t^b}{bf}} \quad (2.13)$$

где су величине означене на слици 3-7, f је граница течења материјала плоче, а N_{tb} је носивост завртња. Овако постављена граница очигледно има за циљ да гарантује стварање пластичног зглоба у плочи Т-елемента након отказа завртњева. Но, иако појава сила услед ефеката полуге зависи од дебљине плоче Т-елемента, релација је крутост, а не носивост. Наравно, све се односи на Т-елемент са 2 завртња у реду.



Слика 3-7: Ознаке димензија у Т-елементу, према ЈГЈ 81-2011 [254]

Ако је дебљина плоче мања од оне добијене изразом (2.13), онда ће се јавити ефекти полуге. У том случају, дебљина плоче Т-елемента треба да задовољи услов:

$$t_e \geq \sqrt{\frac{4e_2 N_t}{\psi b f}} \quad (2.14)$$

где коефицијент ψ представља утицај ефеката полуге, а рачуна се преко серије других коефицијената, који се могу израчунати према следећим изразима:

ψ - коефицијент утицаја сила услед ефеката полуге, $\psi = 1 + \delta a'$;

δ - коефицијент попречног пресека плоче, $\delta = 1 - \frac{d_0}{b}$;

a' - коефицијент, за $\beta \geq 1.0$, a' је једнако 1.0; док за $\beta < 1.0$, $a' = \frac{1}{\delta} \left(\frac{\beta}{1 - \beta} \right)$, и $a' \leq 1.0$;

β - коефицијент, $\beta = \frac{1}{\rho} \left(\frac{N_t^b}{N_t} - 1 \right)$; ρ - коефицијент, $\rho = \frac{e_2}{e_1}$.

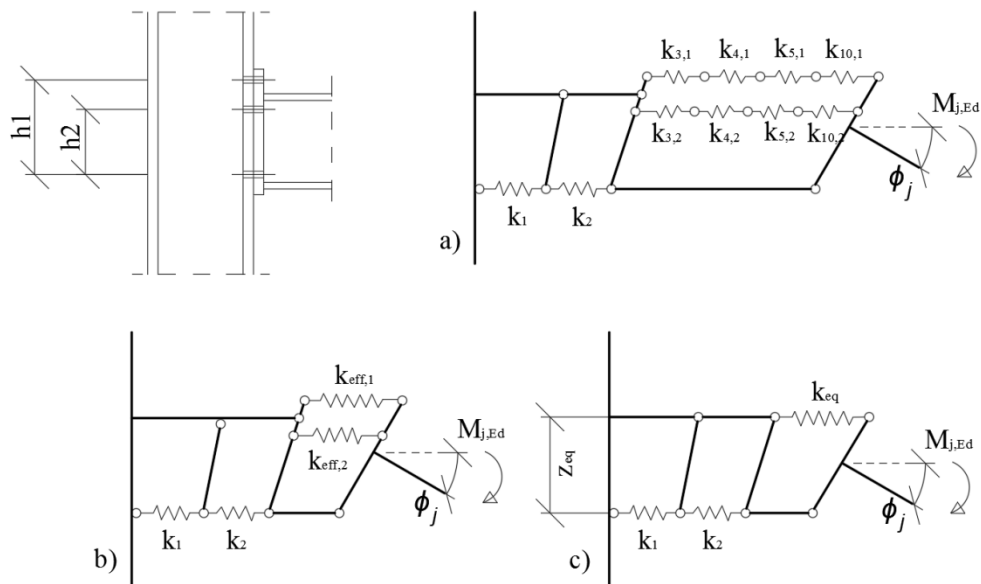
3.4. КРУТОСТ МОМЕНТИХ ВЕЗА СА ЧЕОНОМ ПЛОЧОМ ПРЕМА ЕВРОКОДУ

Крутост везе се рачуна према правилима представљеним у делу 6.3 Еврокода 1993-1-8. Ротациона крутост везе се добија из флексибилности компонената везе, од којих је свака представљена коефицијентом еластичне крутости k_i . Тако да се свака компонента може представити опругом одређене крутости, ради лакше визуелизације поступка. Код веза са једним редом затегнутих завртњева, све ове опруге су везане редно. Пошто код веза код којих постоји више редова завртњева у затегнутој зони, долази практично до паралелних опруга, крутости се морају комбиновати према правилима статике конструкција. Ипак, дозвољено је да се занемаре неки редови завртњева, али под условом да су сви редови завртњева који су ближи центру ротације такође занемарени. Крутост везе, за случај да

аксијална сила у греди не прелази 5% од пластичне отпорности греде, може да се израчуна из следећег израза:

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot z^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (2.15)$$

где је k_i крутост компоненте i , z је крак силе, а μ је однос иницијалне крутости и крутости за посматрани момент савијања. Ако је посматрани момент савијања мањи од $2/3$ моментне отпорности везе, μ је једнако 1. Ако је момент савијања већи, израчунава се према изразу 6.28-б Еврокода 1993-1-8. Изрази за коефицијенте крутости k_i су дати такође у истом поглављу Еврокода, али су и представљени у табели 3-3. Разлика између преднапрегнутих и обичних завртњева се према овом методу огледа у томе што су крутости k_{11} и k_{12} (крутост завртњева на смицање и на притисак по омотачу рупе) код преднапрегнутих завртњева усвајајукао бесконачне, тј. потпуно круте.



Слика 3-8: Компонентни модел крутости чвора и начин комбиновања крутости компоненти ради рачунања крутости чвора

Неки од ових израза су интересантнији за разматрање и објашњење од других. То су изрази за крутост плоча при савијању, било да се ради о ножици стуба или чеоној плочи, као и изрази за крутост завртњева при затезању. У овим изразима фигурира и ефективна ширина, која је у овом случају једнака ефективној дужини Т-елемента, а која се прорачунава према правилима представљеним у поглављу 2.1.4. Заправо, ефективна ширина се узима као еквивалентна дужина Т-елемента за полигонални облик лома, али у случају облика лома 1, узима се или циркуларна или полигонална еквивалентна дужина, која год је мања.

Табела 3-3: Крутости појединачних компоненти везе према Еврокоду

Скраћеница	Компонента		Иницијална крутост
	Опис		
cws	Ребро стуба при смицању		$k_{e,cws} = \frac{0.38EA_{vc}}{\beta z}$
cwc	Ребро ступа при притиску		$k_{e,cwc} = \frac{0.7Eb_{eff,cwc}t_{wc}}{d_c}$
cwt	Ребро стуба при затезању		$k_{e,cwt} = \frac{0.7Eb_{eff,cwt}t_{wc}}{d_c}$
cfb	Ножица ступа при савијању		$k_{e,cfb} = \frac{0.9Eb_{eff,cwb}t_{fc}^3}{m_c^3}$
epb	Чеона плоча при савијању		$k_{e,epb} = \frac{0.9Eb_{eff,epb}t_{ep}^3}{m_{ep}^3}$
bfc	Ножица греде при притиску		$k_{e,bfc} = \infty$
bwt	Ребро греде при затезању		$k_{e,bwt} = \infty$
bt	Завртњеви при затезању		$k_{e,bt} = \frac{1.6A_s}{L_b}$

Израз за крутост компоненти c_{fb} и e_{pb} у табели добијени су посматрањем Т-елемента као гредног елемента (слика 3-9), ослоњеног на местима дејства сила услед ефеката полуге, и оптерећеним силом у средини и на местима завртњева. Посматрајући два оваква Т-елемента, урачунавајући интеракцију између њих и завртњева којима су спојени, као и услове компатибилности како би се задовољиле деформације завртњева, може се написати да је еластична деформација Т-елемента једнака

$$\Delta_{e,0,u/l} = \frac{Z_{f,u/l}}{E} \left[\frac{1}{4} - \frac{q_{u/l}}{2} \left(\frac{3}{2} \alpha_{f,u/l} - 2\alpha_{f,u/l}^3 \right) \right] F \quad (2.16)$$

где ознака u/l означава да се мисли на доњи, или горњи Т-елемент. Ознаке коришћене у изрази (2.16) рачунају се као:

$$q = \frac{2(1.5\alpha_f - 2\alpha_f^3)Z_f}{2(6\alpha_f^2 - 8\alpha_f^3)Z_f + \frac{L_b}{2A_s}} \quad (2.17)$$

$$Z_f = \frac{[2(m+n)]^3}{b_{eff}^3 t_f^3} \tag{2.18}$$

$$\alpha_f = \frac{n}{2(m+n)} \tag{2.19}$$

где је L_b конвенционална дужина завртња. Различити истраживачи различито дефинишу ову дужину, али Еврокод усваја следећи израз:

$$L_b = t_{f,u} + t_{f,l} + 2l_w + 0.5(l_n + l_h) \tag{2.20}$$

где димензије обележене са t представљају дебљине плоча Т-елемената који су спојени завртњем, а остале димензије су исте као на слици 2-25. Другим речима Еврокод за дужину завртња узима растојање од средине главе до средине навртке завртња.

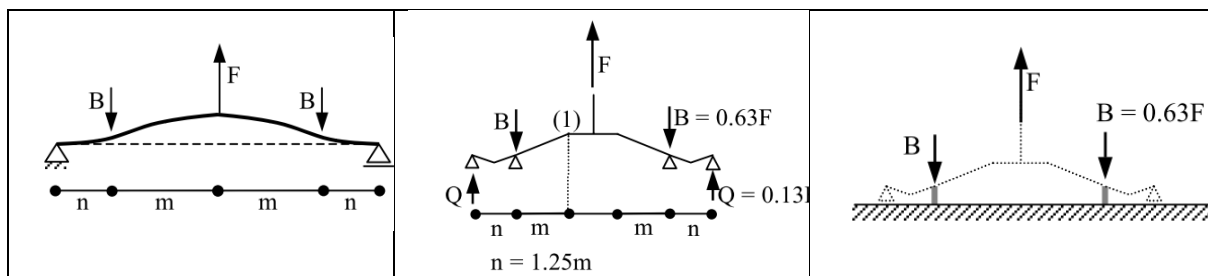
Коначно, еластична крутост било код од два Т-елемента добија се количником спољног оптерећења и одговарајуће деформације, тј:

$$k_{e,0,u/l} = \frac{F}{\Delta_{e,0,u/l}} = \frac{E}{Z_{f,u/l} \left[\frac{1}{4} - \frac{q_{u/l}}{2} \left(\frac{3}{2} \alpha_{f,u/l} - 2\alpha_{f,u/l}^3 \right) \right]} \tag{2.21}$$

Иницијална крутост Т-елемента са два завртња је онда дата као:

$$k_{e,0} = \frac{1}{\frac{1}{k_{e,0,u}} + \frac{1}{k_{e,0,l}}} \tag{2.22}$$

Међутим, пошто је овако добијен израз превише комплексан за прорачун и техничке прописе, усвојене су две битне претпоставке. Треба поменути да Jaspert у [89] усвајајући нешто компликованије изразе за конвенцијалну дужину завртња, добија још компликованије изразе. Но, управо он и предлаже поменуте претпоставке како би се упростили изрази. Прва претпоставка је да је позиција резултанте СЕП, тј. димензија n на слици 3-9 усвоји као 1,25m. Ово аутоматски значи да су силе у сваком завртњу једнаке 0,63F, тј. 63 процента спољашње силе, а самим тим СЕП износе 13 процената.



Слика 3-9: Модел за прорачун крутости Т-елемента (лево), деформације само од плоче Т-елемента (средина) и само од завртњева (десно)

Друга претпоставка, поприлично последична првој, је да се деформација завртњева посматра неповезано са деформацијом плоче Т-елемента. Иако су деформације ових елемената међусобно повезане и међузависне, јасно се и из табеле 3-3 примећује да се оне посматрају одвојено и независно. Овим се изрази за крутост Т-елемента драстично упрошћују, тј. α_f постаје једнако 0,2778, а q 1,282. Крутост Т-елемента постаје једнака:

$$k_{e,0,u/l} = \frac{193.64}{Z_f} = 1.063 \frac{b_{eff} t_{u/l}}{m_{u/l}^3} \approx \frac{b_{eff} t_{u/l}}{m_{u/l}^3} \quad (2.23)$$

Са друге стране, овако посматрано, завртњеви представљају посебну компоненту, тј. идеалну опругу у механичком моделу везе. Деформација завртња при сили затезања је према Еврокоду дата са:

$$\Delta_b = \frac{B \cdot L_b}{E \cdot A_s} \quad (2.24)$$

Еластична крутост једног реда од два завртња, уз присећање да је сила у завртњу претпостављена да износи 0,63F, рачуна се као:

$$k_{b,el} = 1.6 \frac{EA_s}{L_b} \quad (2.25)$$

Еквивалент изразу (2.22) за овако посматран проблем био би израз:

$$k_{e,0} = \frac{1}{\frac{1}{k_{e,0,u}} + \frac{1}{k_{e,0,l}} + \frac{1}{k_{b,el}}} \quad (2.26)$$

Другачије и прецизније формулације крутости Т-елемената могу се наћи у докторским дисертацијама Jaspert-а [88] и Coelho [37].

4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИ ДЕО ИСТРАЖИВАЊА

Како је већ поменуто ова дисертација обухвата и експериментална и нумеричка испитивања, како би се теоријски проблем боље сагледао, формулисао и решио. Ипак, темељ свих ових истраживања су свакако експериментална испитивања. У овом поглављу представиће се сва експериментална испитивања изведена у склопу ове дисертације, као и припрема самих експеримената, узорака, мерења и слично.

Сва испитивања су вршена на узорцима природне величине. Централно експериментално истраживање је подељено у две фазе, од којих се прва фаза бави тестирањем понашања Т-елемената са четири завртња, док се друга фаза састоји од тестирања понашања комплетне везе греде за стуб преко чеоне плоче са четири завртња у реду. Поред ових експерименталних испитивања, вршена су додатна испитивања која су по обиму далеко мања. Она укључују тестирања свих материјала који су коришћени у испитним склоповима, тестирања целих завртњева, испитивања завртњева на чврстоћу и испитивања микро структуре завртњева, калибрацију завртњева, пробне узорке итд.

Централна експериментална испитивања су вршена у Лабораторији за материјале и Лабораторији за конструкције Грађевинског факултета Универзитета у Београду, уз помоћ Машинског факултета Универзитета у Београду у виду опреме ARAMIS. Резултати који се добијају обрадом слика израчунавају се на РС систему високих перформанси који је део ове опреме. Овај део обраде података изведен је на Машинском факултету у Београду. Поред овога, испитивања целих завртњева изведена су како у Лабораторији компаније TRC PRO из Новог Сада, тако и у Лабораторији за материјале Факултета техничких наука Универзитета у Новом Саду. Сви узорци су израђени у компанији EX-BC у Новом Саду. У осталим припремним радњама за експериментална испитивања, учествовали су Лабораторија за конструкције Грађевинског Факултета у Суботици Универзитета у Новом Саду, компаније Шинвоз из Зрењанина и институт Кирил Савић из Београда. Сва испитивања су изведена у периоду између 2018. и 2019. године.

4.1. ПРИПРЕМА И ОРГАНИЗАЦИЈА ЕКСПЕРИМЕНТА

Ово поглавље укратко ће приказати скуп радњи које су претходиле самом експерименталном испитивању, и без којих је немогуће обавити експеримент. Већина ових радњи су стандардне, и не разликују се од оних које су вршене при другим експерименталним испитивањима. Ипак, нека испитивања и поступци су ретко или никада вршени код нас у склопу експерименталних испитивања у грађевинској науци, те многа од запажања и процедура служе као упутства и препоруке за наредне генерације које ће у склопу сопствених истраживања наилазити на сличне препреке. Такође, сама реализације експеримента траје занемарљиво у односу на фазу припреме, и њена успешност у потпуности зависи од ове фазе, па је припрема у том смислу есенцијална за успешност целог експеримента. Од посебне важности за изведена експериментална

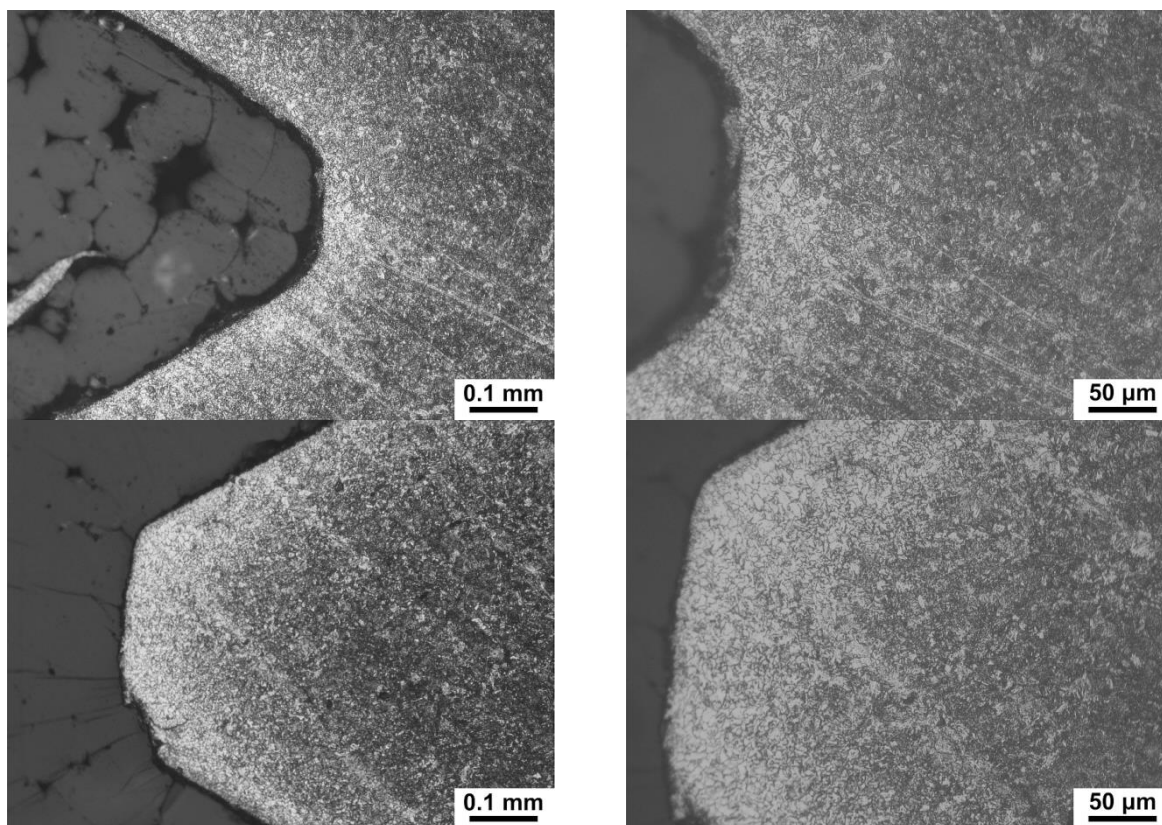
испитивања јесте мерење понашања завртњева. Поменуто је у прегледу експерименталних истраживања да су се методе ових мерења мењале кроз време и да је најсавременија метода мерних трака уграђених у тело завртња, која је и овде примењена, коришћена у свега пар испитивања из области ове дисертације. Такође, мерење дилатација у челику оптичким методама коришћењем система ARAMIS такође представља најсавременију експерименталну методу, и иако је у свету веома заступљена у протеклих десетак година, код нас су, с обзиром на високу цену ове апаратуре, оваква мерења још веома ретка, посебно у грађевинарству. Оба оваква система која тренутно постоје у нашој земљи поседује Машински факултет Универзитета у Београду. Из ових разлога, ово поглавље садржи посевна подпоглавља која обрађују проблематику завртњева и мерења дилатација системом ARAMIS.

4.1.1. ПРИПРЕМА И ИСПИТИВАЊЕ ЗАВРТЊЕВА

Пре самог приступа припреми експеримента извршен је тест пробног узорка прве фазе - једног Т-елемента са четири завртња у реду. Иако је према препорукама Еврокода [247] овај тест узорак требао да достигне лом симултано, по плочи и по завртњевима, одмах је уочено да услед велике дуктилности основног материјала, стварни отказ склопа настаје при кидању завртњева. Он је тренутан, праћен снажним звуком, и углавном асиметричан, тј. прво долази до отказа једног од два унутрашња завртња, па тек потом и до другог. Еврокод у свом делу 1993-1-5 [246] усваја критеријум лома дилатацију од 5 процената, без објашњења разлога за ово. При консултацијама са угледним европским професорима из ове области, закључено је да је овакав критеријум последица немогућности примене основних претпоставки на којима се базира Еврокодов прорачун, а то је стање малих деформација. Нигде у званичној литератури се ово егзактно не прецизира, но ово објашњење има смисла са аспекта писања правилника. Ипак, идеја експеримента је да се испита понашање узорака до њиховог коначног лома, тј. пада силе коју преносе, без посебног ограничавања на одређену област примењивости у прописима. Стога је од изузетног значаја да се експериментално испитају, али касније и нумерички симулирају понашања узорака до стварног лома, а ово јасно значи до кидања завртњева. Самим тим, понашање завртњева у свим фазама до њиховог отказа је од суштинске важности. Такође, након вађења узорка из пресе којом је тестиран, увидело се да лом завртња није настао преломом завртња у зони навоја, већ свлачењем навоја завртња (или навртке) на месту навртке. Генерално, овакав тип отказа завртња није прихватљив, но поставља се питање разлога оваквог отказа. Већ је раније поменуто у студији [47] да се овакав тип лома јавља код HV завртњева, али није јасно колико је савијање завртњева играло утицај на појаву оваквог лома. Пошто је ово немогуће квантификовати, а овакав лом непожељан највише из разлога низа проблема који би се касније јавили при нумеричким симулацијама ако би се овај лом покушао моделирати, предузет је низ радњи како би се открио узрок и предупредио лом свлачењем навоја при каснијим експерименталним испитивањима. Све

ово је за последицу имало додатни сет испитивања завртњева која ће бити описана у овом поглављу.

Завртњеви су произведени у компанији ТИК из Ваљева. Сви завртњеви који су коришћени у целом истраживању произведени су у једној шаржи, како би се отклонили утицаји различитог термичког третмана или различитог почетног материјала на коначни квалитет завртњева. Сви завртњеви су номиналног квалитета 8.8, номиналног пречника 16 милиметара, дужине тела 59 милиметара и дужине навоја 32мм. Завртњеви нису третирано антикорозивном заштитом (black bolts) и с обзиром да је при њиховој изради аутор био у контакту са компанијом која их је произвела, прибављени су атести материјала и тестирања која се спроводе у складу са правилником EN 10045-1, EN ISO 898-1 и ISO 148. Завртњеви су произведени према правилнику EN 14399-4 [244], и упарени су са подлошкама квалитета 10 израђених према стандарду EN 14399-6 [245]. У тренутку пробног теста, навртке нису биле од истог произвођача, што је накнадно исправљено. Навртке које су касније коришћене у експерименту су такође биле израђене од стране ТИК Ваљева, и према правилнику [244], али са навојем који је израђен тачно према навоју завртњева.



Слика 4-1: Миркоструктура завртња

Како би се открио узрок лома по навоју, на Машинском факултету Универзитета у Новом Саду, поновљена су испитивања микротврдоће (првобитно су рађена у ТИК Ваљево). Микротврдоћа је мерена на површини тела завртња и по пресеку завртња, апаратом

Buehler Wilson Тикон 1102. Резултати су показали да је средња вредност микротврдоће на површини тела износила 267 HV, док је на пресеку тела просечно износила 363.6 HV. Ово је упућивало да је могуће разугљеничење на површини завртња, па је накнадно извршено је и снимање микроструктуре завртња светлосним микроскопом Leitz Orthoplan, чији резултати су приказани на слици 4-1.

Као што се може видети са слика, површински слој од сса 70 μ m је декарбонизован (разугљеничен), највероватније због недовољно контролисане атмосфере при термичком третману завртњева. Међутим, остаје питање да ли је ово био узрок лома свлачењем навоја при пробном тесту.

Како би се додатно испитали завртњеви, изведени су тестови затезања на целим завртњевима. Проблем је што је дужина завртњева сувише мала да би се они могли тестирати заједно са навртком. Да би се адекватно оценила носивост завртња са навртком, тело завртња мора излазити ван навртке за барем два навоја, што у случају предметних завртњева оставља свега 34 милиметра тела завртња између две подлошке. Ово је недовољно да би стале плоче алата за испитивање завртњева на затезање. Стога је завртањ испитиван на два начина. У првом тесту завртањ је испитиван на кидалици на Департману за машинство Факултета техничких наука, у чији алат за прихватање завртњева може да се постави завртањ, али је могуће испитати само носивост завртња. Носивост завртња је испитана на хидрауличкој кидалици VEB 282/58, максималне силе 400 kN, у опсегу до 200 kN. Добијене вредности носивости за два испитана узорка износе 143,5 и 142,8 kN, што представља задовољавајућу носивост завртњева квалитета 8.8. На слици 4-2 приказана је апаратура испитивања, док су на слици 4-3 приказани испитани узорци.



Слика 4-2: Испитивање завртња на затезање - носивост завртња



Слика 4-3: Испитани узорци завртњева

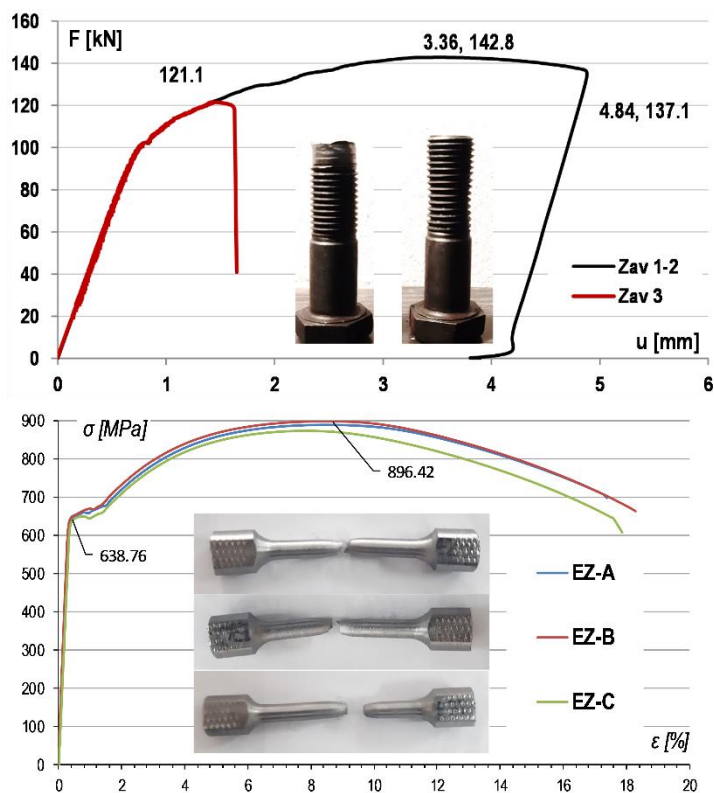
У другом испитивању, које је обављено акредитованој лабораторији TRC PRO у Новом Саду, испитана је уз носивост и деформабилност завртњева. Проблем је што у алат који је коришћен за испитивање није могао да се постави завртањ са навртком, из разлога мале дужине завртња, већ је тело завртња уврнуто у специјалан алат са навојем какав је и на навртци завртња. Проблем овог алата је што не може прецизно опонашати услове завртња у склопу, када се сила преноси преко навртке, јер је дужина навоја на алату много већа него висина навртке, тако да тело не може проћи кроз алат. Са друге стране, у овом испитивању, с обзиром на постојање сферичног лежишта на који се ослања глава завртња преко подлошке, сила се уноси потпуно центрично, па нема секундарног савијања склопа при затезању узорка.



Слика 4-4: Испитивање носивости и дуктилности завртњева

Издужење завртња је мерено помоћу LVDT електричних екстензометара, произвођача НВМ, а коришћени аквизициони уређај је осмоканални Quantum-X истог произвођача. Испитана су три узорка, од којих су два узорка испитана до лома, а један до максималне

носивости, тј. до опадајућег дела криве сила-померање. Такође, два узорка су уврнута у алат за испитивање на дужини приближно једнакој висини навртке, док је један узорак уврнут мањом дужином, како би се постигао лом свлачењем навоја. На сликама 4-3 до 4-4 приказани су редом апаратура за испитивање и испитани узорци са одговарајућим кривама понашања.



Слика 4-5: Криве понашања завртњева и испитани узорци (горе) и епрувета (доле)

Као што се може видети на слици 4-5, носивост завртња је и овим тестом добијена идентична као и на испитивању са слике 4-2 и износи 142,8 kN. На слици 4-5 приказани су дијаграми одговора завртња који је мање уврнут у алат и код кога је лом наступио свлачењем навоја при сили од 121,1 kN, и завртња који није сломљен, већ је растерећен при издужењу од 4,84 mm. Трећи узорак чији дијаграм није приказан достигао је максималну силу од 143 kN, и пукао при издужењу већем од 5,5 mm, но ова вредност зависи од дужине увртања навоја тела у алат, која није могла бити прецизно измерена. На графику са слике 4-5 део кривих за силе мање од 18 kN је линеаризован, како би се одстранио део на коме се читава намештање сферних лежишта и како би се видела стварна издужења завртњева.

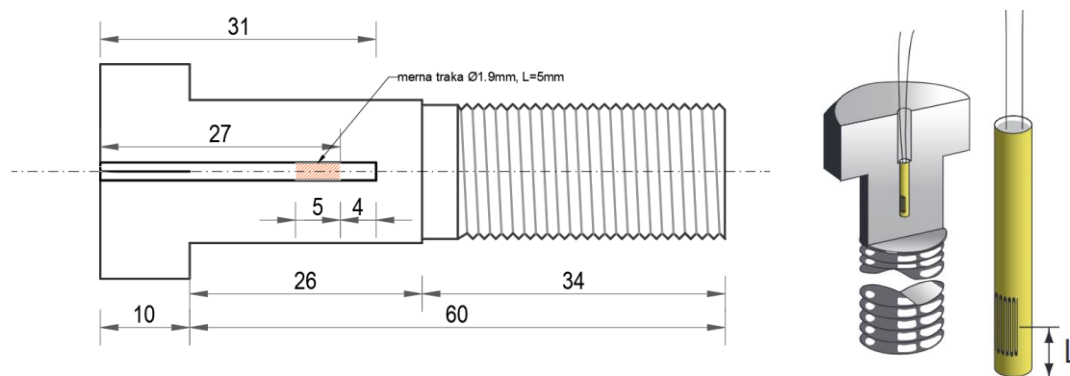
Као закључак претходно приказаних анализа, поручене су нове навртке израђене према калупима навоја који су коришћени и за израду завртњева, и усвојена је виша навртка, висине $1d$ завртња, тј. 16mm. Овим се предупредио лом по навоју при централном експерименталном испитивању, иако је доказано да се овај лом неће јавити код посматраних завртњева при централном затезању. Питање да ли савијање завртњева које

се јавља у узорку Т-елемента може да изазове свлачење навоја остаје да се испита. Или је разлог за такав лом при пробном тесту био само неадекватност нартке, која није била одговарајућег материјала, и која није била од истог произвођача као и завртњеви, те су могуће биле мале толеранције у димензијама навоја. При каснијим експерименталним тестовима који ће бити приказани у овом поглављу, ни у једном случају није се више јавио такав лом завртња, а разлог су навртке веће висине које су коришћене у каснијим тестовима.

Следећа фаза у припреми завртњева је опремање завртњева мерним тракама. У највећи део завртњева (сто комада) постављене су мерне траке у оси завртњева. Један мањи део од дванаест завртњева је био опремљен са другачијим типом трака које су биле постављене по омотачу тела завртња, и сваки од ових завртњева на себи је имао четири мерне траке. Ови завртњеви и покушај начина мерења силе, али и момента у њима, биће приказани након што се опишу све фазе у припреми поменутих сто завртњева. Овај поступак уградњи мерних трака у тела завртњева је веома комплексан, захтеван и трајан. Комплетна припрема оволиког броја завртњева је трајала више месеци. Готово идентичну процедуру у свом истраживању при докторској дисертацији спровео је Ненад Фриц [63]. У тој дисертацији могу се пронаћи још детаљније описане процедуре и препоруке које су неопходне како би се постигао жељени резултат. Већи део припреме завртњева је и рађен према препорукама и налазима датим у [63]. Разлог за опис ове процедуре у [63], а и овде, је то што произвођачи мерних трака не дају детаљна упутства за њихово постављање и калибрисање, јер сами пружају те услуге. Препоруке и упутства не могу се пронаћи ни у ретким радовима који се баве испитивањима у којима су примењене ове мерне траке, но у овом случају из разлога што истраживачи најчешће нису ни учествовали у овој фази припреме, већ су то самостално радили лаборанти или произвођачи мерних трака. Тако се показао исправним став заузет у [63], да је за будућа испитивања завртњева код нас, од велике помоћи један преглед радњи које су неопходне да би се на овај начин испитало понашање завртњева. Стога је и у овој дисертацији, али у једном краћем облику настављено скупљање и преношење искуствених запажања у вези са овим процесом.

Први корак у целом поступку представља бушење рупа у завртњевима. Како би се што боље контролисала дубина рупе, и дубина на којој ће се поставити мерна трака, претходно је обрађена површина главе сваког завртња при чему је уклоњен лого произвођача, а површина остала равна. Потом се сваки завртња посебно позиционира у стегу и контролише вертикалност овог положаја како би се обезбедило да се рупа целом својом дужином налази у оси завртња. Поступак бушења завртња је изведен полуаутоматском стоном бужилицом. С обзиром да су сви завртњеви исте дужине, иако стезна дужина неће бити иста код свих јер ће се њима спајати плоче различите дебљине, одлучено је да дужине рупе у свим завртњевима буде иста. Рупе су пречника 2 милиметра, и слабљење пресека завртњева које се постиже њиховим бушењем не сме бити веће од 5 процената. У случају коришћених завртњева М16 ово смањење површине

попречног пресека износи 1,56%, односно 1/64. Мерне траке које се монтирају у рупе су пречника 1,9mm, и треба да се поставе 3 до 5 милиметара од дна рупе. Такође, мерна трака не треба да се налази на делу са навојем, као ни непосредно уз главу завртња. За завртњеве величине M10 или M12, трака треба да је удаљена од прелаза са тела на главу барем 15 милиметара, како очитавани резултати не би били неупотребљиви због скретања правца напона услед нагле промене пречника. Одлучено је да дужина рупе буде 31 милиметар, како би се трака поставила на 27 милиметара од врха завртња. Прецизне димензије завртња са рупом дате су на слици 4-6, заједно са илустративним тродимензионалним приказом коначног положаја траке у телу завртња.



Слика 4-6: Димензије завртња са рупом (лево) и положај мерне траке у завртњу (десно)

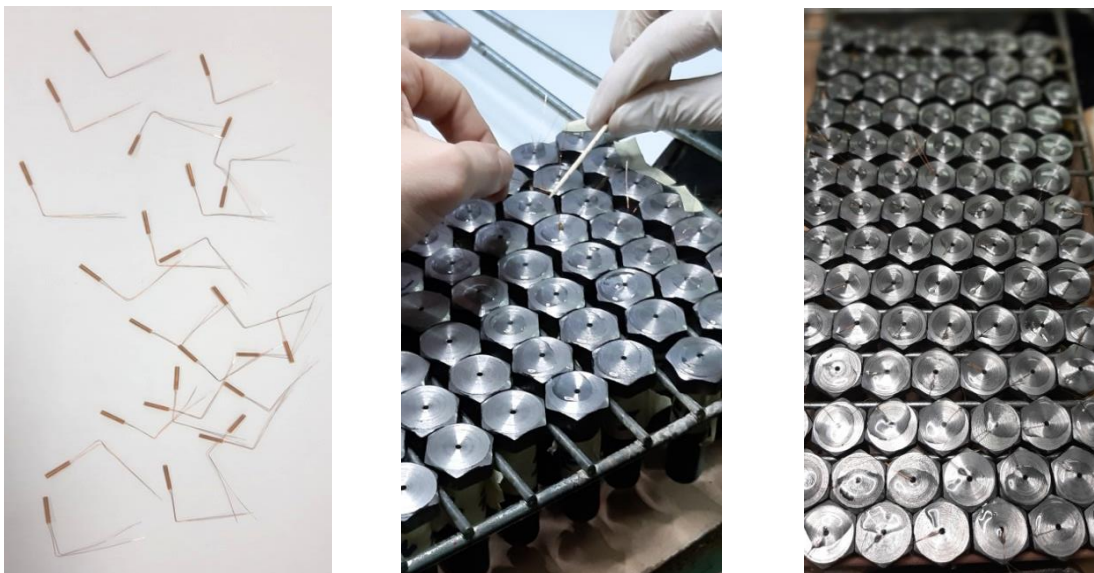
Следећа активност представља чишћење избушених рупа у завртњевима. Како су рупе малог пречника, сразмерно велике дужине, и бушене бургијом у вертикалном положају, много опиљака и друге нечистоће се налази у њима, па их је због тога пре уградње трака неопходно детаљно очистити. Чишћење се састојало од:

- Продувавања рупа компресованим ваздухом како би испала прашина и опиљци.
- Чишћења рупа растварачем - шприцем се усипа растварач у сваку рупу како би се растворила емулзија и остале залепљене нечистоће. Свака рупа се тканином обмотаном око жице темељно чисти како би се залепљене нечистоће по ободу рупе одлепиле. Растварач се потом уклања из рупе просипањем и уз помоћ компресора. Овај корак је изведен два пута за сваки завртањ.
- Брисање рупе - темељно чишћење које се врши помоћу памучног конца обмотане око жице и натопљеног растварачем. Поступак је неопходно понављати док се на белом концу након чишћења не могу видети трагови нечистоће. Просечно је било потребно три до четири пута очистити сваку рупу новим чистим концем како би нечистоће престале бити уочљиве.
- Уклањање растварача - Завртњеви се окренути како би преостали растварач исцурio или коначно испарио, а сутрадан су чистом тканином додано обрисане рупе.

Овим поступком завртњеви су били припремљени за уградњу мерних трака. Све фазе за свих сто завртњева изведене су у једном дану, сем последње фазе. Завртњеви су преко ноћи остављени са растварачем и сутрадан је уклоњен растварач и постављене траке. Важно је да рупе не буду изложене након чишћења јер може доћи до уласка прашине или стварања филма услед оксидације. У том случају неопходно је поновити поступак чишћења пре саме уградње мерних трака у завртњеве.

Коришћене мерне траке су тип KFG-3-120-C20-11 произвођача Куова из Јапана. Ове траке се специјално и само користе за уградњу у завртњеве. Трака се састоји од носача решетке проводника који је направљен од епоксида и који је савијен у цилиндар, пречника 1,9 милиметара и дужине 5 милиметара. Величина решетке (grid) проводника је око 6 милиметара, отпор је 120 Ω . Проводник је жица пречника 0,14 mm, укупне дужине приближно 80 милиметара. За атхезив се користи епоксидни двокомпонентни лепак који очвршава на собној температури, али је неопходан и термички третман. Након очвршавања атхезива, ове мерне траке могу се користити при температурама између -10 и 50 степени Целзијуса. Укупни мерни опсег трака је према спецификацији 5000 микродилатација, но током експеримента траке су читавале дилатације и до 20.000 $\mu\text{m}/\text{m}$.

Како би се обезбедила одговарајућа дубина на којој ће мерна трака бити постављена, све траке су припремљене тако што су инсталације (лицне) савијене под правим углом на тачно 27 милиметара од врха траке, што је приказано на слици 4-7 лево.



Слика 4-7: Припрема мерних трака пре уградње и поступак уградње трака у рупе завртњева

Атхезионо средство, тј. лепак који се користи за уградњу мерних трака има ознаку EP 370. Произвођач је такође Куова из Јапана. Ради се о двокомпонентном течном епоксиду, који се сврстава у веома отровне материје, што је у многоме отежало његово допремање из

Јапана. Компоненте се мешају у размери 1:5, без загревања. Атхезив задржава потребну вискозност након сједињавања компоненти приближно петнаест минута, тако да се сједињавање изводи етапно, како не би дошло до згрушњавања смесе.

Атхезив се сипа у припремљену рупу помоћу специјалног шприца игле пречника 1,8 милиметара. У овој фази уградње потребно је веома водити рачуна како се мехури ваздуха не би задржали унутар рупе након усипања лепка, што би значајно утицало на рад мерних трака након очвршћавања. У дисертацији Фрица [63] рађена су испитивања и пробе ове операције на рупама у плексигласу како би се одредила најбоља метода сипања лепка и предупређења ваздушних мехурова. Предложена процедура се састоји од уношења лепка у шприц, постављања шпица у рупу завртња тако да врх игле дотакне дно рупе, и потом симултаног истискивања лепак при лаганом извлачењу игле. Ова процедура је и у овом испитивању примењена, иако је примећено да се атхезив Е370 понашао много боље, тј. вискозније, од оног коришћеног у [63], чија је ознака А2 произвођача Токуо Sokki Kenkyujo Co.

Већ је поменуто да се попуњавање рупа вршило етапно, што је у овом случају значило у серијама од по 10 до 12 завртњева, како би се пре очвршћавања лепка могле поставити траке у рупу напуњену атхезивом. Мерне траке треба да се поставе вертикално у рупу тако да не додирују дно ни зидове рупе. И у овој фази треба спречити уношење мехурића ваздуха у лепку. Мерне траке су постављене према упутствима тако да пресавијени део лицни (жичаних извода) налегне на врх главе завртња. Поступак уградње трака приказан је на слици 4-7.

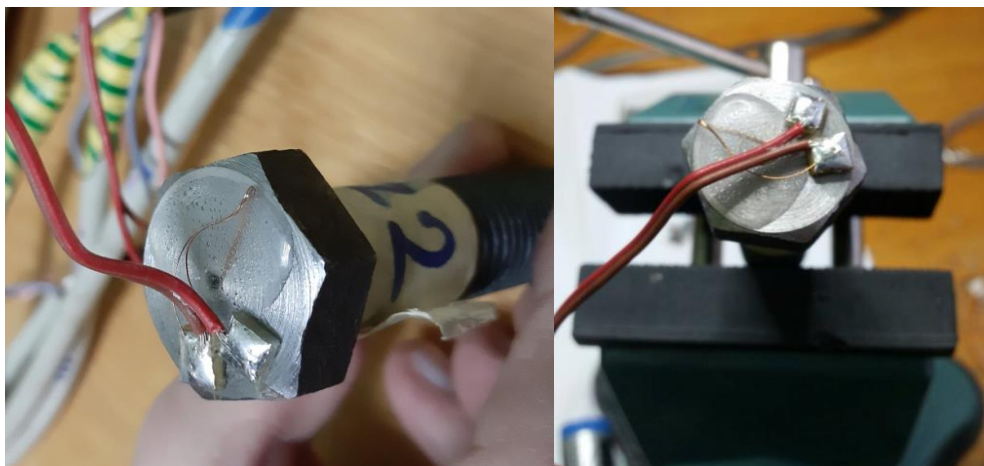
Коришћени атхезив очвршћава на собној температури 24 часа или више, а потом се 5 или више сати држи на температури од 80 степени Целзијуса. На слици 4-8 је приказана комплетна серија завртњева у лабораторијској сушници. Температура је контролисана термометром на сушници и температурном сондом.



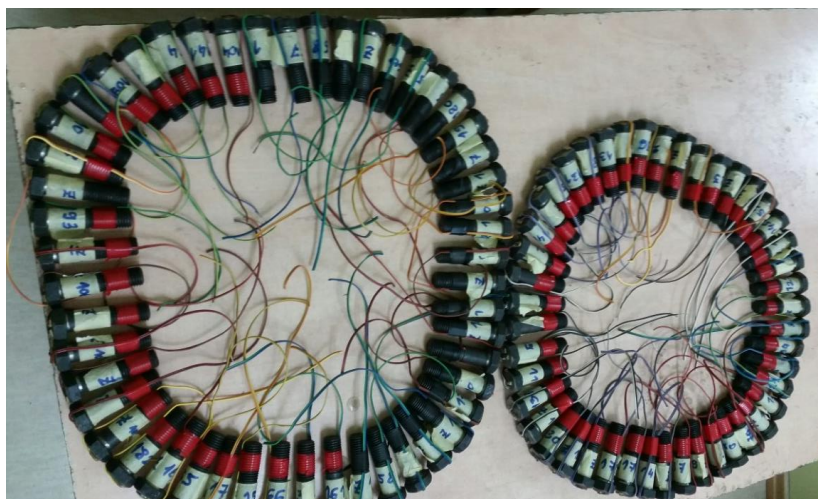
Слика 4-8: Термички третман атхезива у лабораторијској сушници

Након очвршћавања лепка и хлађења завртњева, може се испитати да ли је дошло до оштећења мерних трака, тако што се мери специфични отпор сваке траке. У овој фази, све траке су биле исправне. Следећа фаза је заштита осетљивих лицни, које су бакарне жице пречника 0,14 милиметара, изоловане полиестерним премазом. С обзиром да би било

немогуће баратати завртњевима када се ови жичани изводи не би заштитили, оне су залемљене за две плочице пертинекса које су залепљене за главу завртња. На ове плочице су такође залемљени и каблови којима ће се мерна трака повезати за аквизициони уређај. Изглед завртња са плочицама пертинекса дат је сликом 4-9.



Слика 4-9: Заштита жичаних извода мерних трака у завртњевима



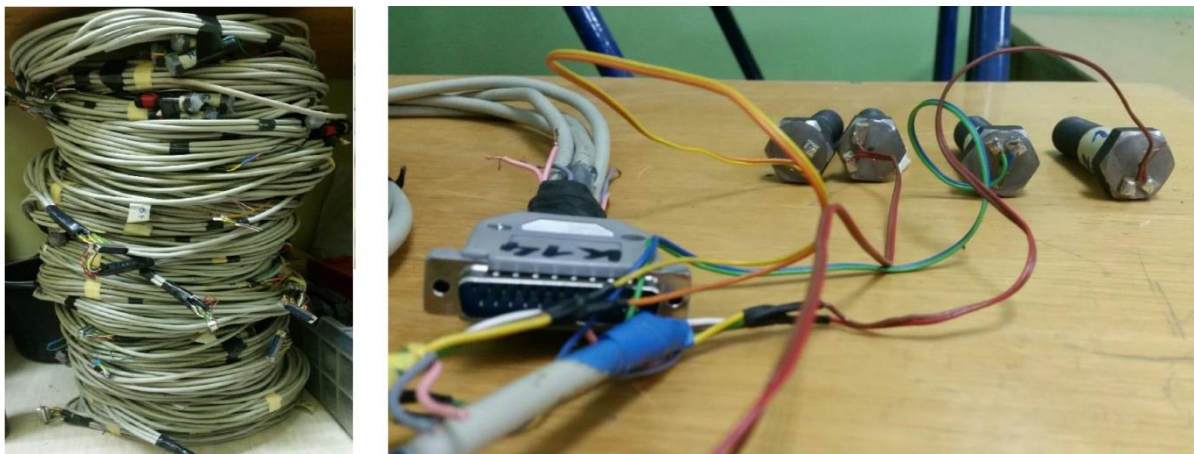
Слика 4-10: Цео комплет завртњева са учвршћеним жичаним изводима



Слика 4-11: Заштита електро спојева силиконом

Спојеве који су направљени на пертинексу се потом заштићују спојем силикона како се не би оштетили током калибрације, уградње и у периоду између. На слици 4-11 су приказани завртњеви са електро спојевима заштићеним силиконом. Овај начин заштите се показао као веома добар.

Свака мерна трака је повезана у четвртину Витстоновог моста. Остала три отпорника моста налазе се у аквизиционом уређају који је коришћен за прикупљање података и при калибрацији завртњева и при експерименталном тестирању узорака. Свака мерна трака опремљена је каблом дужине 5 метара, како би се током експеримента несметано могао позиционирати аквизициони уређај на довољном растојању од узорка. С обзиром да је коришћен шеснаестожилни кабл, по четири завртња су везана на један кабл. Са друге стране кабла налази се конектор који одговара улазу на аквизиционом уређају. Каблови од појединих трака су повезани на конектор на начин да уређај препозна четири одвојена сигнала из четири завртња. Овај број завртњева је одређен из разлога што се испитује веза са четири завртња, те је много једноставније користити један кабл по једном Т-елементу. Такође, иовако велика укупна дужина каблова била би учетворостручена ако би се за сваки завртња користио посебан кабл. У том случају било би потребно 500 метара кабла, што би било веома неекономично решење. и отежало манипулацију. На слици 4-12 приказани су завртњеви повезани на каблове.



Слика 4-12: Завртњеви увезани на каблове и снопови половине завртњева (50 комада)

На претходној слици види се да су завртњеви обележени траком на телу завртња. То није морало да се ради у фази у којој је рађено, јер су завртњеви током калибрације поново нумерисани и ознака је тог пута постављена на каблове, што ће се видети на сликама следећег поглавља.

Један мањи број завртњева, 12 комада, је опремљен тракама на потпуно другачији начин. На делу тела завртња одмах испод главе завртња брушењем је заравњен део ширине свега пар милиметара како би се могла залепити мерна трака дужине 3 милиметра. Оваква метода мерења је већ рађена у неким експерименталним испитивањима, мада су често коришћене две траке, наспрамно са две супротне стране тела. Међутим, на овај

начин могуће је добити само средњу силу у завртњу, и то у случају да се ниједна трака не оштети током трајања експеримента. У овом случају усвојене су четири траке, постављене по обима на сваких 90 степени. Три траке су довољне да се реконструише раван дилатација и тиме измери савијање завртња. Четири траке су усвојене из разлога што постоји велика шанса да нека од трака или њених извода оштете након што се завртањ притегне. Да би се жичани изводи (лицне) могли спровести ван споја, на глави завртњева су пробушене четири рупе пречника 1,8 милиметара. Коришћене су траке типа KFGS-3-120-C1-11 произвођача Kuowa, дужине 3 mm. Иако су лицне додатно заштићене изолационом лаком, највећи проблем је спречити прекид контакта у између траке и плочица пертинекса на глави завртња. Немогуће је заштити ове инсталације јер се не сме користити ништа што би повећало пречник тела завртња, и тиме онемогућити његово постављање у узорке. Такође, дужина лицни није довољна да се оне изведу кроз рупе у глави завртња, већ их је неопходно наставити. На глави завртња постављене су плочице пертинекса, овог пута четири комада, на којима су залемљени изводи и каблови који служе за повезивање ових трака са акцизиционим уређајем. На слици 4-13 приказан је изглед једног завртња за постављеним тракама.



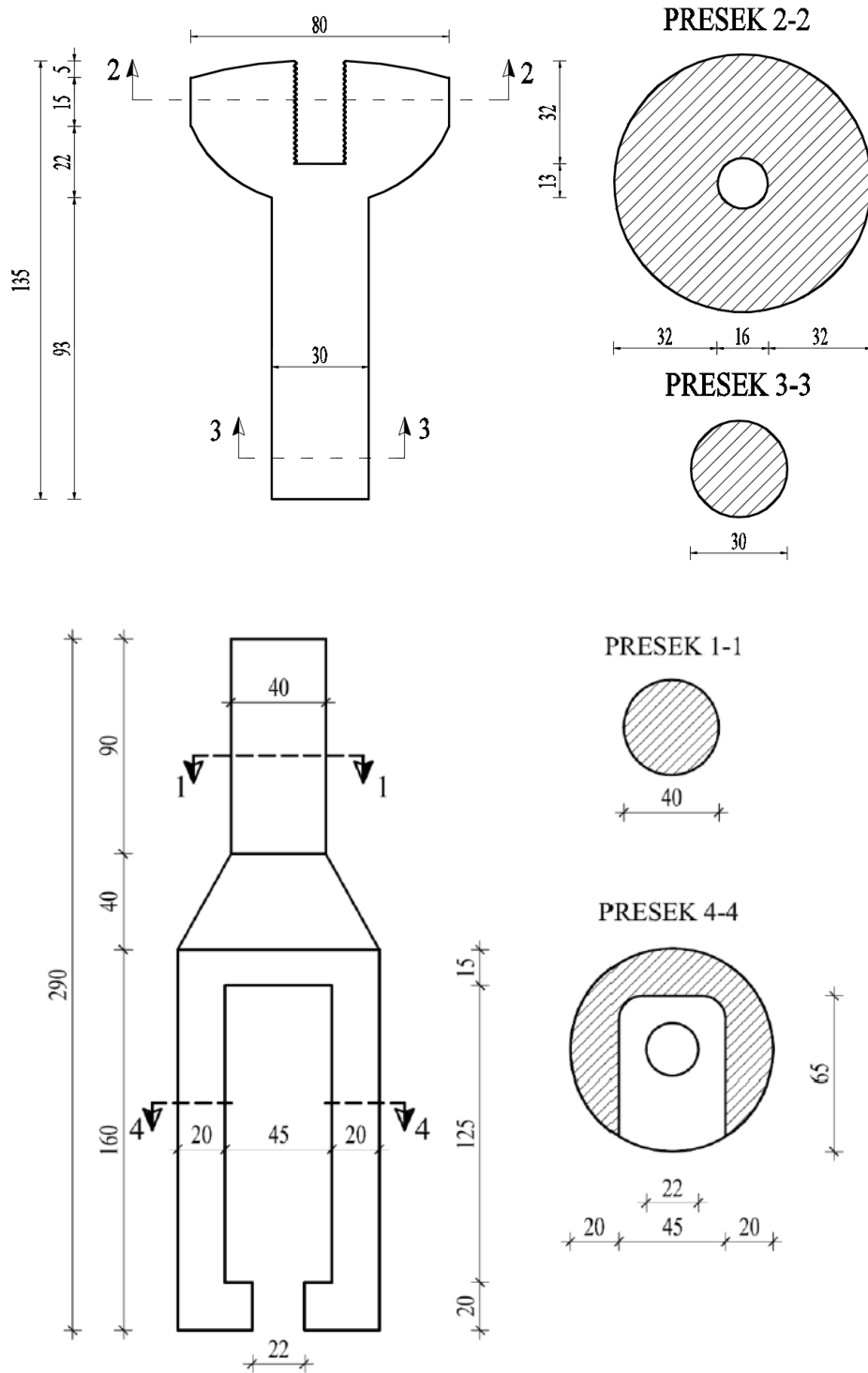
Слика 4-13: Завртањ са четири линеарне мерне траке по свом обиму

4.1.2. КАЛИБРАЦИЈА ЗАВРТЊЕВА

Калибрација завртњева је скраћени назив поступка калибрације мерних трака уграђених у тело завртњева. Овај део припреме експеримента је веома важан како би се предупредио губитак података са одређених завртњева уколико би се показало да одређене траке нису правилно уграђене или да су из неког другог разлога постале неисправне током низа радњи описаних у претходном потпоглављу. Такође, као што ће се видети неће свака мерна трака показивати исти одговор за исту нанету силу. Разлози за ову појаву су најчешће одступање од апсолутне вертикалности мерне траке унутар рупе у телу завртња. Тако да калибрација завртњева практично мапира читавања са мерних трака у сваком завртњу на износе стварне аксијалне силе затезања коју завртањ преноси. Ова фаза припреме изведена је у Лабораторији за материјале Грађевинског факултета Универзитета у Београду.

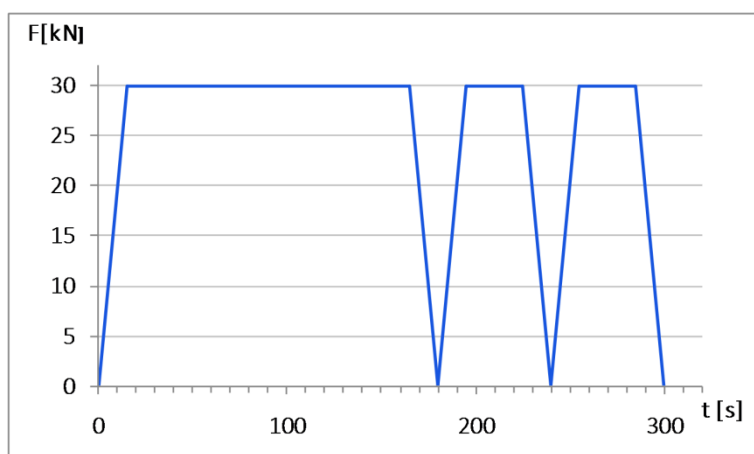
Процедура се састоји из центричног затезања завртња познатом аксијалном силом, и симултаним мерењем одговора мерне траке у завртњу. Како би се сила унела у завртањ,

потребно је поставити завртањ у алат. Алат се састоји из дела у који се преко подлошке поставља глава завртња и другог дела у који се увија тело завртња. Први део алата израђен је за испитивање које је вршио Фриц у склопу своје докторске дисертације [63], док је други део алата стандардни испитни алат за завртњеве величине М16. Димензије коришћеног алата дате су на слици 4-14.



Слика 4-14: Алат за калибрацију завртњева

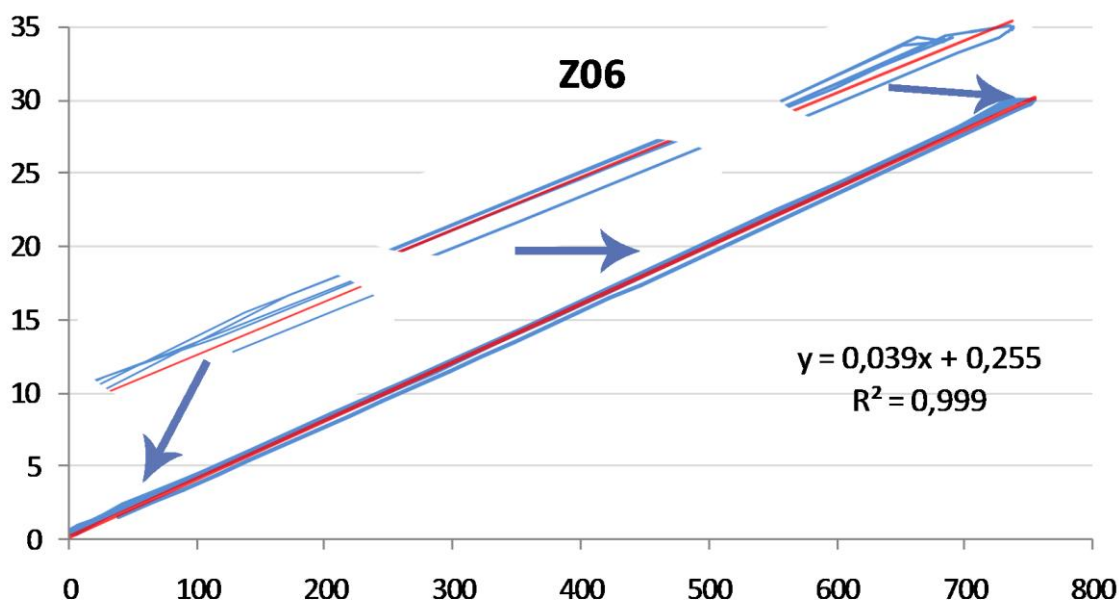
Алат је са друге стране фиксиран у чељусти кидалице. За калибрацију завртњева, коришћена је кидалица произвођача SHIMATSU, серије AGS-X, носивости 300 kN, и прецизности 0,01 kN. Кидалица је повезана са аквизиционим уређајем MGC Plus немачког произвођача HBM. Карактеристике овог уређаја детаљније су описане у поглављу 4.3.2. Сила је наносена у три циклуса, од којих је при првом циклусу максимална сила задржана константном у трајању од 150 секунди, док је у осталим циклусима сила задржавана по 30 секунди. Брзина наносења силе је била 2 kN/s. Није наносена максимална сила, како не би дошло до оштећења навоја на завртњевима с обзиром на малу дужину завртњева и последично мању дужину увртања завртња у доњи алат. Супротна мишљења око тога може ли доћи до оштећења навоја завртња при калибрацији до максималне силе изнета су у дисертацијама [63] и [85]. Фриц из сопственог испитивања и калибрисања великог броја завртњева закључује да не постоји оправданост бојазан да у току калибрације може доћи до оштећења навоја. Ипак, овде је сматрано да није потребно напрезати завртањ до силе до које би се преднапрезао завртањ, јер завртњеви нису ни преднапрезани током централног експеримента. За максималну силу током калибрације усвојена је вредност од 30 kN. Дијаграм промене силе по времену током калибрације завртњева приказан је на слици 4-15.



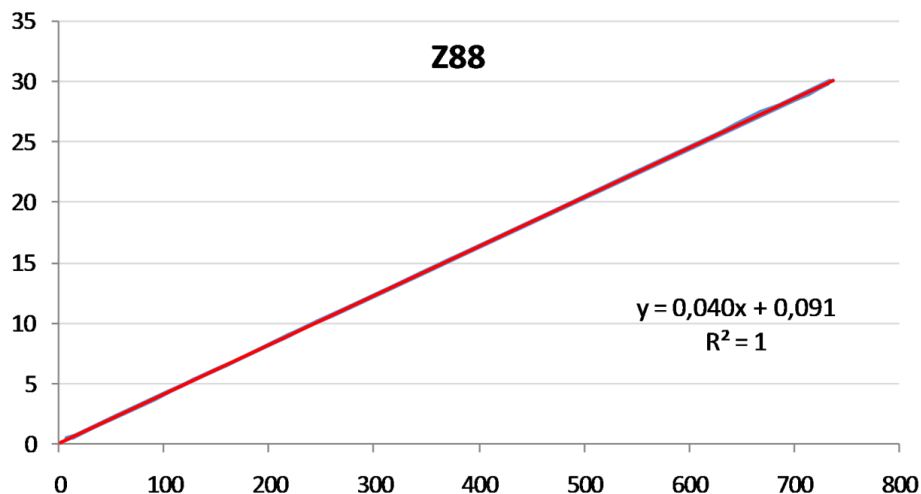
Слика 4-15: Дијаграм промене силе по времену током калибрације завртњева (лево) и слика једног завртња током калибрације (десно)

Описана процедура поновљена је 101 пут, то јест за сваки завртањ у који је уграђена мерна трака. Калибрација сваког завртња подразумева евалуацију зависности силе затезања (F) којој је завртањ изложен и вредности дилатације ϵ која се за то затезање читава са мерне траке. Ови дијаграми ($F - \epsilon$) приказани су за сваки завртањ посебно у Анексу А. У овом поглављу приказани су само репрезентативни примери ових зависности, на сликама 4-16 и 4-17. У идеалном случају зависност између силе и очитане дилатације би требала бити линеарна. Одређена одступања од потпуно линеарне зависности, заправо од било какве очекиване зависности, су неминовност сваког реалног мерења.

Једна врста одступања представља одређену нелинеарност и расипање резултата у областима мале силе. Она се лако могу објаснити флексибилношћу осталих компоненти као што су алат, чељусти подлошка, навој алата итд. Ово је уочено и при другим калибрацијама трака које су документоване, као на пример оне у [63, 85]. Но, сматра се да уколико при већим силама и посебно при поновљеним циклусима оптерећења, зависност F - ϵ постане блиска линеарној, мерна трака се може сматрати квалитетно уграђеном и функционалном. Пример једне траке која показује овакве резултате приказан је на слици 4-17 за завртањ Z88. Такође, могуће је одређено "клизање" мерне траке, тј. промена очитане дилатације током периода од 150 секунди при коме је сила константна. Идеално би читавања била потпуно уједначена током овог дела оптерећивања, но ово готово никада није случај. Резолуција мерне траке је једна микродилатација, што је веома мало. Одређена вредност толеранције на ову промену измерене дилатације се мора дефинисати, те је свака промена мања од једног процента сматрана задовољавајућом. Два су разлога због којих би ова толеранција могла бити и већа, тј. зашто овакво понашање мерне траке није забрињавајуће у конкретном случају. Први разлог је то што сила при калибрацији није била великог интензитета, а варијације мерене дилатације нису за очекивати сасвим сразмерне сили. То значи да би при максималној сили ова промена била сразмерно много мања. Други разлог је што сам експеримент није по природи такав да су овако мале промене измерене дилатације од посебне важности. У централном експерименту релативно брзо ће се мењати, и расти, дилатације у завртњевима, док је при рецимо мерењу губитка силе преднапрезања кроз време, као што је испитивано у [63] ово понашање од далеко веће важности на коначне резултате.



Слика 4-16: Калибрациона крива за завртањ Z06 са назначеним одступањима



Слика 4-17: Калибрациона крива за завртањ Z88 као пример идеалног поклапања са регресионом правом

Неприхватљиво понашање мерних трака при калибрацији је оно код кога се криве за различите циклусе не поклапају, или пак долази до хистерезисног понашања, тј. крива оптерећења и крива растерећења имају другачији облик. Чак и код оваквих случајева, ако се криве сваког циклуса оптерећивања подударају, могуће је одредити зависност силе у завртњу и очитати дилатације, али сада различите за раст силе и за пад. Такође, ово није препоручљиво у случају да је сила при калибрацији мања од силе која ће се јавити при експерименту. Оваквих случајева је било 1 посто, тј. само једна мерна трака у завртњу је показало овакво понашање. Разлог је највероватније асиметричност рупе или асиметричност мерне траке у рупи. У сваком случају, овај завртањ је избачен из студије. Додатно, током месеци протеклих између уградње трака и централног експеримента, и наколико преношења завртњева са кабловима, три траке су изгубиле сваки одзив. У једном случају проблем је био у контакту на самом пертинексу, што је исправљено, али у осталим случајевима се није могао пронаћи разлог отказа. Највероватније се ради о прекиду жичаних инсталација на споју са носачем мерне траке. Тако да је на крају, за сам експеримент на располагању остало 97 калибрисаних завртњева.

На сликама 4-16 и 4-17, као и у Анексу А, мера линеарне зависности између величина F и ϵ квантификована је коефицијентом детерминације R^2 . Коефицијенти k и a линеарне функције $F = k\epsilon + a$ дати су у табели 4-1, уз вредност коефицијента детерминације за сваку траку. Коефицијент детерминације ни у једном случају није мањи од 0,999 што указује на веома линеарну зависност мерених података и самим тим веома прецизну функционалну зависност. Другим речима, калибрација је показала да ни у једном случају није дошло до грешака приликом уградње због којих би се било који завртањ морао одбацити, осим отказа мерних трака. Очигледно су све рупе биле доброг правца, траке правилно постављене, и није било заосталих мехурића ваздуха у атхезиву.

Табела 4-1 : Резултати калибрације зартњева – коефицијенти праве и R2 фактори

Ознака	k	a	R ²	Ознака	k	a	R ²
Z01	0.040	0.054	0.999	Z02	0.040	0.164	0.999
Z03	0.041	0.623	0.999	Z04	0.040	-0.184	0.999
Z05	0.041	0.207	0.999	Z06	0.040	-0.092	0.999
Z07	0.040	0.500	0.999	Z08	0.040	0.136	0.999
Z09	0.041	0.024	0.999	Z10	0.039	-0.079	0.999
Z11	0.042	0.958	0.999	Z12	0.040	0.489	0.999
Z13	0.040	0.152	0.999	Z14	0.040	0.262	0.999
Z15	0.040	0.179	0.999	Z16	0.039	-0.131	0.999
Z17	0.039	-0.035	0.999	Z19	0.040	-0.030	0.999
Z20	0.042	0.273	0.999	Z21	0.039	-0.073	0.999
Z22	0.041	0.091	0.999	Z23	0.040	0.335	0.999
Z24	0.040	-0.302	0.999	Z25	0.040	0.177	0.999
Z26	0.040	0.188	0.999	Z27	0.041	0.259	0.999
Z28	0.040	0.557	0.999	Z30	0.040	-0.026	0.999
Z31	0.040	0.055	0.999	Z32	0.041	0.496	0.999
Z33	0.040	0.138	0.999	Z34	0.040	-0.830	0.999
Z35	0.041	0.094	0.999	Z36	0.040	-0.011	0.999
Z37	0.040	-0.088	0.999	Z38	0.040	-0.056	0.999
Z39	0.040	0.019	0.999	Z40	0.040	0.067	0.999
Z41	0.040	0.171	0.999	Z42	0.039	0.025	0.999
Z43	0.041	1.181	0.999	Z45	0.040	0.041	0.999
Z46	0.041	0.108	1.000	Z47	0.040	0.061	0.999
Z48	0.040	-0.144	0.999	Z49	0.040	0.082	1.000
Z50	0.041	0.619	0.999	Z51	0.041	0.143	0.999
Z52	0.040	1.398	0.999	Z53	0.040	0.076	0.999

Z54	0.041	0.263	0.999	Z55	0.040	0.104	0.999
Z57	0.040	0.252	0.999	Z58	0.040	0.051	0.999
Z59	0.041	0.461	0.999	Z60	0.040	0.200	0.999
Z61	0.042	0.562	0.999	Z62	0.040	0.263	0.999
Z63	0.040	0.040	0.999	Z64	0.040	0.179	0.999
Z65	0.040	0.258	0.999	Z66	0.041	0.068	0.999
Z67	0.041	0.109	0.999	Z68	0.042	0.011	0.999
Z69	0.041	0.969	0.999	Z70	0.042	1.127	0.999
Z71	0.040	0.807	0.999	Z72	0.041	0.985	0.999
Z73	0.040	-0.671	0.999	Z74	0.041	0.243	0.999
Z75	0.040	0.105	0.999	Z76	0.041	0.327	0.999
Z77	0.041	0.472	0.999	Z78	0.040	0.134	0.999
Z79	0.040	-0.077	0.999	Z80	0.040	0.269	0.999
Z81	0.041	1.952	0.999	Z82	0.040	0.306	0.999
Z83	0.039	0.085	0.999	Z84	0.040	-0.068	0.999
Z85	0.040	0.328	0.999	Z86	0.040	1.036	0.999
Z87	0.041	0.584	0.999	Z88	0.040	0.091	1.000
Z89	0.039	0.222	0.999	Z90	0.041	0.149	0.999
Z91	0.040	0.143	0.999	Z92	0.041	0.032	0.999
Z93	0.042	0.424	0.999	Z94	0.040	0.182	0.999
Z95	0.040	0.041	0.999	Z96	0.040	0.203	0.999
Z97	0.041	0.087	0.999	Z98	0.041	0.251	0.999
Z99	0.039	0.427	0.999	Z100	0.040	-0.408	0.999

4.1.3. УЗОРЦИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСТРАЖИВАЊА

Узорци прве фазе експерименталног испитивања су произведени у предузећу ЕХ-ВС, у њиховом погону у Новом Саду. Коначна припрема узорака која је обухватала и постављање мерних трака и обележавање узорака изведена је на Грађевинском факултету у Београду. Експериментално испитивање се састоји од две фазе, а узорци

различитих фаза се значајно разликују према броју, типу и величини. У првој фази експеримента укупно је испитано 36 узорак Т-елемената у природној величини, док су у другој фази испитане четири моментне везе, али су искоришћене две греде и два стуба за ово испитивање.

Узорци прве фазе су обележавани према следећем систему:

Табела 4-2: Начин означавања узорака прве фазе.

Део ознаке	Ознака	Значење ознаке
Словна ознака на првом месту	T	С обзиром да се разматрало и испитавање Т-елемената са два реда завртњева, сви узорци ове фазе су обележени са почетном ознаком Т1 која обележава да се ради о Т-елементим I фазе експеримента
Бројна ознака на другом месту	1	
Бројна ознака на трећем и четвртом месту	10/14/19	Ова ознака означава дебљину плоче Т-елемента. Разматране су три дебљине: 10, 14 и 19 милиметара.
Бројна ознака на петом месту	1/2/3	Ова ознака означава о ком положају завртњева на плочи Т-елемента се ради. Разматране су три различите конфигурације завртњева.
Словна ознака на шестом месту	A/B	Пошто је свака геометрија Т-елемента испитивана кроз два идентична експеримента, ова ознака означава да ли се ради о првом или другом тесту исте конфигурације узорка.
Словна ознака на седмом месту	1/2	Из разлога конфигурације опреме на коме су испитивани узорци, горњи Т-елемент је морао да има дуже ребро у односу на доњи, иако су плоче Т-елемента потпуно идентичне. Ознака А означава узорак са дужим ребром, док ознака В означава узорак са краћим ребром.

Према овом систему су обележени сви испитани узорци, као што се може видети на слици 4-18.

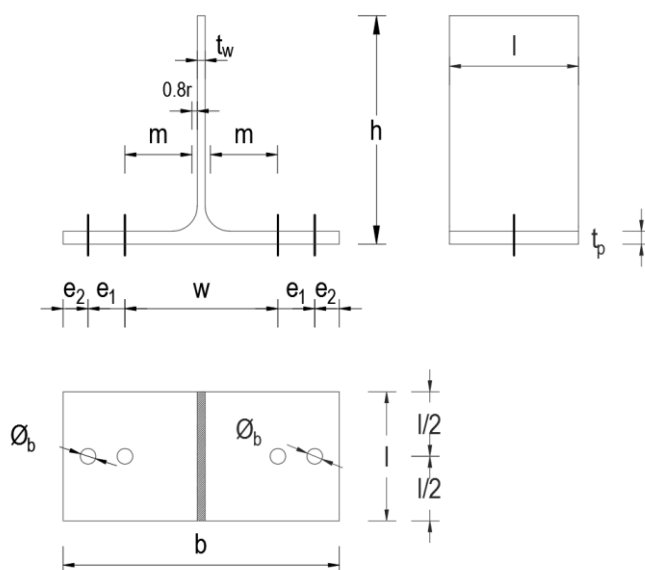


Слика 4-18: Узорци прве фазе експерименталног испитивања

Узорци прве фазе се међусобно разликују према неколико параметара. Као што се види на слици 4-18, половина узорака има већу дужину ребра Т-елемента, како би се лакше могли уградити завртњевима, снимати узорак камерама и повезати мерне траке са узорка за аквизициони уређај. Ова разлика се у ознаци узорка огледа у бројној ознаци на седмом месту: узорци обележени бројем 1 на овом месту имају већу дужину ребра од узорака са ознаком 2. Плоча Т-елемента преко које ће ова два типа узорака бити спојена завртњевима се ни у чему не разликује у случају да су све остале ознаке идентичне.

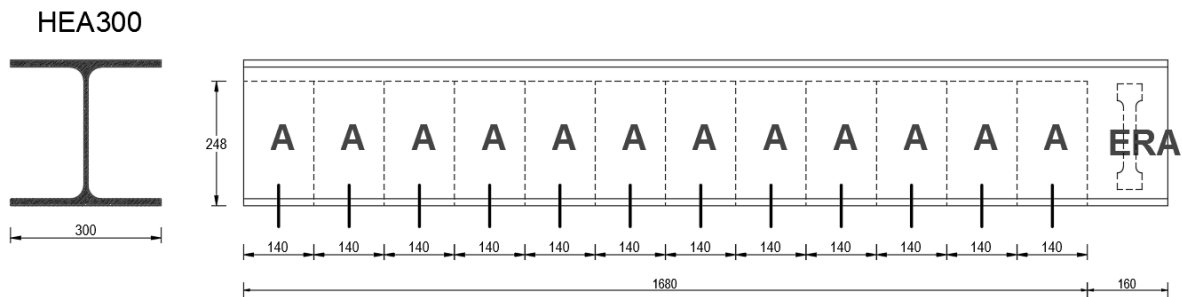
Како би се избегао утицај шавова на особине материјала, али и постигла контролисанија уједначеност димензија споја ребра и плоче, првобитна идеја је била да се сви узорци прве фазе добију из вруће ваљаних НЕ профила. Тако би највећа дебљина разматраних Т-елемената била добијена из НЕВ 300 профила, тј. била би номиналне дебљине 19мм, Т-елементи средње дебљине плоче би били добијени из профила НЕА 300 (14 mm дебљине), а најтања плоча из НЕАА 300 чија ножица има дебљину 10,5 mm. Величина профила ширине ножице 300 се показао као оптималан и са аспекта варијација дебљине ножице стандардизованих профила, али и због ширине ножица који омогућује довољну варијацију распореда и размака завртњева на Т-елементу. Проблем је ипак у томе што се НЕАА профили производе само по наруџбини и то већој од 20 тона. Ово за последицу има изузетно ретку употребу ових профила. Након контактирања већине предузећа чија је делатност трговина челичним производима или производња челичних конструкција, дошло се до закључка да такви профили не постоје у Србији. Даље су контактирани добављачи из Италије и Аустрије, чак и челичане у Италији, али нико на лагеру није имао НЕАА 300 профиле. Стога је као неминовност усвојен измењен план да се за најтању дебљину плоче Т-елемената користе заварени Т-елементни од плоча дебљине 10

милиметара. Шавови између плоче и ребра Т-елемената су изведени као парцијални сучеони шавови типа К дебљине 3,5 милиметара, ојачани угаоним шавовима исте дебљине. Вођено је рачуна да се користи одговарајући додатни материјал при заваривању, најтања жица за заваривање (1 mm пречника) и да заваривање изводи лице са великим искуством. Као резултат добили су се шавови који су за разлику од многих ранијих експеримената широм света, нису отказали ни при деформацијама значајно већим него у поменутих експериментима. Као што је поменуто у прегледу литературе, код ранијих експерименталних испитивања [37, 159, 161] је редовно долазило до кртог лома у зони утицаја топлоте.

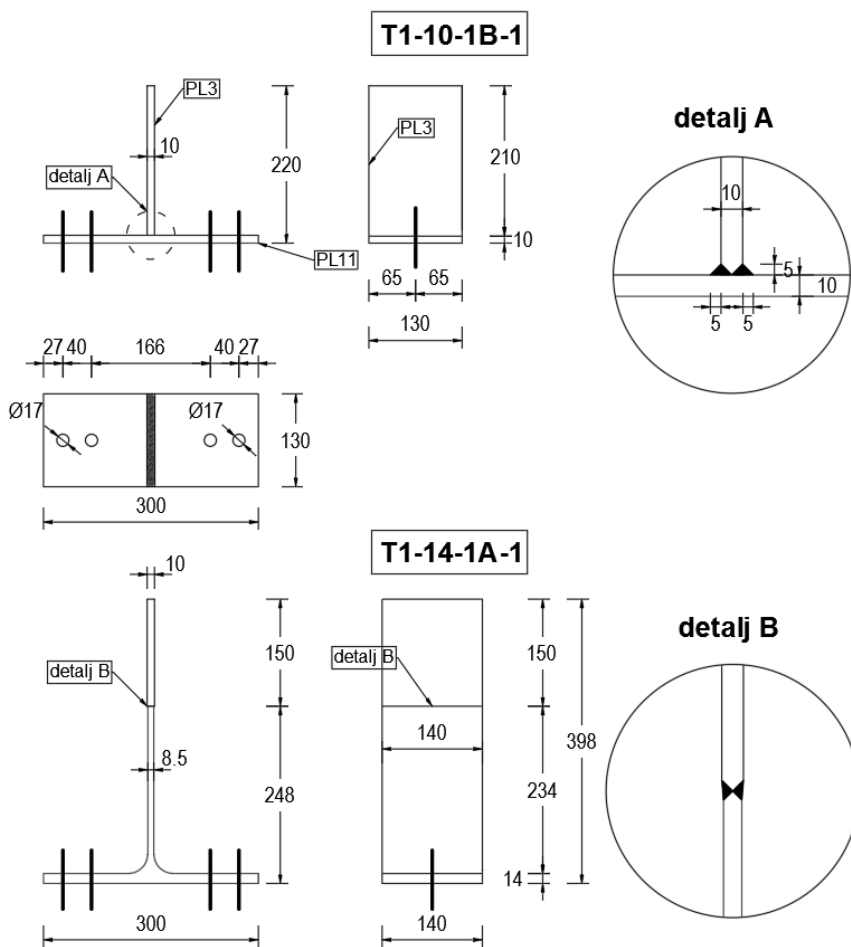


Слика 4-19: Приказ номиналних димензија узорка прве фазе експеримента

Номиналне димензије узорка прве фазе су приказане на слици 4-20, док су два карактеристична узорка заједно са детаљем шавови код Т-елемената са плочом дебљине 10 mm приказани на слици 4-21. Специфичност узорка Т1-10-1В и Т1-14-1А су шавови између плоче и ребра и наставак ребра, респективно. Такође на слици 4-19 су приказани називи важних димензија, како би се табеларно приказале све димензије сваког узорка. У табели 4-3 дате су номиналне димензије узорка на основу којих су израђени радионички цртежи према којима су се произвели сви узорци ове фазе, док је у Анексу Б дат комплетан приказ стварних (измерених) димензија свих узорка. Одступања су различита, али се генерално налазе у толеранцији од 3 %. Материјал свих профила коришћених за израду узорка је називно био S275, међутим као што се касније показало квалитет челика је био нешто већи од очекиваног. Материјал челичних лимова за израду серије Т-елемента са дебљином плоче од 10mm је S235.



Слика 4-20: Шема сечења Т-елемената и епрувете ребра из греде пресека HEA 300



Слика 4-21: Номиналне димензије специфичних узорака T1-14-1A-1 и T1-10-1B-1 - распоред завртњева на плочи је идентичан

Табела 4-3: Номиналне димензије узорака прве фазе

Ознака узорка	t_p [mm]	t_w [mm]	e_1 [mm]	e_2 [mm]	w [mm]	r^{**} [mm]	m [mm]	h [mm]	l [mm]
T1-10-1A-1*	10	10	27	40	166	5	74	390	130
T1-10-1B-1*	10	10	27	40	166	5	74	220	130
T1-10-2A-1*	10	10	27	70	106	5	44	390	130
T1-10-2B-1*	10	10	27	70	106	5	44	220	130
T1-10-3A-1*	10	10	57	40	106	5	44	390	130
T1-10-3B-1*	10	10	57	40	106	5	44	220	130
T1-14-1A-1*	14	8,5	27	40	166	27	57,15	398	140
T1-14-1B-1*	14	8,5	27	40	166	27	57,15	248	140
T1-14-2A-1*	14	8,5	27	70	106	27	27,15	398	140
T1-14-2B-1*	14	8,5	27	70	106	27	27,15	248	140
T1-14-3A-1*	14	8,5	57	40	106	27	27,15	398	140
T1-14-3B-1*	14	8,5	57	40	106	27	27,15	248	140
T1-19-1A-1*	19	11	27	40	166	27	55,9	408	140
T1-19-1B-1*	19	11	27	40	166	27	55,9	258	140
T1-19-2A-1*	19	11	27	70	106	27	25,9	408	140
T1-19-2B-1*	19	11	27	70	106	27	25,9	258	140
T1-19-3A-1*	19	11	57	40	106	27	25,9	408	140
T1-19-3B-1*	19	11	57	40	106	27	25,9	258	140

* Узорци којима је последња бројна ознака 2 уместо 1 имају потпуно идентичне димензије.

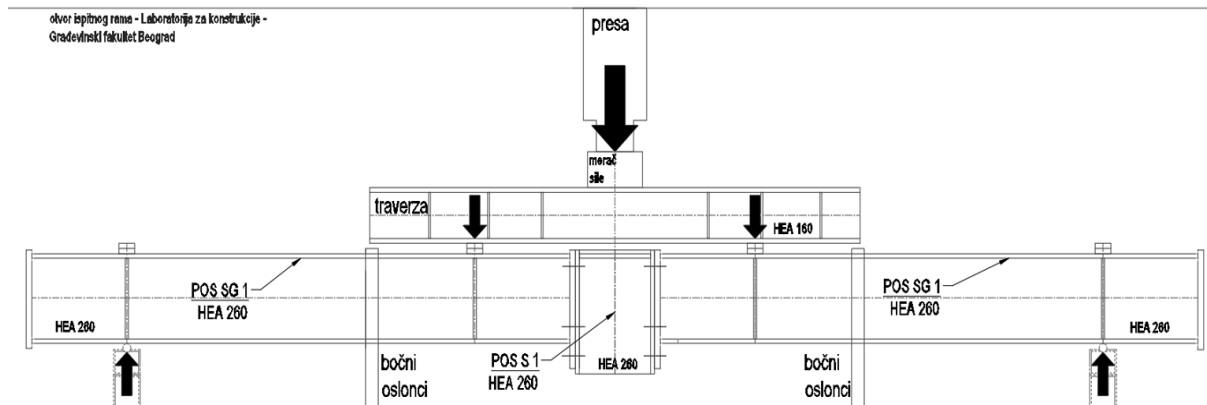
** Код заварених узорака (сви узорци обележени са T1-10-##-#) уместо радијуса кривине вредност у табели представља задебљање ребра услед шава, као што то прописује EN 1993-1-8.

Код свих узорака номинална ширина означена са b на слици ## је 300 mm.

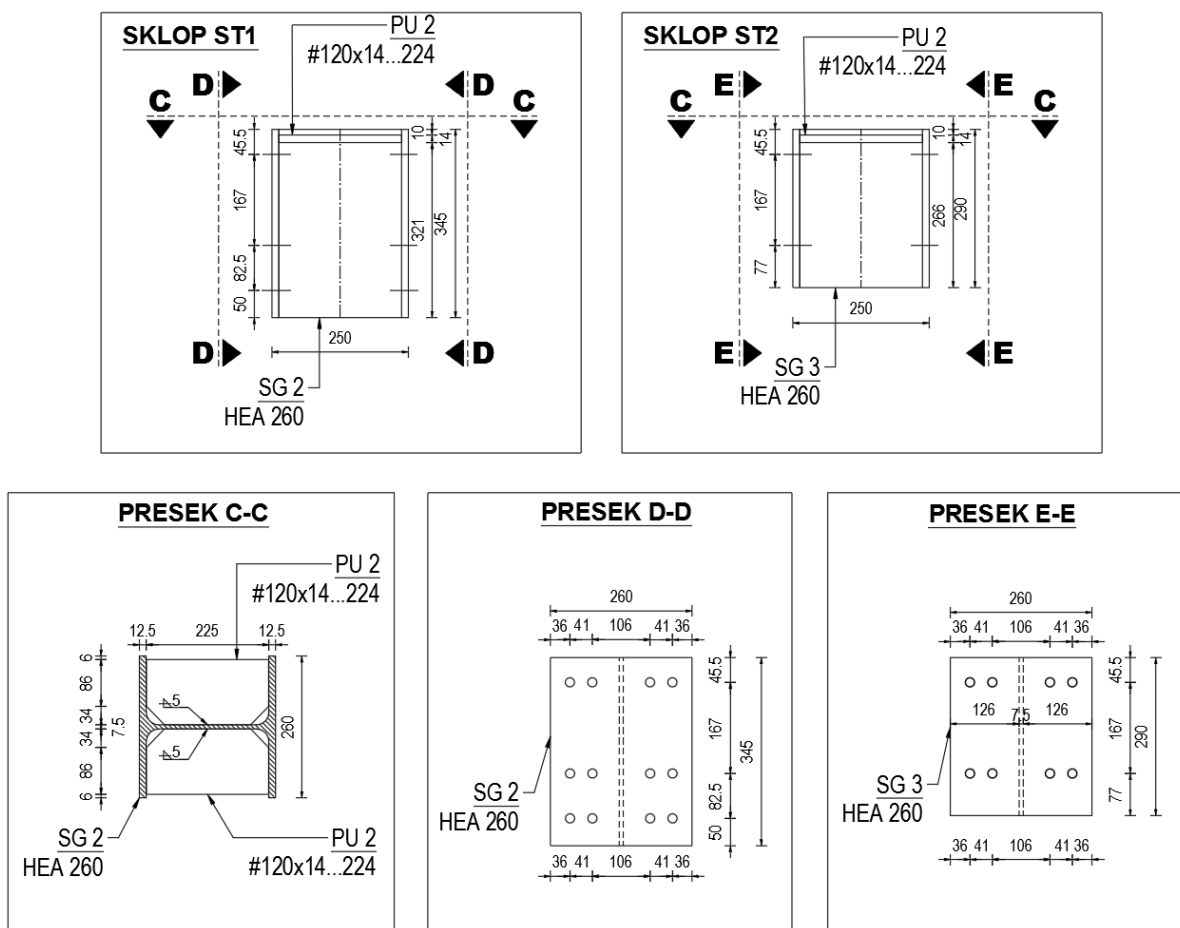
Стварне димензије узорака мерене након израде дате су у Анексу Б.

Узорци друге фазе експеримента су израђени у погону предузећа Дикић из Бачког Јарка. С обзиром да друга фаза експеримента обухвата испитивање комплетне везе стуба и греде, и да је идеја да се испита веза која није оптерећена трансверзалном силом, усвојена је поставка експеримента дата на слици 4-22. Веза са десне стране стуба је

идентична вези са леве стране, тако да се свака веза испитује на два идентична узорка природне величине. Експеримент обухвата испитивање два типа везе, са и без препуста.



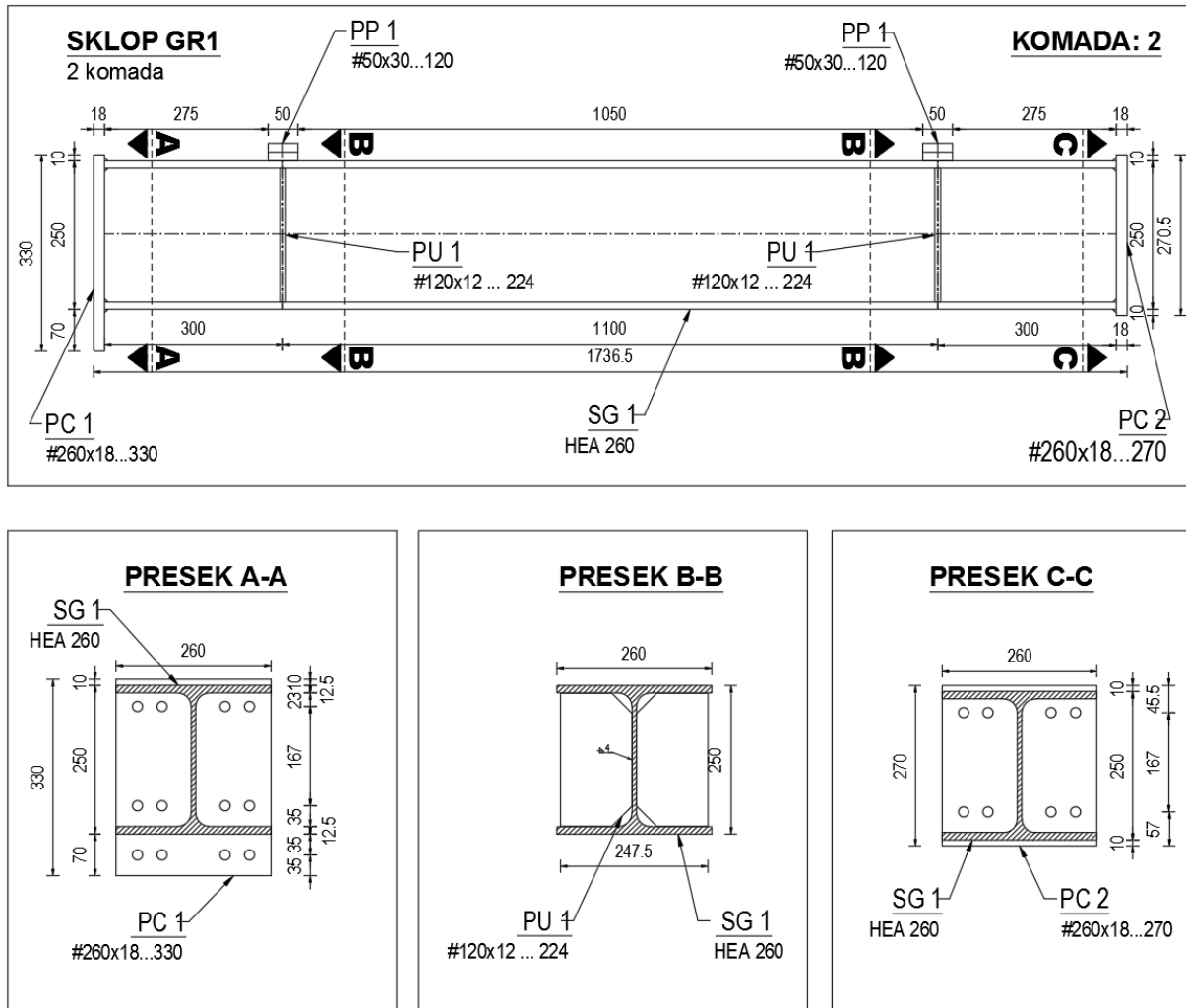
Слика 4-22: Поставка друге фазе експеримента



Слика 4-23: Димеизије стубова за другу фазу експеримента

Међутим, пошто су пластичне деформације за испитно оптерећење очекиване само у зони везе, тј. у стубу и чеаној плочи, греда током целог експеримента остаје у еластичној области. Стога је искоришћена иста греда за тест обе везе тако што је на једном крају

греде заварена чеона плоча са препустом а на другом чеона плоча без препуста. Стуб је са друге стране замењен између ова два теста, тако да су искоришћена два стуба. И греда и стуб су пресека HEA 260, квалитета челика S235, а чеоне плоче су дебљине 20 милиметара. Димензије ових елеманата су дате на сликама 4-23 и 4-24. Шав којим су чеоне плоче спојене са гредама је исти као и код узорака прве фазе експеримента, и приказан је као детаљ на слици 4-21.

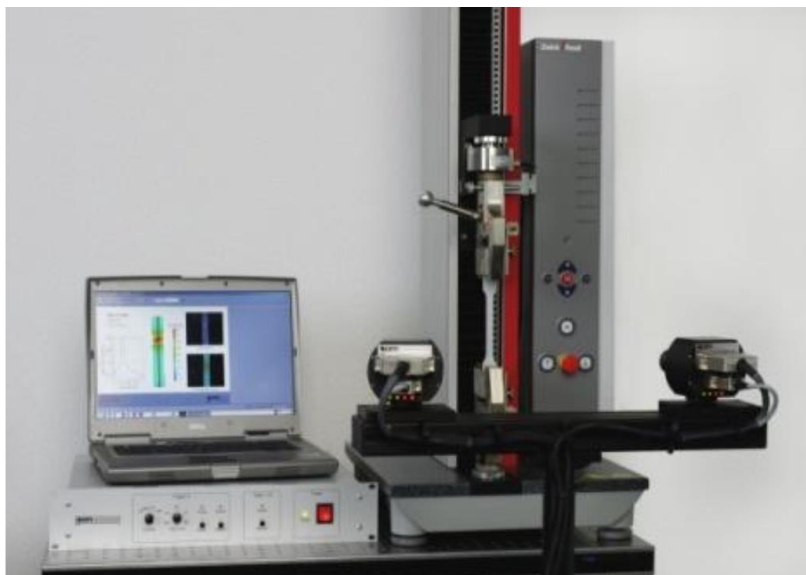


Слика 4-24: Димензије греде са две различите чеоне плоче за другу фазу експеримента

4.1.4. МЕРЕЊЕ ДИЛАТАЦИЈА – СИСТЕМ АРАМИС

У области испитивања материјала и конструкција, или шире - експерименталне механике материјала, поред уобичајених метода дискретног мерења дилатација мерним тракама, током деценија развијале су се веома пожељне бесконтактне оптичке методе мерења. Неке од њих су Морова интерферометрија, холографска интерферометрија, интерферометрија шаблона, као и не-интерферометријске методе попут методе координатне мреже (grid method) или методе корелација дигиталних слика КДС (енг. DIC - digital image correlation). Без специјалног упуштања у интерферометријске методе које

су значајно захтевније за спровођење, овде ће се кратко дати поставка и опис примене КДС методе, која ће бити коришћена у експерименталном делу истраживања. За мерење померања и дилатација коришћен је систем ARAMIS, развијен од стране немачке компаније GOM, који је заснован на КДС методи. Систем се састоји од камера, постоља, уређаја за контролу напајања и снимања слика, комјутерске јединице и најважније - софтвера за обраду слика.



Слика 4-25: ARAMIS систем [240]

Сама идеја мерења заснованог на сликама према многим потиче из записа Леонарда да Винчија 1480. године и његовим повезаним студијама 1492. године. Потом се неким математичким поставкама бави Heinrich Lambert, да би прву фотографију израдио Daguerre 1837. Тек пред крај двадесетог века, 1985. године развија се дигитална фотограметрија. Метода мерења коришћењем дигиталних слика има многе предности. Са једне стране, ради се о бесконтактној методи којом је могуће мерити понашање конструкција при повишеним температурама, под водом, или у другим екстремним условима. Са друге стране, стални развој фото опреме, хардвера и пратећег софтвера, омогућују ненадмашне могућности ове методе. Тако на пример високофреквентне камере какве данас нису ретке, омогућавају мерење понашања материјала или конструкција при изузетно кратком ударном или високофреквентном динамичком оптерећењу, без проблема и уз велику прецизност. Такође, одређеним теоретским напрецима у КДС методи, могуће је мерење и на узорцима након њиховог лома и распадања не више делова или отварања прлина. Све ово чини КДС методу веома популарном у целој истраживачкој заједници широм света. Код нас је са друге стране ова метода коришћена највише на Машинском факултету Универзитета у Београду [139–141] који и поседује систем коришћен у овом истраживању. Такође, коришћена је и за неколико докторских дисертација из машинства [142, 179], али и једне из грађевинарства [108]. Иако је систем ARAMIS широко прихваћен, тестиран и стандардизован, пожељно је

макар укратко описати математичку позадину имплементираниог софтвера, узроке грешака које се јављају и њихову међузависност.

Метода преклапања слика (image matching) има многе практичне примене, од контроле индустријских процеса, препознавања таблица, геолошког мапирања, стерео визије до аутономних робота за свемирска истраживања. С обзиром на толику разноврсност, постоје многи различити приступи и алгоритми, специјализовани за конкретан задатак. КДС није изузетак и алгоритми који се користе узимају у обзир физику деформацијског процеса који се мери. Оно у чему се разликује од осталих је чињеница да услед минијатурних померања која су од интереса у процесу мерења деформација, потребна резолуција камера је већа него код осталих употреба. Врло често ће промене дужине реда величина 10^{-5} m/m бити од интереса.

Сам процес мерења се заснива на снимању серије фотографија узорка током његовог деформисања. Почетна или нулта фотографија представља почетно недеформисано стање. Све остале фотографије у себи носе информације о стању деформација. Како би се добило што је могуће више информација из једне фотографије, неопходно је припремити узорак сходно томе. Постоје два типа носиоца информација површинских деформација и то су ласерски шаблони тачкица и вештачки црно-бели шаблони тачкица (или прецизније шаблони насумичних интензитета сиве боје). Први су се показали као инфериорни и непрактични при великим померањима и деформацијама узорка, па се стога најчешће примењује насумички црно-бели шаблон, фарбањем површине узорка.

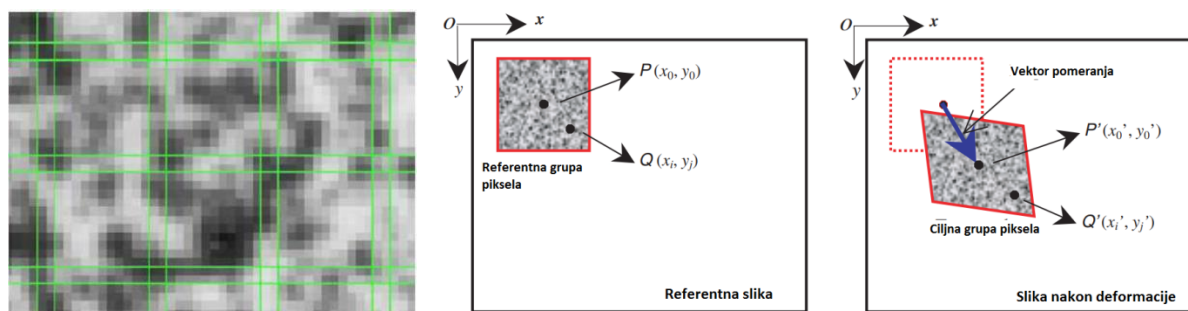
Међутим, треба такође нагласити да у општем случају није могуће пронаћи поклапање једног пиксела са једне слике на другој слици. Стога се упоређује блиска околина пиксела чије се преклапање тражи. Иако ова околина даје додатне информације, проблем преклапања (correspondance problem) још увек нема јединствено решење. У случају рецимо правилног распореда црних тачака, ако се посматра само део шаблона, немогуће је утврдити која од тачака на деформисаној одговара посматраној тачки на почетној конфигурацији. Тек ако се посматрана област прошири тако да обухвати крајеве шаблона, проблем поново постаје једнозначан. Ова околина пиксела у којој се посматра конфигурација пиксела се назива *facet* или *aperture*, а преводи као "мала површина" или група пиксела, док се површина која се прорачунава и која има своје границе на слици назива регион од интереса - РОИ (Region of interest). Из претходног јасно је да шаблон који се наноси на површину узорка не треба да буде репетитиван, а ни оријентисан. Тако да је пожељан изотропан и стохастичан шаблон. Такође, величина тачака тог шаблона није независна од проблема. Мале тачке су погодније јер је могуће користити релативно малу групу пиксела за поређење шаблона, међутим зависно од опреме, величине узорка и резолуције камере, величина тачака не сме бити премала, јер ће тако интензитет боје бити веома уједначен. Заправо, метод КДС ради на начин да се пореди интензитет сиве боје у одређеним пикселима, чак и ако је узорак у боји. Зато се и наноси шаблон који је црно-бели, како би варијација сивих нијанси била максимална. Наношење боје на узорке

прве серије експеримента приказано је на слици 4-26. Одабран је фин шаблон који се добија прскањем црне боје на већ офарбану белу мат површину узорка. Пре самог мерења софтвер оцењује квалитет шаблона у зависности од осветљења, удаљености камере, резолуције и сл. Коришћени шаблон је био задовољавајући па је коришћен при мерењу КДС методом. Величина групе пиксела варира најчешће између 10x10 и 25x25, док је у ARAMIS-у уобичајена величина 15x15 пиксела. Суседне групе се преклапају за два пиксела као што је приказано на слици 4-27.



Слика 4-26: Фаза припреме узорка - наношење шаблона спрејем црне боје

Прва ствар неопходна за прорачун је дефинисање РОИ. Систем сам препознаје шаблон и нуди предлог РОИ који је потребно потврдити. Овим се у прорачун узимају само области релевантне за деформацију узорка, док позадина, ивица узорка и све остало на слици неће бити разматрано. Када је дефинисана РОИ, програм сам на основу задавања величине група пиксела дели РОИ на групе које ће бити праћене на наредним сликама.



Слика 4-27: Приказ група пиксела величине 15x15 са преклапањем од 2 пиксела софтвер [241] (лево) и шематска илустрација референтне групе пиксела пре деформације и деформисана група након деформације (десно) [155]

Одабрана група пиксела на почетној слици, посматрана као дистрибуција интензитета сиве боје, тражи се на наредним сликама. Софтвер ће усвојити поклапање за случај када мере или корелациони критеријуми буду имали максималну вредност. Другим речима, ако не би постојали алгоритми за предикцију, софтвер би упоређивао групу од 15x15 пиксела са почетне фотографије са свим таквим групама на деформисаној слици. За сваку би израчунао меру поклапања, и за положај у коме је ова мера нумерички највећа, усвојио би нову позицију групе пиксела. Наравно, овако формулисано решење очигледно крије два веома проблематична корака, а то су коју мера поклапања користити и да ли је неопходно заиста тестирати све могуће групе са деформисане слике.

Суштински постоје две мере које се користе у различитим облицима, а то су корелациони критеријум суме квадрата разлике (SSD: sum-squared difference correlation criterion) и крос-корелациони критеријум (CC: cross-correlation criterion). Ако се са F означи референтна група пиксела, а са G деформисана група, ови критеријуми се могу записати формулама датим у табели 4-4. Једном када се утврди екстрем корелационог коефицијента, позиција деформисане групе је одређена, а разлика у позицијама између центра групе на референтној и циљној слици представља вектор померања у равни, као што је обележено на слици 4-27. Проблем основних корелационих критеријума (CC и SSD) се огледа у томе што су они осетљиви на све промене осветљења. Логично, ако се пореди интензитет сиве боје на две слике и поклапање мери једном од ове две мере, а друга слика је двоструко светлија из неког разлога, вредност корелационог коефицијента ће драстично опасти за сваки могући вектор померања. Разлози за промену интензитета рефлектованог светла са узорка могу бити многи, попут промене у осветљењу, промена у рефлексији услед деформисања узорка, или промена у оријентацији узорка. КДС метод заправо и дугује своје име нормализованом крос-корелационом критеријуму NCC. Овај критеријум је неосетљив на степен осветљења, но ипак има своје мане попут комплексне имплементације и времена потребног за прорачун његових извода. Исто важи и за NSSD. Међутим, светлина друге слике не мора бити скалирана светлина прве, већ је могуће да постоји линеарна трансформација интензитета сиве боје, што би значило да је почетни интензитет и скалиран, али и офсетован. У том случају, мере назване “нула-средња нормализована сума квадрата разлике” (ZNSSD) и “нула-нормализована крос-корелација” (ZNCC) требају бити коришћене, јер су неосетљиве на обе врсте промене светлине слике. Иако компликованији за израчунавање, ови критеријуми се могу одредити у једном пролазу исто као и њихови базични парњаци, те су најчешће коришћени у софтверима базираним на КДС методи.

Табела 4-4: Различити корелациони критеријуми који се користе у КДС методи

Назив	Формула	Промена интензитета	$\Phi(G)$
CC	$C_{CC} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [f(x_i, y_i)g(x'_i, y'_i)]$ (3.1)	Нема	$\Phi = G$
NCC	$C_{NCC} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[\frac{f(x_i, y_i)g(x'_i, y'_i)}{\bar{f}\bar{g}} \right]$ (3.2)	Скалирање	$\Phi = aG$
ZNCC	$C_{ZNCC} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[\frac{\{f(x_i, y_i) - f_m\} \times \{g(x'_i, y'_i) - g_m\}}{\Delta f \Delta g} \right]$ (3.3)	Скалирање + офсет	$\Phi = aG + b$
SSD	$C_{SSD} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [f(x_i, y_i) - g(x'_i, y'_i)]^2$ (3.4)	Нема	$\Phi = G$
NSSD	$C_{NSSD} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[\frac{f(x_i, y_i)}{\bar{f}} - \frac{g(x'_i, y'_i)}{\bar{g}} \right]^2$ (3.5)	Скалирање	$\Phi = aG$
ZNSSD	$C_{ZNSSD} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[\frac{f(x_i, y_i) - f_m}{\Delta f} - \frac{g(x'_i, y'_i) - g_m}{\Delta g} \right]^2$ (3.6)	Скалирање + офсет	$\Phi = aG + b$

У приказаним формулама M представља димензију странице у броју пиксела групе која се посматра, f је вредност интензитета сиве боје пиксела чија је позиција дата са x_i, y_i на референтној слици, док је са g обележена иста величина са x'_i и y'_i координатама на циљној слици. Величина Φ представља фотометријску трансформацију услед промене интензитета осветљења слике. Вредности f_m и g_m су средње вредности функција процењене на површини посматране групе пиксела, \bar{f} и \bar{g} су SRSS вредности функција на површини групе пиксела (SRSS: square root of sum of squares), док су Δf и Δg дати са:

$$\Delta f = \sqrt{\sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [f(x_i, y_i) - f_m]^2} \quad \Delta g = \sqrt{\sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [g(x_i, y_i) - g_m]^2} \quad (3.7)$$

Међутим, описани поступак процене поклапања групе пиксела је веома временски и прорачунски захтеван. На пример, ако се жели анализирати вектор померања групе писела величине 15x15 на уобичајеној слици величине 1024x1024 пиксела, потребно је отприлике оценити 5000 вектора померања. С обзиром да се резолуција слика стално повећава, али и да се не пореди једна слика, већ на стотине слика из различитих фаза оптерећења, долази се лако до милиона операција само за једну групу. Стога је прорачунска ефикасност КДС алгоритама од највеће важности. Без ширег упуштања у веома развијену проблематику, напоменуће се да се углавном користе предиктори

вектора померања. Имплементирани шеме претраге су или у просторном домену (coarse-fine алгоритми, nested алгоритми, или њихови хибриди попут nested coarse-fine) или у фреквентном домену, користећи брзе Фуријеове трансформације (FFT). Ови последњи алгоритми су изузетно брзи, али јако осетљиви на ротације групе пискела између слика, те су први далеко чешћи.

Алгоритми преклапања слика који су до сада поменути су ограничени на одређивање пресечног померања групе пиксела у равни између две слике. Међутим, у инжењерству се најчешће разматрају проблеми и мере деформације објеката који могу претрпети елонгације, смицање и ротације. Другим речима, референтни квадрат може бити значајно дисторзираног облика на каснијим сликама услед деформисања узорка, као што је и приказано на слици 4-27. До сада помињани корелациони коефицијенти ће имати значајно мање вредности већ и при малим ротацијама групе пискела. Међутим, алгоритам препознавања групе није ограничен на чисте транслације, већ се лако може проширити како би се укључиле и деформације траженог квадрата. Ово се постиже увођењем функција облика групе $\xi(x, y, \mathbf{p})$ пискела која трансформише координате пискела из референтне групе у координате на слици након деформације. Сада ће рецимо SSD корелациони коефицијент из једначине (3.4) добити облик:

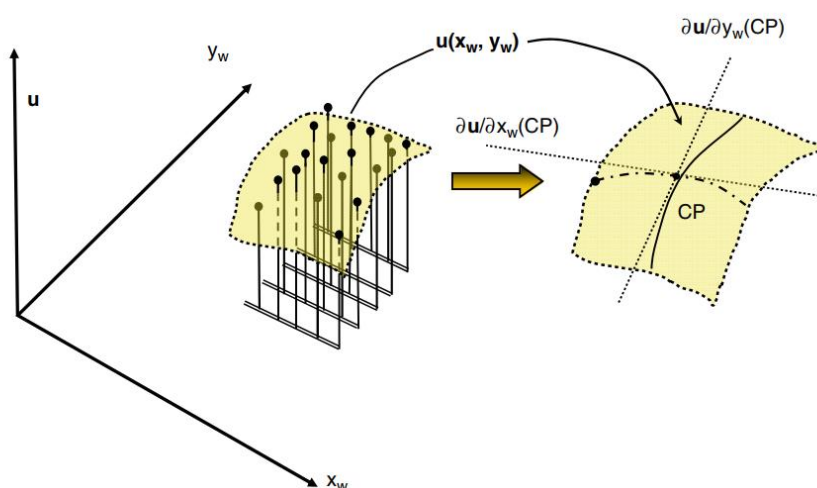
$$C_{SSD} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[f(x_i, y_i) - g(\xi(x'_i, y'_i, \vec{p})) \right]^2 \quad (3.8)$$

Вектор \mathbf{p} је вектор функције облика (shape function) и зависи од трансформације која се разматра. У случају чисте транслације овај вектор ће имати само два члана, и то су Δx и Δy , то јест померања групе по једној и другој оси. Са друге стране, минимум неопходне функције облика за инжењерску примену биће афина трансформација у следећем облику:

$$\xi(x_i, y_i, \mathbf{p}) = \begin{bmatrix} p_0 \\ p_1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1+p_2 & p_3 \\ p_4 & 1+p_5 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

Приказана функција облика је првог реда и дозвољава транслацију, ротацију, смицање, нормалне дилатације и њихове комбинације. Важно је нагласити да су функције облика увек трансформације идентитета или мапирање идентитета, тј. облик референтне групе је увек исти. Такође, код мерења деформација чврстих тела, међусобни распоред тачака се не може променити, тј. једна тачка не може прескочити неку другу и наћи се између сета тачака другачијих од оних на референтној слици. У случају комплекснијих и већих деформација, могу се користити полиномне функције облика вишег реда. Софтвери сами могу пронаћи минималан ред функције облика, на начин што минимизирају грешку дефинисану на секундарној мери, конкретно на дистрибуцији интензитета сиве боје. Основна је претпоставка да ће право поље померања бити најбоље описано локалном функцијом облика када грешка дефинисана у смислу вредности сиве боје достигне свој минимум.

Сви поменути алгоритми и технике омогућавају само прорачун померања са нивоом прецизности од једног пиксела. Како би се додатно унапредила прецизност КДС, потребно је користити одређену врсту алгоритма суб-пикселског регистровања померања. При томе је потребно неком шемом интерполације проценити интензитета сиве боје између пиксела. Такође, ако се тражи прецизности од 0,01 пиксела, каква се често добија софтверима базираним на КДС, потребно је одређеним алгоритмима спречити да се време прорачуна стоструко повећа. Алгоритми који се користе за суб-пикселску прецизност се деле на различите групе: Coarse-fine алгоритме, алгоритме који траже екстрем функције, итеративне крос-корелационе алгоритме у просторном домену, алгоритме базирани на просторном градијенту, генетске алгоритме и метод коначних елемената и Б-сплајн алгоритме. Најчешће коришћени су итеративни крос-корелациони алгоритми и алгоритми тражења екстрема функције. У прву групу спадају алгоритми који користе Newton-Raphson (NR) метод који је већ помињан раније, и ови алгоритми су први значајно унапредили брзину КДС методе. Највише су за то заслужни Sutton и Bruck, радовима [24, 197]. Применом њихових алгоритама прорачун се убрзао око двадесет пута, и КДС метода је постала значајно конкурентнија. Други веома познат алгоритам из ове групе је Levenberg-Marquant (LM) алгоритам [183]. Алгоритми тражења екстрема функције су једноставни за имплементацију, али не узимају у обзир промену облика деформисане групе пиксела, те је њихова прецизност нешто мања. Састоје се од фитовања површи између израчунатих тачака на местима стварних пиксела, и потом добијања екстрема таквих површи.



Слика 4-28: Шематски приказ локалног фитовања методом најмањих квадрата и добијање извода у централној тачки региона користећи фитовану функционалну форму [198]

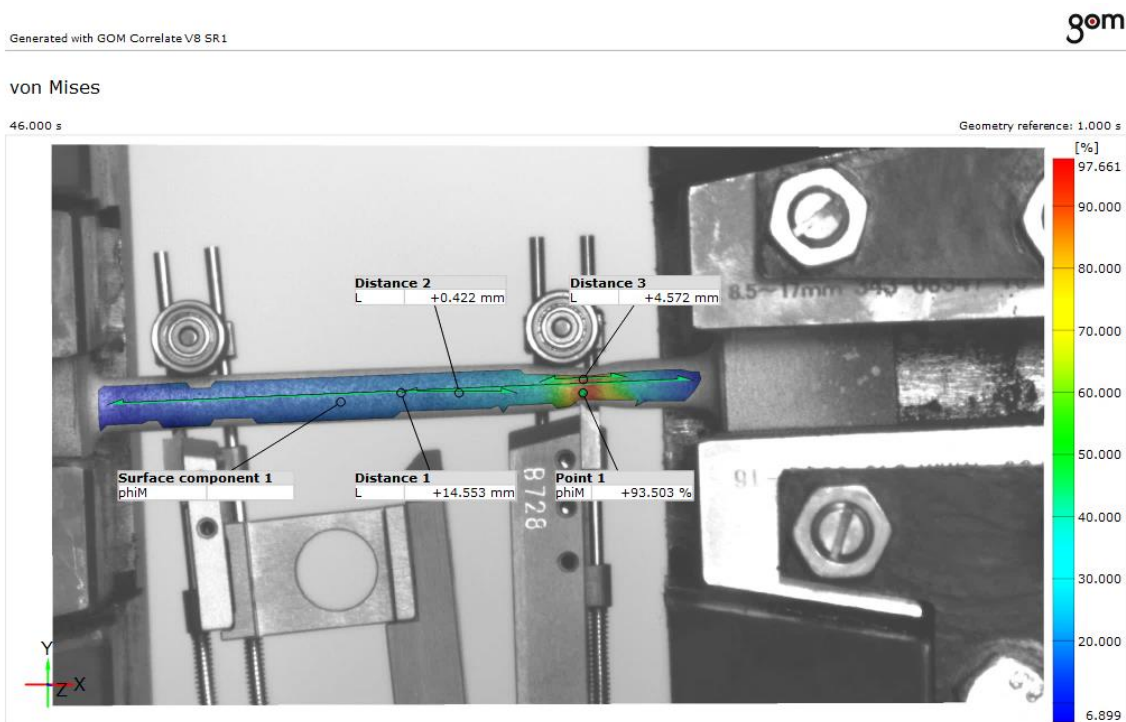
Када је коначно одређено померање са суб-пикселском тачношћу, потребно је додатно одредити поље дилатација, које је често у инжењерском смислу много важније и пожељније. Иако LM и NR алгоритми директно користе градијенте померања, тј. дилатације, треба нагласити да грешке процењених померања ограничавају дилатације

израчунате на овај начин. Само локалне дилатације веће од приближно 0,01 се могу користити са одређеним поверењем. Треба приметити да иако наизглед задатак добијања дилатација из померања изгледа тривијалан, он у случају КДС методе то никако није. Први начин који се сам намеће била би нумеричко рачунање извода померања. Међутим, овај начин се сматра веома нестабилним и ризичним јер може значајно увећати шум садржан у прорачунатим померањима. Као пример, ако је грешка процеме померања у границама од +/- 0,02 пиксела, а група пиксела величине 5x5 пиксела, онда је резултујућа грешка дилатације израчуната диференцијацијом унапред $\Delta\epsilon = (|+/-0,02| + |+/-0,02|)/5 = 8000 \mu\epsilon$. Овако велика грешка ће вероватно прикрити информацију дилатације која се жели измерити и недопустива је у већини случајева. Постоје два најпопуларнија приступа рачунању дилатација како би се избегла грешка овог реда. Први начин се заснива на методи коначних елемента МКЕ, којом се претпоставља глатко поље померања користећи пенализован МКЕ и потом рачунајући изводе таквог поља ради добијања дилатација. Пошто се на овај начин значајно умањује шум у пољу померања, драстично се повећава прецизност израчунатих дилатација. Међутим, формулација МКЕ којом се представља поље деформација укључује компликоване функције облика коначних елемената, и може бити веома прорачунски захтевна. Други, практичнији тип алгоритама базира се на локалном фитовању функција методом најмањих квадрата. Суштина процедуре је иста као и она приказана на слици 4-28. Ова метода ће дати нешто непрецизније вредности на ивицама РОИ, јер ће оне бити окружене са недовољно тачака за израчунавање коефицијената криве. Такве тачке софтвер аутоматски одбацује како се не би рачунало са непоузданим подацима. Пример овога дат је на слици 4-29, где су у конкретном узорку коришћеном за ово истраживање, приказане фон-Мизесове дилатације.

Поменуће грешке у израчунатим пољима померања и дилатација су веома важне и као што је већ приказано могу анализу учинити готово неупотребљивом. Узроци грешака су многи, и овде ће само кратко бити представљени, како би се разумела важност и повезаност свих поменутих корака у једној анализи дилатација методом КДС, али и нашли начини за унапређење прецизности мерења.

Прва група грешака повезана је са узорком, оптерећењем и опремом. Овде спадају грешке шаблона тачкица од којих директно зависи дистрибуција сиве боје на сликама. За неке шаблоне потребно је усвојити велику групу пиксела како би се добили задовољавајући резултати, док за друге шаблоне са оштрим контрастом, веома мале групе са довољно информација унутар једне ће бити оптималне. Систем ARAMIS сам оцењује квалитет шаблона пре почетка снимања. Код дводимензионалног снимања какво је рађено у склопу овог истраживања, веома је важно да снимана површина буде паралелна са сочивом камере. Теоретске анализе показују да одступања угла за мање од 5° уводе грешку у померањима мању од 0,01 пиксела. Но код снимања већих површина, попут мостова, неминовна је закривљеност улазног зрака светлости у објектив, те је у том

случају неопходно калибрисати камеру како би се компензовале грешке настале услед непаралелности. Грешку уводи и дисторзија слике, која је мање или више изражена зависно од квалитета камере. Међутим, предложене су методе отклањања ове дисторзије помоћу калибрације камере. И коначно, грешка услед шума је незаобилазно присутна у дигиталним фотографијама. Доказано је да насумична грешка у измереним померањима пропорционално расте са варијансом шума слике.



Слика 4-29: Пример израчунатих дилатација на једном узорку Т-елемента коришћеном у истраживању

Друга група грешака је последица корелационог алгоритма. Једна од грешака је последица величине посматране групе пиксела. Недавно је предложен нови параметар SSSIG који служи за одабир одговарајуће величине групе пиксела како би се минимизирао утицај шума. Друга грешка се уводи корелационим критеријумом, иако су ZNSSD и ZNCC најпрепоручљивији за практичну употребу. Следећа грешка настаје избором интерполацијске шеме за прорачун померања са суб-пикселском прецизношћу. Препоручују се интерполацијске шеме вишег реда са аспекта величине ове грешке, иако подразумевају дужи прорачун. И коначно, функција облика са собом такође уводи грешку у прорачун. Сматра се да за мале групе пиксела функције облика првог реда или другог реда могу веома прецизно да процене померања.

Представљени кратак преглед математичке основе КДС методе и система ARAMIS који се на њој базира служи да расветли принцип функционисања и поставке прорачуна чији су резултати приказани у каснијим поглављима. КДС метода се и даље развија и постоји много научних радова чији је фокус њено унапређење. У овом поглављу нису цитирани

радови, јер суштински ова област није област теме ове докторске дисертације, иако је њено познавање неопходно како би се интерпретирали и оценили резултати добијени ARAMIS системом, али и како би се могле донети одлуке у самој припреми узорка и поступку прорачуна. Много више података и детаља о самим методама, алгоритмима и изазовима који се јављају при конкретной примени КДС методе може се наћи у прегледним радовима [155, 198]. Актуелни трендови и унапређења алгоритама прорачуна се могу пронаћи у [154, 223, 224], но она наравно још увек нису имплементирана у систем ARAMIS.

У овом испитивању коришћена је дигитална камера од 3 мегапиксела, постављена на растојању од 2,8 метара од узорка, под правим углом. Камера је повезана на персонални рачунар и подешена је да прави слику сваких 5 секунди. Осветљење узорка је било LED светлом на посебном сталку. Како би се постигла оптимална резолуција, РОИ је обухватао половину узорка Т-елемената прве фазе. Коришћен је софтвер ARAMIS генерације 6.2, са групом пиксела величине 15x15 пиксела. Извршена је калибрација камере пре почетка експеримента.

Након прорачуна и софтверу ARAMIS следи обрада података и приказ жељених резултата. С обзиром да је количина прорачунатих информација изузетно велика (еквивалент стотинама мерних трака за само једно испитивање) потребно је одабрати коју врсту резултата и на који начин приказати. Могуће је приказивати жељена поља резултата на тродимензионалном приказу, импринтовање резултата на слику из које су добијени, као и дијаграмима на којима се могу приказати резултати одређених тачака, пресека (равни пресеци, кружни пресеци, параметарски пресеци) кроз време, или једни у односу на друге. Резултати укључују померања, Мизесове деформације, Треска деформације, деформације у правцу одабраних или главних оса и сл. У склопу резултата који су презентовани у оквиру следећег поглавља, приказана су померања одређених тачака и пресека, Мизесове деформације и ротације кључних пресека.

У овом истраживању коришћена је дводимензионална КДС метода у систему ARAMIS, јер је физика проблема то допуштала. У случају друге фазе експерименталног испитивања, пожељно би било и тродимензионално снимање, како би се одредиле стварне линије пластификације плоча (ножице стуба и чеоне плоче), али ово није урађено из разлога што је лом завртњева и у првој фази испитивања настајао нагло уз излетање завртњева из рупе. С обзиром да би се камере морале позиционирати тачно наспрам завртњева како би РОИ обухватио зону плоча у околини завртњева, постојала је оправдана бојазан да ће при лому завртњеви оштетити камере које су изузетно скупе.

4.2. ИСПИТИВАЊЕ МАТЕРИЈАЛА

4.2.1. ЕПРУВЕТЕ

Коначно, поред узорака за две фазе експерименталног испитивања, неопходно је израдити узорке (епрувете) за тестирање материјала. С обзиром да је коришћено више различитих пресека и лимова из којих су израђени узорци, количина епрувета и места вађења назначени су у табели 4-5.

Табела 4-5: Број епрувета спрам дела пресека одакле се секу - приказ за комплетно експериментално испитивање

Фаза испитивања	Профил/лим из кога се израђују епрувете	Део пресека и правац из кога се израђују епрувете	Назив епрувете	Број комада
Прва фаза	HEB 300	Ножица - подужно	EFB-1	2
Прва фаза	HEB 300	Ножица - попречно	EFB-2	3
Прва фаза	HEB 300	Ребро - попречно	ERB-1	1
Прва фаза	HEA 300	Ножица - подужно	EFA-1	2
Прва фаза	HEA 300	Ножица - попречно	EFA-2	3
Прва фаза	HEA 300	Ребро - попречно	ERA-1	1
Прва фаза	лим t=10mm	У правцу реда завртњева	EPL-1	3
Друга фаза	HEA 260	Ножица - подужно	EF2-1	3
Друга фаза	HEA 260	Ножица - попречно	EF2-2	3
Друга фаза	HEA 260	Ребро - попречно	ER2	3
Друга фаза	лим t=18mm	Управно на правац реда завртњева у чеоној плочи	EP2-1	3
Обе фазе	Завртњеви	Тело завртња	EZ	4

Све епрувете су димензионисане према упутствима датим стандардом EN 10002-1 [243], уз поштовање препорука и стандарда ISO 377 [252] и ISO 898-1 [253]. То значи да је паралелна дужина свих епрувета правоугаоног попречног пресека усвајана као:

$$L_{c,\min} = k\sqrt{S_0} + 1.5 \cdot S_0 \quad (3.10)$$

где је за коефицијент k усвојена препоручена вредност од 5,65, док је S_0 површина попречног пресека на паралелној дужини. Минимални радијус прелаза на паралелну дужину епрувете је 12 mm. Све епрувете правоугаоног попречног пресека су сечене воденим млазом (water jet) како би се спречила промене структуре челика у зони сечења. Утицај различитих метода сечења на квалитет основног материјала испитиван је у раду [79], но свакако сечење воденим млазом има најмањи и занемарљив утицај на механичке особине материјала непосредно уз рез.

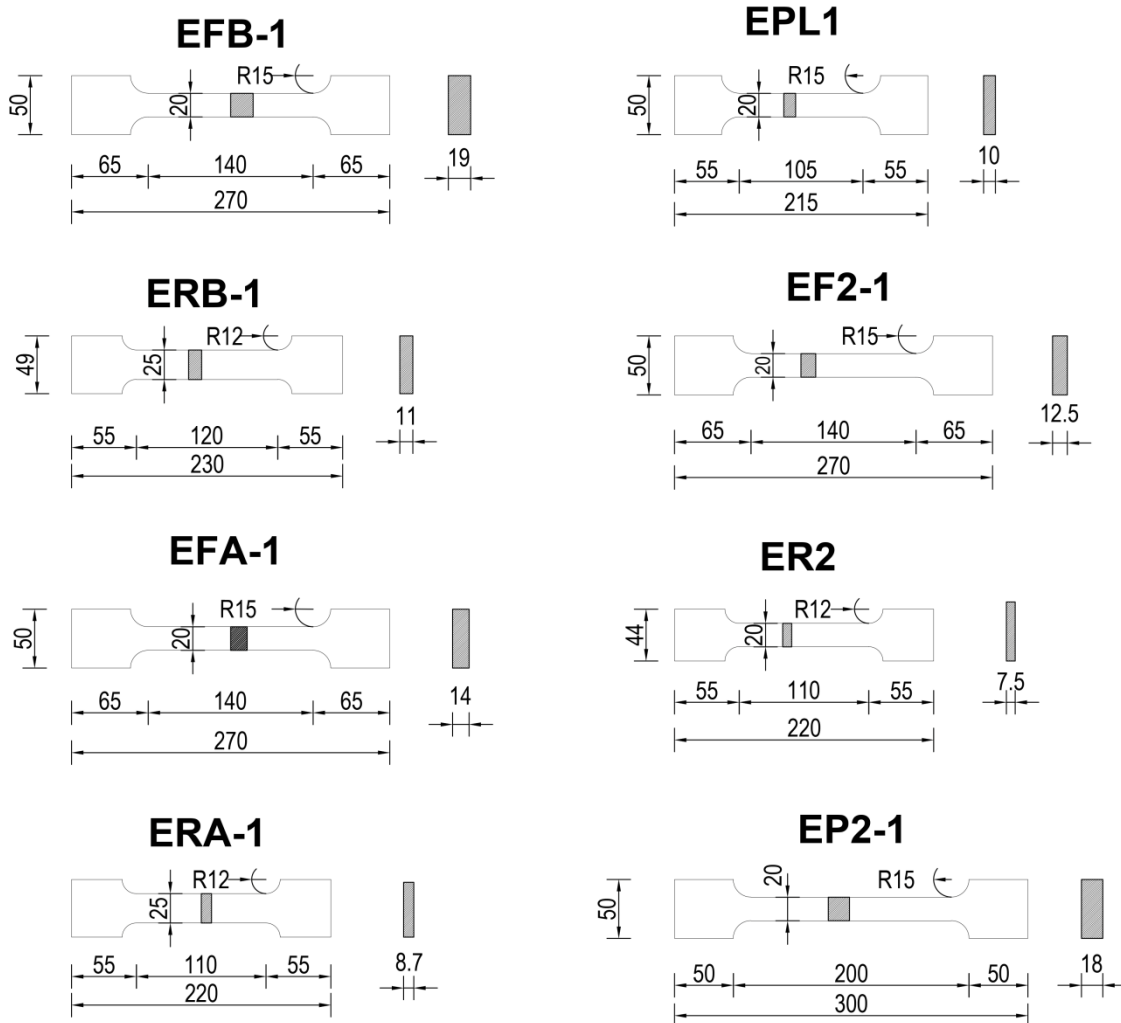


Слика : Сечење епрувете EP2-1 воденим млазом

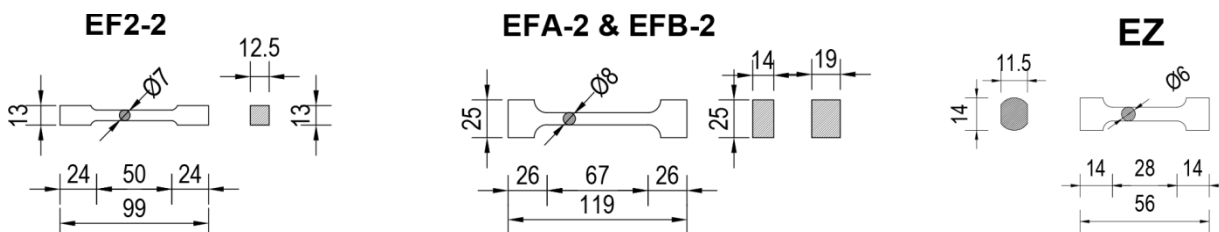
Међутим, због геометрије профила из којих су израђиване епрувете немогуће је било задовољити услове из једначине (3.10) усвајањем епрувета правоугаоног попречног пресека. Наравно, ово је случај и са епруветама добијеним из тела завртњева. Тако да су епрувете EFB-2, EFA-2, EF2-2 и EZ кружног попречног пресека. Њихова паралелна дужина се усваја према:

$$L_{c,\min} = k\sqrt{S_0} + d/2 \quad (3.11)$$

док је радијус прелаза минимално $0,75 d$ (d - пречник испитног пресека епрувете). Ове епрувете су добијене обрадом на стругу. Прецизност израде епрувета била је $\pm 0,05$ милиметара. На слици 4-31 приказане су номиналне димензије, изглед и испитни пресеци свих епрувета коришћених за експериментално испитивање материјала.



Слика 4-30: Димензије епрувета правоугаоног попречног пресека за одређивање механичких својстава материјала



Слика 4-31: Димензије епрувета кружног попречног пресека за одређивање механичких својстава материјала



Слика 4-32: Слика епрувета прве фазе са плочама из које су исечене млазом воденог притиска

4.2.2. ПРОБЛЕМ МЕРЕЊА СТВАРНОГ ПОНАШАЊА МАТЕРИЈАЛА

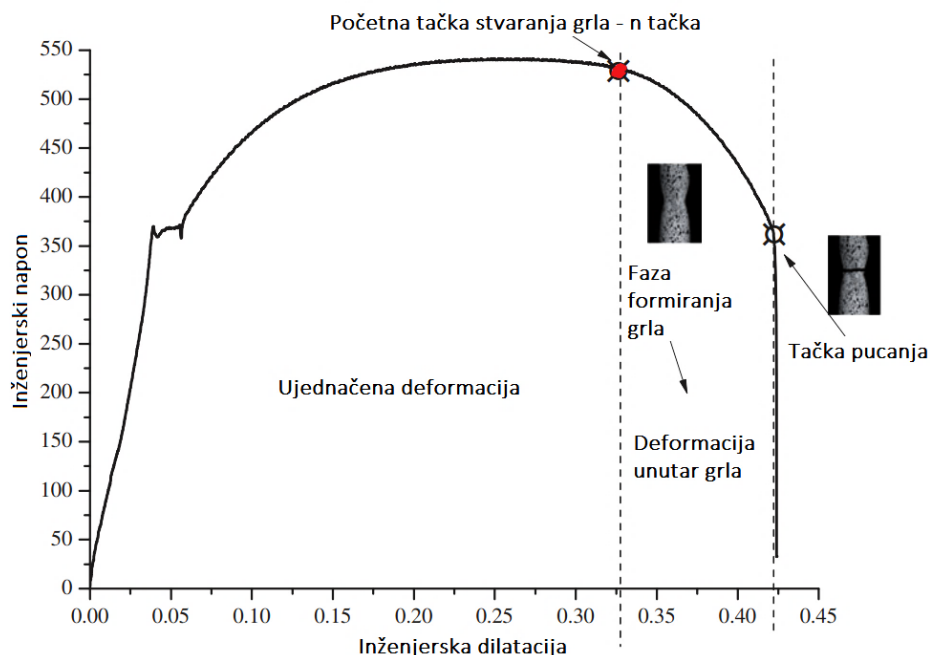
Метални материјали се најчешће испитују тестом затезања. Овај тест се састоји од узорка материјала, најчешће званог епруветом, који се аксијално затеже на кидалици, док се деформација, тј. издужење узорка мери неком врстом инструмента за мерење померања, а најчешће је то екстензометар. У том случају, одређује се база мерења издужења екстензометром, и та база је најчешће нешто мања од паралелне дужине епрувете. Последица оваквог начина тестирања је што ће измерена крива напон-дилатација увек садржати следеће делове: еластични део, део ојачавања, граница чврстоће и опадајући део праћен ломом узорка. Током пластичног деформисања, пред крај зоне ојачавања, негде у материјалу ће постојати зона слабија од других, која неће моћи пренети додатно оптерећење. У овој зони ће се почети развијати дуктилно оштећење.

Описана крива напон дилатација осликава релацију између величина које се најчешће називају инжењерски напон и инжењерска дилатација. Ове величине у случају једноаксијалног напрезања у тесту затезања су дате изразима:

$$\sigma_e = \frac{F}{A_0} \qquad \varepsilon_e = \frac{l-l_0}{l_0} \qquad (3.12)$$

где су индексом 0 означене почетне вредности, пре деформисања. Пад на кривој инжењерски напон-дилатација повезан је у општем случају са појавом врата или сужења

на узорку (necking). Величине које одговарају почетку појаве врата означиће се индексом n .



Слика 4-33: Крива инжењерски напон – дилатација са фазама [51]

Приказане релације ће моћи да се користе у уобичајеној пракси, где је већина деформација ограничена на еластичне деформације. У том рејону еластичних деформација, разлика између инжењерских и стварних напона и дилатација је практично занемарљива. Но, за описивање понашања материјала у пластичној области, ове величине неће бити одговарајуће. Напон се углавном изражава стварним напоном, који је у случају једноаксијалног напрезања дат једначином (3.13)а. За дилатацију, опет најчешће се бира логаритамска мера, тј. дилатација која се назива стварном рачуна се према изразу (3.13)б.

$$\sigma_t = \sigma_e \cdot (1 + \varepsilon_e) \quad ; \quad \varepsilon_t = \ln \cdot (1 + \varepsilon_e) \quad (3.13)$$

Ове величине, и њихова међусобна релација, омогућиће опис понашања материјала до тачке n , тј. до стварања врата и сужења узорка. У грађевинарству, ова граница је углавном довољна, и за метале је и у прошлости ретко када било потребно познавање понашања и након ове тачке. Заправо, врло често је довољно познавање материјала само до границе течења. И заиста, већина израза дата техничким прописима од константи материјала укључује само модул еластичности, границу течења и затезну чврстоћу. Чак и та чврстоћа не представља стварну чврстоћу употребљеног материјала, већ статистички добијену вредност са довољном поузданошћу да ће бити достигнута у непознатом материјалу датог квалитета. Међутим, у овом истраживању, за критеријумом лома неће бити сматран неки прорачунски услов, већ стварни отказ испитиваних узорака. Када се понашање

конструкције посматра до овог стадијума, као што је то често случај у машинству, онда је од једнаке важности, познавање механичких особина материјала у области након тачке n на графику напон - дилатација. Нумеричке студије су такође конципиране тако да обухвате поред свих нелинеарности и стварни лом узорака, и морају се заснивати на стварној криви напон-дилатација, са прецизно дефинисаном дилатацијом при лому материјала. Једино на овај начин ће нумерички модел моћи да представи стварно понашање на реалистичан, а не поједностављен и апроксимативан начин. Део проблема је и у томе што је метод коначних елемената интринзично дискретан метод, те имплементација стварног понашања материјала које се у механици континуума рачуна у бесконачно малој тачки, са собом носи различите потешкоће. Наравно, имплицитно се подразумева да се закон ојачавања до тачке n одређен за једноаксијално напрезање директно преводи и на другачија напонска стања коришћењем фон-Мизесовог еквивалентног напона, тј. рачунајући са фон-Мизесовим критеријумом течења.

Како услед сужења узорка на месту врата, површина попречног пресека постаје мања, и поред ојачавања материјала, овај пресек ће носити мању силу. Стога је тешко одредити стварни напон у материјалу при тесту затезањем, јер је веома компликовано мерити стварну површину попречног пресека на врату епрувете. Када се пређе тачка n , сила коју узорак преноси почиње да пада, што значи да материјал ван врата не трпи додатне напоне, и не деформише се даље. Сва деформација, тј. издужење одвија се у зони врата. Такође, на начин на који екстензометар мери дилатацију, добиће се нека врста осредњене дилатације. Заиста, ако се посматра врат епрувете које се издужи 5mm, екстензометар са базом од 100mm забележиће издужење од 5 процената, док ће екстензометар са двоструко већом мерном базом дати двоструко мање процентуално издужење. Проблем одређивања стварних механичких особина материјала након тачке n и то тестом затезања, дуго је разматран, и постоје различити приступи проблему. Но, чак и са употребом КДС методе, овај проблем остаје актуелан, посебно у комбинацији са имплементацијом параметара материјала за нумеричке симулације.

Први истраживач који се бавио овим проблемом чак 1885. године био је Considere. Он је формулисао критеријум стварања врата узорка при тесту затезања, и то је урадио изједначивши ојачање материјала са смањењем површине узорка. Овај критеријум се зове услов пластичне нестабилности и дефинише тренутак настанка врата као први тренутак када смањење површине попречног пресека услед попречне контракције постане веће од прираста чврстоће услед ојачања. Математички се овај услов може записати као:

$$\begin{aligned}
F &= \sigma A \rightarrow dF = \sigma dA + Ad\sigma = 0 \text{ за } F = F_{\max} \\
dV &= d(AL) = 0 \rightarrow AdL + LdA = 0 \\
\frac{dA}{A} &= -\frac{dL}{L} = -d\varepsilon \\
dF &= \sigma(-A \cdot d\varepsilon) + A \cdot d\sigma = 0 \rightarrow \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \sigma
\end{aligned} \tag{3.14}$$

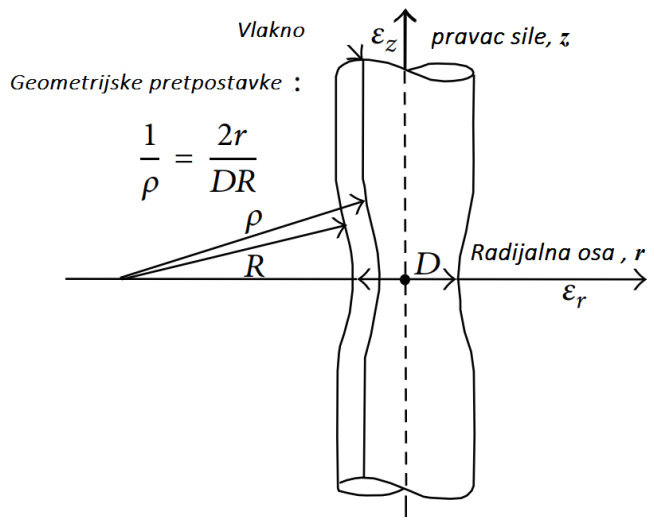
Постоје многи приступи решавању овог проблема, тј. проблем је разматран из перспектива различитих теорија, на пример теорије ојачања деформисањем, пластичне нестабилности, методе коначних елемената, теорије дислокација итд. Интересантно је да Considere-ов критеријум, настао разматрањима механике крутог тела, такође проистиче из интринзичних закона еволуције за густину дислокација [227]. Но, овде ће се пажња посветити приступима који могу бити од користи са аспекта грађевинске струке и за дати проблем: резултатима једноаксијалног теста затезања потребно је одредити стварну везу напон-дилатација све до отказа материјала. У суштини, сви приступи се могу поделити на три групе: аналитичке процедуре, итеративне и најмлађе – „квази-директне“.

Најпознатији аналитички метод је засигурно онај који је развио Bridgman [23]. Овај метод се базира на две претпоставке: 1) да је профил врата кружног облика и 2) да је тангенцијална дилатација једнака радијалној. Овај метод практично даје корекциони фактор који трансформише "просечан стварни аксијални напон" у врату узорка у еквивалентни напон. Иако се могу посебно израчунати радијални, тангенцијални и подужни напон, следећом једначином приказана је поменута трансформација:

$$\sigma_e = k \cdot (\sigma_a)_{av} \quad k = \frac{1}{\left(1 + \frac{2R}{a}\right) \cdot \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)} \tag{3.15}$$

где је σ_e ефективни напон, R радијус кривине врата означен на слици 4-34, и a радијус најмањег попречног пресека по коме настаје лом узорка.

Различити истраживачи су током прошлог века документовали да Bridgman-ова формула није у сагласности са њиховим резултатима. Истина, у свим случајевима ради се о нумеричким резултатима, али претпоставке усвојене у извођењу једначине (3.15) су свакако погрешне. Ипак, овај метод за узорке кружног попречног пресека је дуго коришћен и свакако представља унапређење у рачунању стварног понашања материјала након формирања врата. Највеће замерке ове методе нису заправо њена непрецизност, иако она достиже и 15-ак процената у неким случајевима, већ компликованост њене примене.



Слика 4-34: Врат узорка и ознаке према Bridgman-у [211]

Као што се види из приказаних израза, да би се одредио еквивалентни напон, потребно је познавати димензије врата. Уобичајени екстензометри нису дорасли овом задатку, а мерење узорка након теста омогућава да се одреди ефективни напон само за последњи стадијум оптерећења, и то приближно, јер је узорак можда претрпео додатне деформације при лому. Такође, мерење радијуса врата је опет често непрецизно. Али, најбитније, веома је тешко, и скоро немогуће, мерење ових геометријских величина током самог теста, посебно ако се узме у обзир да место настанка врата није унапред познато. Ово се превазилази фотометријским методама, али у том случају, Bridgman-ов метод најчешће постаје непотребан. Коначно, једна од суштинских замерки јесте то што формула не узима у обзир триаксијалност, која је засигурно повезана са особинама материјала, али јој се замера и претпоставка о константној еквивалентној дилатацији по равној површини најмањег пресека на врату [51]. Chen [32] је заменио облик профила врата хиперболом, док је Xie [222] модификовао особине материјала, али без ревизије претпостављене расподеле дилатација по дубини. Недавно, опшрину и свеобухватну студију овог проблема приказао је Dong [51], са циљем исправљања апроксимација Bridgman-овог модела.

Другу групу процедура својим радом [233] отпочели су Zhao и Li, који су предложили да се параметри релације стварног напона и дилатације одреде помоћу МКЕ. У суштини, поступак се своди на итеративно спровођење нумеричких симулација теста, и упоређивања нумеричких резултата са експерименталном кривом сила-померање (P-Δ) као циљном. Када се нумеричком симулацијом постигне задовољавајуће "глобално" издужење узорка (мерено између две тачке које обухватају врат и чије је растојање исто као и база екстензометра) поступак итеративног модификовања релације стварни напон-дилатација се прекида и вредности моделиране при последњој симулацији се усвајају као тачне. С обзиром да овај метод третира стварни напон и дилатацију након формирања врата као непознате, веома је прорачунски захтеван и дуготрајан [7]. Како би

се скратило време, и смањио број итерација, Ling [126] је идентификовао горњу и доњу границу криве након тачке n . За горњу границу усваја праволинијску екстензију криве, а за доњу експоненцијалну регресиону криву. Идеја о експоненцијалној регресионој кривој је дуго времена била једна од централних. У најједноставнијој форми дата је са једначином $\sigma = K\varepsilon^n$, док је нешто софистициранија форма више прилагођена датом проблему она која се приписује Ramberg-у и Osgood-у:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma}{E} \left(\frac{\sigma}{E} \right)^{n-1} \quad (3.16)$$

Ling даље предлаже метод осредњавања ове две функције помоћу тежинских коефицијената, како би се у што мање итерација пронашла стварна веза напона и дилатација. Исти метод у својој студији [211] усвајају и Arasaratnam et al. Wang et al. [211] предлажу сличан итеративни алгоритам, али уз одређену модификацију. Наиме, они су развили сопствени софтвер, те су због тога били у могућности да имплементирају сопствену шему решења, која итерира на сваком инкременту дилатације док се не постигне конвергенција, која се и даље мери на Р-Δ криви. Тек након одређивања везе стварног напона и дилатације на посматраном инкременту дилатације, прелази се на следећи инкремент. Додатно, и њихова метода осредњавања укључује доњу и горњу границу тражене криве, само за овај инкрементални поступак, усвојене су другачије, шире границе. Доња граница стварне криве у разматраном инкременту дилатације је хоризонтална линија, а горња граница је права тангентна на криву у претходном инкременту дилатације.

Сличан приступ, али са интересантним модификацијама предложили су у [157] Павловић и сарадници. У истраживању понашања спрегнутих пресека челик-бетон, у којима су завртњеви коришћени као средство спрезања, рађене су детаљне нумеричке студије како би се описали комплексни феномени који узрокују отказ завртњева и бетона у овим конструкцијама. Аутори су предложили итеративан апроксимативни алгоритам (као и у [126, 211, 233]) за израчунавање зависности стварни напон-дилатација, али и дефинисање закона дуктилног лома материјала. Иако предложена процедура представља коректан и неодређен проблем (постоји бесконачно решења), овај метод уводи неке занимљиве претпоставке и приступе, и у претходним годинама био је веома често коришћен од стране других истраживача. Поступак укључује мерење дужине врата l^{loc} , што је могуће урадити и након лома узорка. На основу те дужине, дефинише се пробна релација стварног напона и дилатација према следећим изразима:

$$l_i = \begin{cases} l^0, & i < n \\ l^0 + (l^{loc} - l^0) \left[\frac{(\Delta l_i - \Delta l_n)}{(\Delta l_r - \Delta l_n)} \right]^{\alpha_L}, & i > n \end{cases} \quad (3.17)$$

$$\varepsilon_i^{nom} = \begin{cases} \Delta l_i / l_i, & i < n \\ \varepsilon_{i-1}^{nom} + (\Delta l_i - \Delta l_{i-1}) / l_i, & i > n \end{cases} \quad (3.18)$$

$$\bar{\sigma}_i = \begin{cases} \sigma_i, & i < n \\ \sigma_n^{nom} (1 + \varepsilon_i^{nom}), & i > n \end{cases} \quad (3.19)$$

где индекс n означава величину у тачки формирања врата – тачки n на слици 4-33, док r означава тачку лома, а l^0 почетну мерну базу епрувете.

Као што се може закључити из једначина (3.17)-(3.19), овај метод претпоставља да се локализација деформације одвија према степеној функцији, са степеном α_L који се одређује кроз итерације. Друга претпоставка овог модела се односи на зависност дилатације у тачки n за различите типове напрезања, но о овоме ће бити речи касније. Међутим, суштинска разлика овог модела је у томе што он паралелно са описом криве стварни напон-дилатација, дефинише и дуктилно оштећење (ductile damage), које почиње са формирањем врата на узорку, и расте према одређеном правилу до лома епрувете, када достиже вредност 1. Иако нека врста оштећења постоји, увођењем оштећења у овој фази одређивања криве чини проблем неодређеним, те је могуће пронаћи више различитих кривих напон-дилатација, које упарене са различитим правилима развоја дуктилног оштећења могу дати исти резултат, тј. исто понашање забележено на Р-Д дијаграму. Привлачност методе је стога како у једноставности мерења неопходних величина, тако и у гарантованом успеху у симулацији одговора, са више или мање труда. Слабост ове методе огледа се у слабој теоретској утемељености одређених претпоставки, попут критеријума иницијације оштећења и степеног закона локализације деформације.

Иако је до сада било речи о узорцима кружног попречног пресека, врло често је лакше израдити епрувету правоугаоног попречног пресека, као што је случај код плочастих елемената. Међутим, показало се да је формирање врата код оваквих узорака далеко компликованије него код оних са кружним попречним пресеком [211]. Расподела дилатација унутар врата код правоугаоних попречних пресека је веома неуједначена и градијени дилатација расту са повећањем односа страница правоугоника. Неколико студија [56, 181, 211] се бавило питањем релације између стварног напона и стварне дилатација код оваквих узорака. Bridgman је предложио и корекцију свог израза како би се укључила неравномерна расподела дилатација, али њена решења се нису показала као задовољавајућа. Стога је већина студија настала након развоја и утемељења мерних система заснованих на корелацији дигиталне слике (КДС).

Математички опис проблема ни до данас није разрешен. Према ауторовом сазнању и мишљењу, најдаље у теоретско-аналитичком приступу је стигао Dong у свом раду [51] објављеном 2018. године. Ипак, проблем је значајно олакшан увођењем мерних система

базираних на КДС методи. Овај начин спада у трећи поменути групу „квази-директних“ метода. Ова техника омогућава идентификацију дилатација по целој површини узорка, па и на самом врату епрувете. У многим студијама мерене су и представљене механичке особине различитих материјала [51, 56, 83, 139, 140, 181], управо користећи ову методу. Но, и овако добијени резултати и подаци деформисања самог врата, иако далеко директније мерени, са собом носе спектар додатних питања. Једно од њих је, као што је и речено у поглављу 4.1.4 величина групе пиксела. Како се прорачун дилатација врши осредњавањем унутар једне групе пиксела, максимална дилатација коју ће забележити КДС метода зависиће од величине групе пиксела. Наравно, што је мања група пиксела, већа ће дилатација при лому бити измерена. Ehlers је један од ретких који се овим питањем детаљно позабавио, и посебну пажњу посветио релацији између величине група пиксела и величини коначног елемента. Заправо, више од аналогije постоји између ове две величине. Чак као што је раније напоменуто, један од начина рачунања дилатација КДС методом јесте помоћу функција облика из МКЕ. Ehlers [56] даје препоруке о величини коначног елемента чији би материјал био дефинисан директно резултатима ARAMIS система, али такође напомиње да зависно од типа коначног елемента, постоји гранична величина, таква да се елементима већим од ове вредности неће моћи симулирати стварање врата на узорку, док ће се елементима мањим од ње стварати врат и при нумеричким симулацијама, независно од моделирањем оштећења.

Ипак, КДС метода је олакшала проблем мерења дилатација при којима долази до лома, чак и прерачунавања сужења пречника врата пресека током читавог периода оптерећивања, што је практично значи да се тродимензионалном методом КДС-а стварни напон и стварна дилатација могу веома прецизно директно прерачунати. Но, без теоријских знања о самом феномену, ово и не значи толико колико се на први поглед чини. Познато је да лом епрувете кружног попречног пресека почиње у центру попречног пресека, у оси симетрије епрувете. Даље, при веома великим издужењима, веома је могуће да ће боја која је носач шаблона тачкица отпасти или попуцати, што аутоматски значи да резултати у тој зони и при том оптерећењу неће бити доступни. Ипак, и поред овога, КДС метода остаје једна од најпожељнијих при испитивању материјала до саме тачке лома.

Већ је поменуто код Bridgman-ове методе да она израчунава ефективни напон, као и то да епрувета кружног попречног пресека почиње са ломом у средини пресека. Заправо, до сада намерно није увођен утицај напонског стања, како би се објаснили једноставније зависности у понашању металних материјала, али и начинима мерења и методама прерачунавања напона и дилатација. Но, опште је познато да ће на лом материјала велики утицај имати тип напонског стања. У почетку теста затезањем напонско стање је веома блиско једноосијалном, али то се мења чим се формира врат, и стање напона унутар врата, где се одвија сва деформација након тога је комплексно и троаксијално. Параметар којим се најчешће описује стање напона у испитивањима металних материјала је

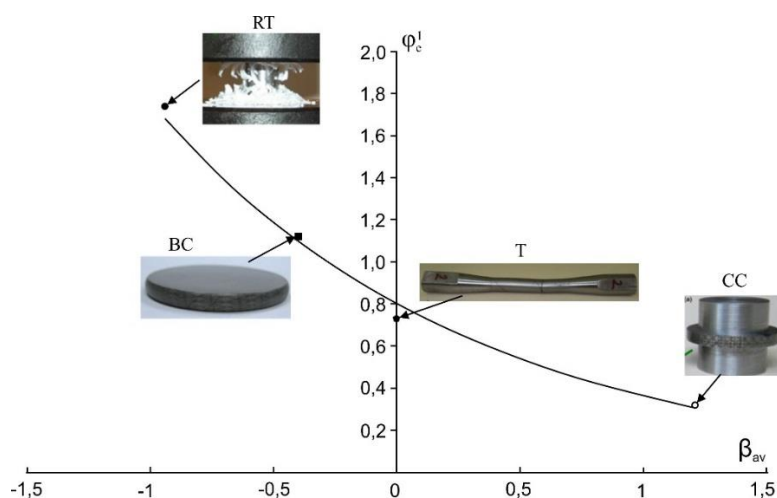
триаксијалност напона. Према досадашњим познавању материјала, триаксијалност напона може утицати на лом материјала кроз два механизма [135]. Први је једноставно мењањем удела девијаторског напона, из чега је јасан утицај на пластичну деформацију. Други механизам је у вези са растом пора унутар материјала. Триаксијалност диктира повећање микро-пора до настанка срастања ових пора и стварања прелина које ће довести до дуктилног пуцања материјала. С обзиром на ову дуалну природу лома материјала услед триаксијалности, тешко је зависност између триаксијалности напона и локалне редукције дуктилности изразити једном кривом [135]. Триаксијалност напона се дефинише као:

$$\theta = \frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3}{\sqrt{\frac{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2}{2}}} \quad (3.20)$$

тј. као однос између средњег σ_m и ефективног (фон-Мизесовог) напона σ_e .

Код епрувете кружног попречног пресека при тесту затезања, триаксијалност је једнака $1/3$ на површини узорка, и расте како се приближава подужној оси узорка. Ако се усвоје Bridgman-ове претпоставке, триаксијалност у центру узорка унутар зоне врата може да се израчуна као $\theta = 1/3 + \ln(a/2R)$.

Ово значи да чак и при познавању везе стварног напона и дилатације за једну вредност триаксијалности напона, остаје непозната ова веза за друга напонска стања. Постоје два начина да се превазиђе овај проблем. Први начин је извођење тестова на различитим типовима узорака, како би се експериментално утврдиле дилатације лома за различите триаксијалности напона. Ово се углавном изводи сабијањем узорака различитих облика, као што су дискови, ваљци, ваљци са прстеном [4, 206, 207]. Овај метод може ефективно заменити једноаксијални тест затезања тестом сабијања челичног цилиндра са прстеном, као што је приказано у раду [207] и на слици 4-35.



Слика 4-35: Различити тестови за различите вредности триаксијалности ($\beta_{av} = 3\theta$)

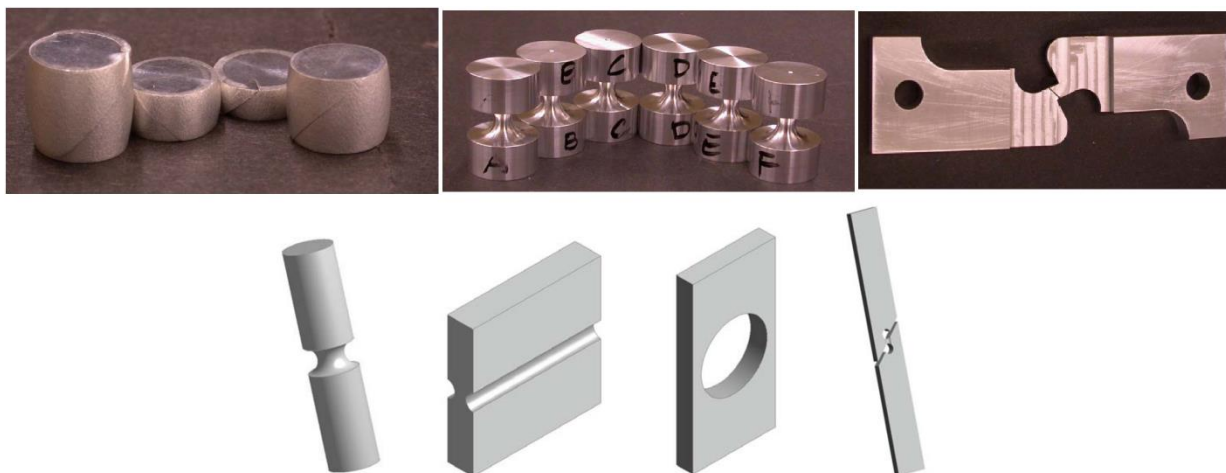
Други приступ обухватању различитих триаксијалности напона је посебно добродошао у случају да је тест затезања једини доступан. Овај приступ се састоји у одређеним предикцијама односа између дилатације при лому и триаксијалности. Једна таква предикција, веома често коришћена од стране многих истраживача, је предложена од стране Rice-а и Tracey-а [174], и дата једначином:

$$\bar{\varepsilon}_f^{pl} = \alpha \cdot \exp(-\beta \cdot \theta) \quad (3.21)$$

где су α и β константе материјала (у [174] се предлаже 1,5 као вредност константе β), а ε_f^{pl} означава еквивалентну пластичну дилатацију при лому. Еквивалентна пластична дилатација се најчешће изражава помоћу одговарајуће стопе прираста дилатације, као:

$$\bar{\varepsilon}_{pl} = \int_0^t \dot{\bar{\varepsilon}}_{pl} d\tau = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^{pl} \dot{\varepsilon}_{ij}^{pl}} d\tau \quad (3.22)$$

Све до сада поменуто не описује проблем до краја. Заправо, пошто сама триаксијалност напона не одређује комплетно стање напона у материјалној тачки, потребно је укључити још један параметар. Најбољи избор за то је, као што је приказано у раду [103], Лодов параметар (Lode parameter). На пример, у случају $\theta = 1$, вредност Лодовог параметра (L) дефинише да ли се ради о напонском стању осносиметричног затезања ($L = -1$), стању равних дилатација ($L = 0$) или осносиметричном притиску ($L = 1$). Међутим, потребан број узорака који би обухватио и утицај Лодовог параметра је сада још већи. Пошто је лом узорака у овом истраживању готово увек узрокован ломом завртњева, а ови су у стању веома блиском чистом затезању, уз одређене теоријске претпоставке, за овај случај, тест затезања ће бити довољан како би се довољно добро дефинисао материјал завртњева.



Слика 4-36: Различити типови узорака зависно од жељене тестиране триаксијалности напона

Када је неопходно прецизно одредити дилатацију лому при различитим напонским стањима, генерално је потребно вршити више различитих тестова на узорцима

различитих облика. На слици 4-36 приказани су најчешће коришћени облици узорака: цилиндри, ослабљени цилиндри са кружним профилем слабљења (notched cylindrical specimen), узорци за смицање и плоче ослабљене рупом.

4.3. ИСПИТИВАЊА МЕХАНИЧКИХ СВОЈСТАВА МАТЕРИЈАЛА

Испитивање механичких својстава материјала је извршено у Лабораторији за испитивање материјала Грађевинског факултета Универзитета у Београду на универзалној тест машини *Shimadzu AG-X*, капацитета 300 kN. Тестирани узорци су са својим номиналним димензијама приказани у поглављу 4.2.1. Стварне димензије су измерене дигиталним нонијусом прецизности 0,01 mm. Узорци су постављени у чељусти кидалице као што је приказано на слици 4-37.



Слика 4-37: Испитивање својстава материјала на тест машини Shimadzu

Брзина нааношења оптерећења је задата различито за еластичну и пластичну област радног дијаграма материјала. У почетној еластичној фази, брзина нааношења силе прерачунавана је у самом софтверу кидалице, од узорка до узорка, како би износила 10 MPa/s. У пластичној области, брзина је повећавана, али је у овом делу дијаграма дефинисана преко дилатације, те је износила $0,005 \text{ s}^{-1}$. Стандард EN 10002-1 дозвољава брзине у еластичној фази између 6 и 60 MPa/s за материјале чији је модуле еластичности

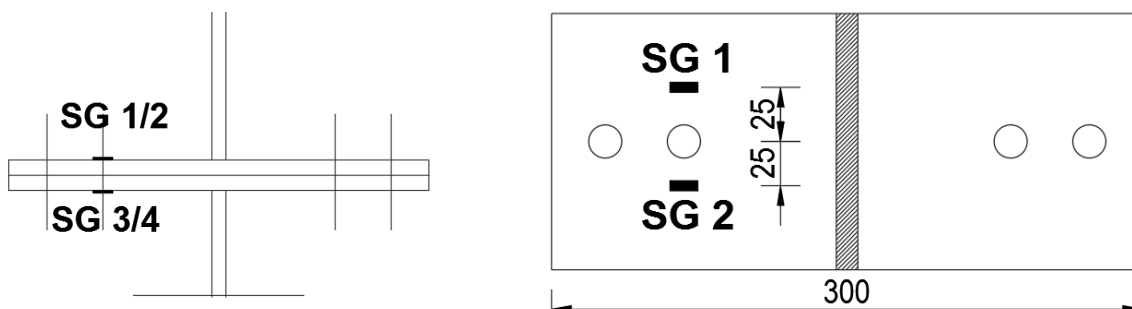
преко 150 GPa, или дефинисано по дилатацији, спорије од $0,0025 \text{ s}^{-1}$, док је у пластичној фази максимална брзина дефинисана наравно само преко дилатације и износи $0,008 \text{ s}^{-1}$. Овако дефинисане граничне брзине тестирања материјала је далеко лакше задовољити савременим дигитализованим машинама, уз које иде специјализовани софтвер којим се оне контролишу. Таква је и тест машина коришћена у овом испитивању, па није било већих проблема при дефинисању брзине наношења оптерећења за различите зоне дијаграма, код различитих узорак. Екстензометар којим се мерило издужење епрувета повезан је са машином, те софтвер који управља радом машине користи податке и из екстензометра како би у сваком тренутку могао рачунати радни дијаграм материјала, који се и приказује у реалном времену на екрану, али и прилагођавати брзину наредног инкремента силе. На слици 4-37 виде се и камере коришћене за мерење померања и дилатација неких од епрувета.

4.4. ПРВА ФАЗА ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСПИТИВАЊА

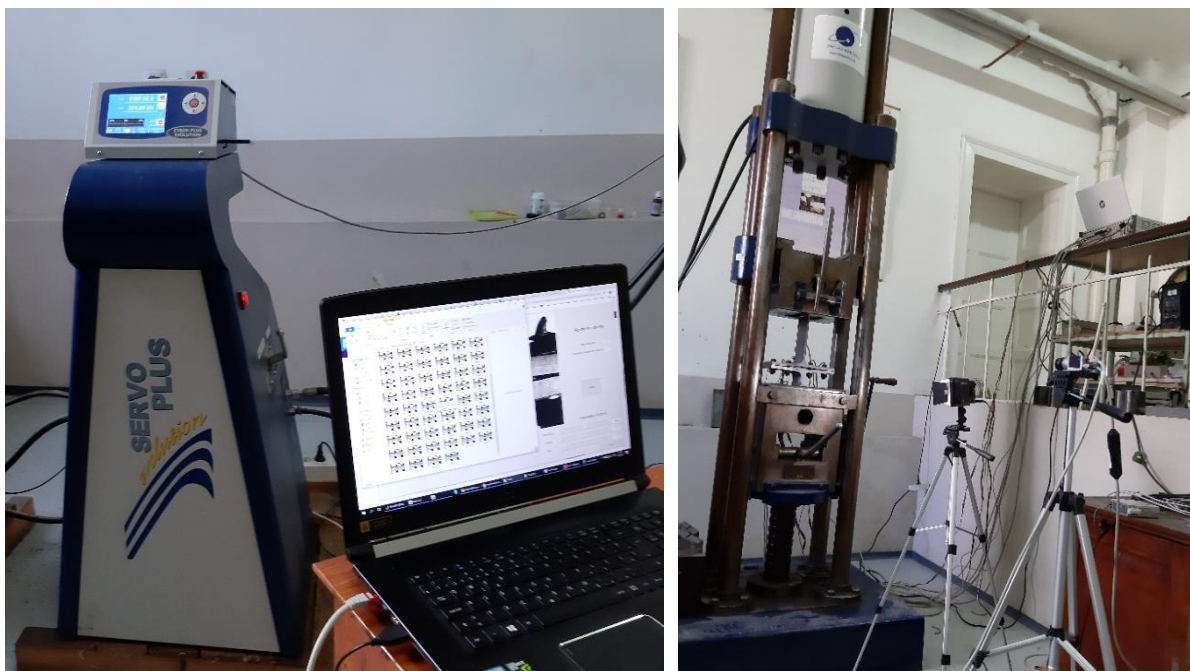
Прва фаза експерименталног испитивања састојала се од осамнаест тестова на тридесет и шест узорак Т-елемената са четири завртња у реду. Ова фаза испитивања изведена је у Лабораторији за метеријале грађевинског факултета у Београду. Узорци су постављени на начин приказан на слици 4-39, како би се обезбедила крута подлога као последица симетрије узорак. Доњи узорак је био привршћен у чељусти кидалице, док је сила опет преко чељусти уношена у ребро горњег узорак. Сила је уношена хидрауличком кидалицом произвођача AMSLER, носивости 1000 тона, која је пре пар година модернизована и унапређена, па је опремљена електронском контролном јединицом, те снимањем дигиталног записа силе и померања. Ипак, коришћени су само подаци о величини силе, док су померања мерена прецизнијим инструментима. Наиме, са једне стране Т-елемената постављен је екстензометар, тако да је привршћен на плочу горњег Т-елемента, како би мерио удаљеност граничника привршћеног на плочу доњег Т-елемента. Коришћени екстензометар (LVDT) је *HBM 1-WA/50mm-L* са ходом $\pm 25\text{mm}$ и резолуцијом од $0,001 \text{ mm}$. На овај начин није мерено померање сваког Т-елемента појединачно, већ њихово укупно померање. Из претпоставке о симетричности, померање оба Т-елемента су једнака, тако да половина измереног померања одговара већ „упросеченом“ померању једног Т-елемента. Но, како је код одређених Т-елемената, посебно оних са тањим плочама померање било веће од опсега екстензометра, али и да се резултати не би заснивали на мерењу само једног инструмента, са друге стране узорак размицање плоча горњег и доњег Т-елемента праћено је системом ARAMIS. Пошто је то могуће овом методом мерења, поред мерења размицања тачака на две плоче, аналогног мерењу исте величине екстензометром са супротне стране узорак, мерено је у померање свих тачака средњих линија плоча Т-елемената. Размицање плоча, тј. померање Т-елемената, мерено екстензометром и ARAMIS-ом праћено је кроз време, током читавог трајања теста, док је деформисана профил средње линије плоче

израчунаван за само неке временске тренутке, углавном блиске граничном оптерећењу при коме је настајао лом узорака.

Сила је наносена брзином од 1kN/s у еластичној фази понашања узорака, док би након тога брзина наносења била смањена, и контролисана преко померања. Брзина померања које је наносено кидалицом је износила приближно 0,05 mm/s. Трајање тестова се разликовало, зависно од величине померања при лому, али су тестови трајали између четири минута код оних узорака са најдебљим плочама, до 11 минута код оних најдеформабилнијих.



Слика 4-38: Положај мерних трака на узорцима прве фазе експерименталног испитивања



Слика 4-39: Контролна јединица кидалице и праћење камера на лап-топу (лево) и поставка камера, кидалице, и аквизиционог уређаја током испитивања (десно)

Поред силе и померања, мерене су и дилатације у различитим деловима метеријала. О тракама уграђеним у завртњеве, или на тело завртњева, већ је било речи. Сваки завртањ у сваком узорку је имао у себи уграђену мерну траку која је била функционална, и чији је запис сниман током читавог теста, то јест до тренутка до ког је трака давала повратни

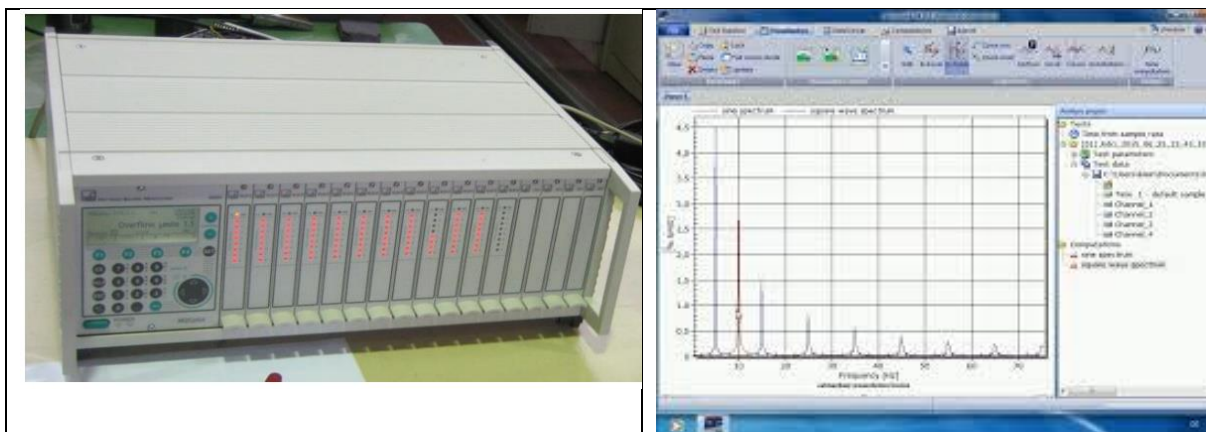
сигнал, с обзиром на мерни опсег траке. Дилатације су још мерене и у области очекиваног пластичног зглоба, тј. на површини плоче Т-елемената, у линији унутрашњих заврњева. Тачан положај мерних трака приказан је на слици 4-38. Положај је у свим узорцима био исти у односу на завртњеве ближе ребру. Дилатације су мерене и на трећи начин, КДС методом, тј. системом ARAMIS. Камера је била постављена у равни контакта два узорка, на удаљености од 2,8 метара. Снимана је једна половина тестираних узорака, како би се постигла већа прецизност. Узорак је осветљиван LED лампом, која се налазила на сопственом сталку. Генерална поставка експеримента се може видети на сликама 4-39 и 4-40.



Слика 4-40: Поставка прве фазе експеримента – камера, кидалица, осветљење (лево) и два узорка постављена за тест, са LVDT-ом, са задње стране (десно)

Коначно, резултати су снимани аквизиционим уређајем MGC Plus, произвођача НВМ, који је приказан на слици 4-41. MGCplus је систем за аквизицију које се користи како у

индустрији тако и у истраживачким задацима, и спада у једне од најбољих у својој класи. Његова употреба је пожељна било да се мере померања, брзине, убрзања, дилатације, температуре, јачина струје, отпор, фреквенција итд. Систем је модуларан, те је могућа надоградња система до чак 128 канала. У овом испитивању коришћен је систем који може да снима 48 канала истовремено. Због уграђених отпорника у сам систем, могуће је вршити читавања са пуног Витстоновог моста, полу и четвртинског моста. Систем с обзиром на високу класу којој припада, и дугогодишњу традицију овог модела, поседује стабилност, отпорност система на шуме, високу резолуцију, те је класа тачности која се постиже и до 0,0025%. Комплетна компензација утицаја каблова и температуре на осетљивост и померај сигнала одиграва се у самом уређају. Уређај се контролише преко рачунара, и коришћен је заједно са софтвером CATMAN, којим се контролишу, сагледавају, комбинују, презентују и снимају резултати свих инструмената повезаних на MGCplus.



Слика 4-41: Коришћени MGCplus (лево) и кориснички интерфејс софтвера CATMAN (десно)

4.5. ДРУГА ФАЗА ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСПИТИВАЊА

Друга фаза експерименталног испитивања састојала се од тестирања веза стуб-греда са чеоном плочом и четири завртња у реду, природне величине. У овој фази испитане су четири везе кроз два засебна теста. У сваком тесту испитивана је иста конфигурација везе, на узорку од две везе. Већина параметара у испитаним конфигурацијама веза је задржана идентична у оба теста, а основна разлика је што је један пар веза био са препустом, док је други био без препуста. Стога су и тестови означени латиничним ознакама Р и F, где је са Р означен тест у ком су испитиване две везе са препустом, док је са F означен тест веза без препуста (eng. flush). Везе су даље означаване ознакама P1, P2, F1 и F2, сходно тесту којим су испитиване. Ипак, треба напоменути да је номенклатура греда неопходна са становишта разматрања резултата мерених величина на самим гредама, али суштински у испитивању нису коришћене четири различите греде, већ само две греде. Свака од ових греда је на свом крају имала по једну везу са препустом и једну без препуста, те је након првог теста греда окренута за 180 степени у основи, и везана за нови стуб другим типом

везе. Ово је било могуће јер су првенствено везе димензионсане такве да буду слабије од греде, те да се сва пластификација током теста концентрише у самим везама (што и јесте циљ испитивања), али и због тога што чак и при одређеним пластичним дилатацијама у греди непосредно уз испитивану везу, тај део греде након окретања греде ради другог теста, остаје изван ослонца, неоптерећен, не утичући на понашање греде током другог теста. Другим речима, централни део греде, који је био оптерећен у оба теста остао је у еластичном опсегу понашања при оба теста. Ово су потврдили претходне нумеричке студије и такво очекивано понашање је забележено и током тестова.

Ова фаза испитивања изведена је у Лабораторији за конструкције грађевинског факултета у Београду. Конфигурација поставке је раније дата сликом 4-22, а конкретан приказ стварне поставке првог теста дат је на слици 4-42.

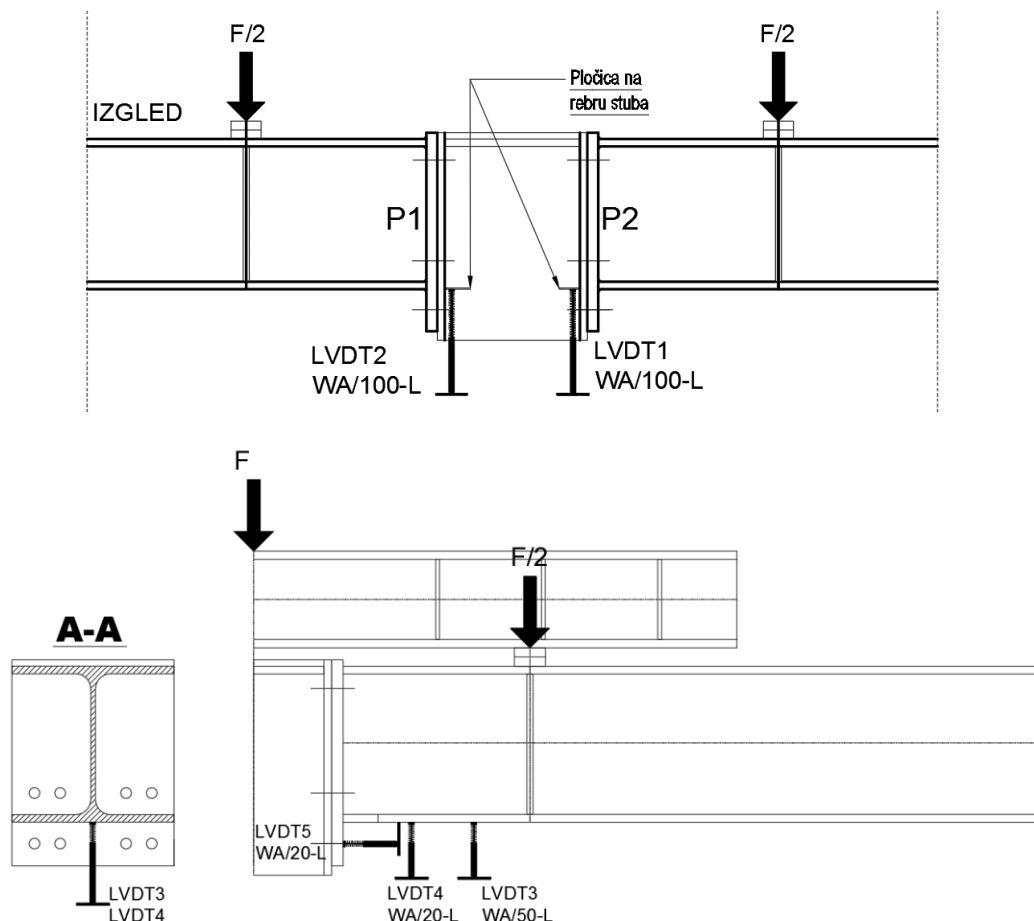


Слика 4-42: Поставка теста P – две греде везане за централни стуб везама са чеоним плочама са препустом и са четири завртња у реду

Узорци су се састојали од две греде и једног стуба између њих, за који су ове греде повезане. С обзиром да се комплетни узорци постављају у испитни рам, носивости далеко веће од потребне за овај експеримент, укупна висина целог узорка, била је ограничена светлом висином испитног рама. Како би се омогућило испитивање до што је могуће већих нивоа оптерећења, коришћена је хидрауличка преса минималне доступне висине и носивости 60 тона. Између пресе и греде рама од коју се одупире, налази се мерач (претварач) силе произвођача НВМ, типа С6А, и максималног опсега од 2МН. Сила из пресе се преноси на траверзу дужине 155 сантиметара и пресека НЕА160, која се ослања на сваку од греда преко плоча заварених на горњој ножици греда. Тиме се сила уноси релативно уједначено у сваку од греда, на растојању приближно једнаком 112 сантиметара од ослонца. Свака греда је стога оптерећена силом једнаком половини укупне силе на преси, и ту силу преноси у свој ослонац. Средњи део узорка, у коме се

налази стуб је тако оптерећен само моментом савијања, без постојања трансверзалне силе у том делу носача. С обзиром да је немогуће обезбедити потпуно уједначено деформисање леве и десне греде током читавог трајања теста, моменти савијања у греди на месту тачно између места уноса силе и чеоне плоче додатно су мерени са четири мерне траке постављене на греди. Мерне траке су мериле максималне нормалне напоне у ножицама настале услед савијања, те су траке оријентисане дуж правца осе греда. Позиција ових трака на пресеку сваке од греда је 20 милиметара од ивице ножице, те је из њихових записа могуће одредити и евентуални момент савијања око слабије осе.

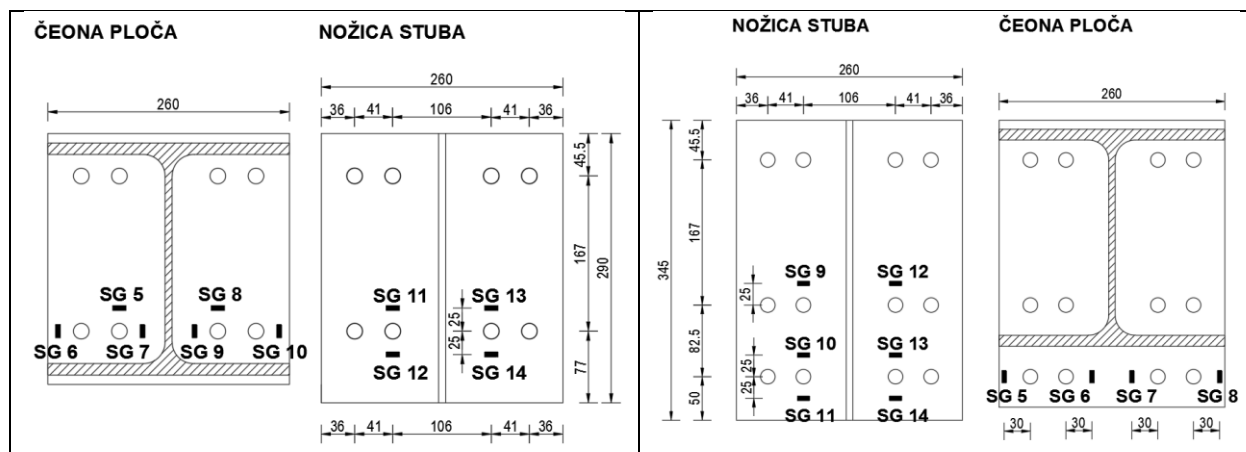
Силе у завртњевима су мерене мерним тракама постављеним у осама завртњева, на исти начин као што је то рађено и у првој фази експерименталног испитивања. Глобално вертикално померање узорка је мерено помоћу два LVDT-а, којима је мерена разлика удаљености ребра стуба и доње греде испитног рама. С обзиром да је доња греда рама висине 1000 милиметара, као и да је рам затворени оквир, али са стубовима који су навојне шипке великог радијуса, деформације доње греде услед силе којом се преса одупире од горњу греду рама се могу сматрати безначајним. Ово се не може тврдити за горњу греду рама. Тако да су сва померања мерена инструментима који су везани или за сам узорак или за доњу греду испитног рама. Конкретно, поменута два мерача померања којима се мерило вертикално померање стуба, постављена су на делу ребра стуба уз ножицу стуба, чиме се постигло практично мерење вертикалног померања једне и друге везе засебно. За мерење ових вертикалних померања коришћени су НВМ индукциони мерачи померања типа WA/100-L, опсега мерења од ± 50 mm. Са додатна четири LVDT инструмента мерене су ротације греде, тако што су мерена померања средина доњих ножица на два места дуж сваке греде. Положај првог мерача је био на месту уноса силе у греду (гледано по дужини греде), док се други налазио између првог мерача и чеоне плоче. Ово је исти пресек греде у коме су се мериле и дилатације ножица ради рачунања момента савијања. Пројектовани положај ових инструмената се може видети на слици 4-43, док је стварни положај прецизно измерен након постављања самих инструмената, како би се минимизирала грешка у прерачунавању ротација греде. За потребе мерења ових вертикалних померања узорка коришћена су по два LVDT-а типа WA/50-L и два серије WA/20-L. Сви мерачи померања су постављени у почетни положај максимално истегнути како би се могло мерити померање у целом опсегу. Код теста F, где су се јављала већа померања, наношење силе је стопирано, како би се спустили мерачи, чиме се омогућило мерење померања у двоструком опсегу ове групе инструмената. Коначно, коришћена су још два индуктивна претварача померања којим је мерена деформација T-елемента на затегнутом делу везе. Ови LVDT-ови нису постављени на доњу греду рама, као остали, већ су постављени на доњу ножицу греда у хоризонталном положају, и на средини ширине греде мерена су релативна померања средине ножице стуба. За ову групу инструмената поново су коришћени НВМ WA/20-L мерачи померања, опсега ± 10 mm. Положај свих поменутих инструмената за мерење померања дат је шематски на слици 4-43.



Слика 4-43: Шематски приказ положаја мерача померања

Како се не би ротација греда мерила само помоћу поменутих мерача померања, ротација греда, али и стуба, мерена је и електронским клинометрима. Они су постављени на горњу ножицу греде на месту уноса силе, али и на средини укрућења стуба, како би се контролисало и измерило и евентуално ротирање стуба. Клинометри су прецизности 0,001 степен, и подаци са њих су се прикупљали на независном аквизиционом уређају. Подаци о ротацијама добијени клинометрима служили су највише за контролу мерења ротација LVDT-овима, за мерење ротација стуба, и за одређивање ротација при оптерећењима близу граничног, где су мерачи померања већ били исцрпљеног опсега, или у потпуности уклоњени.

У оба теста, узорци су били темељно опремљени мерним тракама. Заправо, постављено је мерних трака онолико колико је било расположивих канала на аквизиционом уређају. Тако да су поред осам поменутих мерних трака за мерење савијања у гредама, у сваком тесту постављене мерне траке и на чеоној плочи, и на стубу, како би се што ближе измерила напрезања у материјалу. Неке од трака су биле аналогно позициониране тракама из узорак прве фазе експеримента, тј. њима је мерено савијање конкретног Т-елемента у вези. Комплетан преглед мерних места на којима су постављене мерне траке шематски је приказан на слици 4-44.



Слика 4-44: Положаји мерних трака на узорцима теста F (лево) и теста P (десно) друге фазе експерименталног испитивања

Као што је већ поменуто, сила којом су узорци ове фазе оптерећивани је задавана хидрауличком пресом постављеном на средини траверзе. Узорци су пре сваког теста „тренирани“, тј. оптерећивани до одређеног мањег нивоа оптерећења, како би се успоставили сви контакти и унутар самог склопа узорка, али и на ослонцима, као и између траверзе и узорка итд. У тесту F, нанета је сила од 20 kN, након чега је узорак растерећен, па је тек потом отпочето са тестом. У случају теста P, ова сила је износила 38 kN. Мерења свих инструмената током овог „тренирања“ су бележена и снимана. Након тога, отпочело је оптерећивање узорка до отказа. Сила је наносена споро, тако да је у еластичној фази понашања узорка, брзина наносења силе била мања од 4 kN/min, док је у пластичној фази брзина оптерећивања изражена у овим јединицама била вишеструко мања. Заправо, оптерећење узорка је током целог теста било контролисано померањем, а не силом, с обзиром да преса има опругу којом је ограничена брзина кретања клипа. Тако је пред сам крај оптерећивања брзина била и мања од 0,5 kN/min, како је узорак губио способност преузимања већег оптерећења, и практично се деформисао без прираста силе. Укупно трајање теста веза са препустом износило је око 4000 секунди, ток је други тест трајао 3000 секунди. Тест P није оптерећиван до лома, јер се јавио толики угиб да је било неопходно уклонити све LVDT-ове са узорка. Поред тога, пластичне деформације стуба су биле толике да се стање узорка на крају теста дефинитивно сматра отказом према препорукама Еврокода, али и инжењерске логике. Други тест, којим се испитивало понашање везе без препуста је због мањих димензија чеоне плоче и стуба, имао више простора за деформацију, па је у њему сила наносена до отказа једног од завртњева. Ово се одиграло у вези F2, након чега је дошло до пада силе и даље оптерећење није наносено. У овом тесту, праћена су готово сва померања до самог краја теста.

Резултати су снимани фреквенцијом од 1 Hz, аквизиционим уређајем MGC Plus. Као што је поменуто, искоришћени су сви расположиви канали на овом уређају. Модуларни уређај који је приказан на слици 4-41, има седам картица, са по осам канала. Међутим, нису сви канали расположиви, јер два канала нису била у функцији, док је претварач силе везан у

пуни Витстонов мост, те је на картици на којој је био повезан било могуће прикључити само мерне инструменте повезане у пуни мост, док су мерне траке биле повезане у четвртину моста. Из поменутог разлога је практично осам канала на аквизиционом уређају било потрошено на претварач силе. Укупно је сниман запис са 47 канала.



Слика 4-45: Мерење померања и дилатација у тесту Р

5. РЕЗУЛТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОГ ИСПИТИВАЊА

У овом поглављу приказани су резултати експерименталног испитивања подељени по фазама. Резултати тестирања материјала су посебно приказани у Анексу Ц.

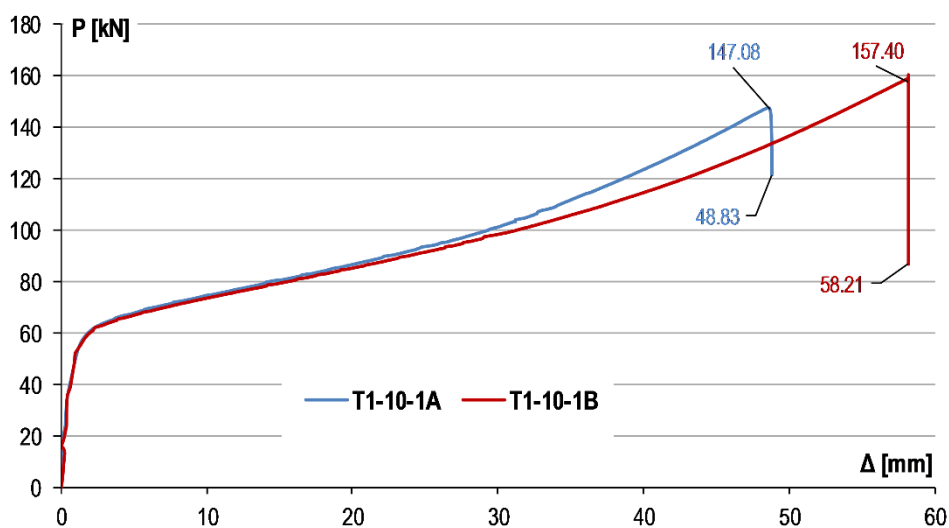
5.1. РЕЗУЛТАТИ ПРВЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА

Резултати експерименталног испитивања прве фазе, које је и најобимније и обухвата тестове на 36 различитих узорака Т-елемената су представљени у овом поглављу на начин да су подељени према геометрији узорака. Тако прво потпоглавље представља резултате серије узорака Т1-10-1, то јест узорке Т1-10-1А-1, Т1-10-1А-2, Т1-10-1В-1 и Т1-10-1В-2. Узорци који се разликују само у последњој ознаци, а имају исто слово и све претходне бројне ознаке, тестирани су заједно једним тестом, као што је објашњено у поглављу 4.3. Стога, зависност сила-померање је већ осредњена за ове узорке, и приказана је једним графиком. Ови узорци такође деле и резултате сила, тј. дилатација у завртњевима, с обзиром да су међусобно спојени са четири завртња. Разликују се дилатације у основном материјалу које су мерене мерним тракама и КДС методом, но и оне су приказане заједно за пар узорака, али је јасно назначено које дилатације се односе на који узорак.

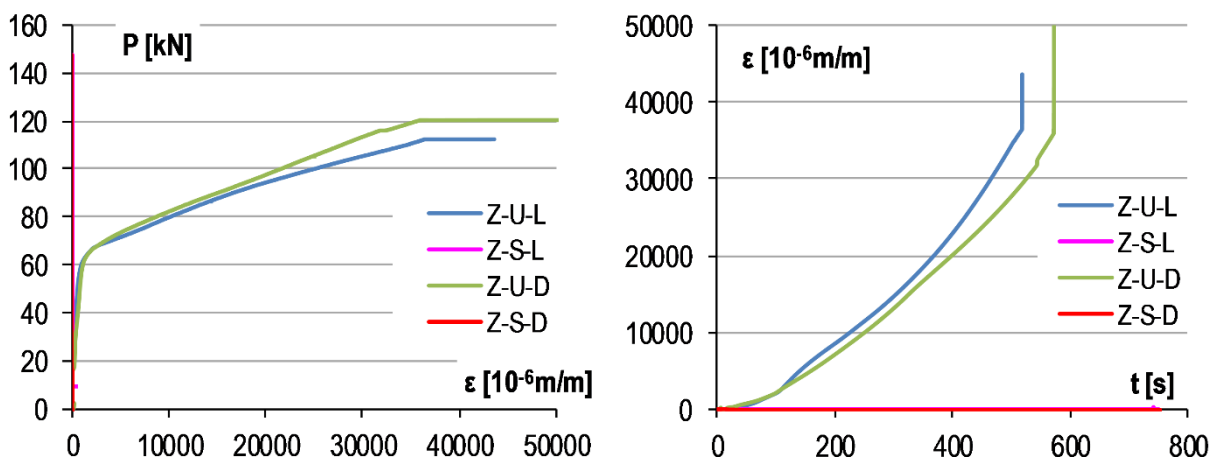
Последње потпоглавље односи се на збирне резултате свих тестова прве фазе експерименталног испитивања, као и одређена запажања у вези са свим узорцима Т-елемената. Како се ово поглавље не би превише оптеретило сликама, неки од резултата добијених системом ARAMIS измештени су у Анекс Ц. Неки од резултата овог поглавља биће коришћена и другачије представљена у наредним поглављима која обрађују нумеричке студије и анализе резултата. Такође, услед поменуте предности КДС методе која се огледа у огромној количини резултата које је могуће израчунати из сета дигиталних слика узорка током тестирања, немогуће је приказати све резултате који су добијени овом методом. Они најважнији, ипак, дати су јасно, прегледно и концизно у овом поглављу.

Како би било могуће обележити криве на дијаграмима, неопходно је било увести скраћене ознаке. При приказу резултата добијених мерним тракама у завртњевима, завртњеви у сваком тесту су обележени следећим правилом: Z-U/S-L/D. Ознака Z означава да се ради о мерној траци у завртњу, друга ознака која може бити U или S, означава да ли се ради о унутрашњем или спољашњем завртњу, тј. о оном ближем ребру Т-елемента или даљем, док последња ознака одређује да ли је у питању завртањ са леве (L) или десне (D) стране ребра, посматрано са стране камера. Тако да се завртањ означен са Z-S-D налази у датом Т-елементу десно, споља, тј. из позиције камера, он је први завртањ здесна. Поред овога, завртњеви код којих је дилатација мерена са обичним тракама постављеним на површини тела, означени су са допунском ознаком која одређује колико трака је било оперативно након уградње. Суфикс SG (strain gauge) је додат како би се јасније издвојили овакви завртњеви. Мерне траке на плочи Т-елемента су једноставније означене, и њихова ознака се састоји од скраћене ознаке узорка на коме се налазе, са додатком још једне

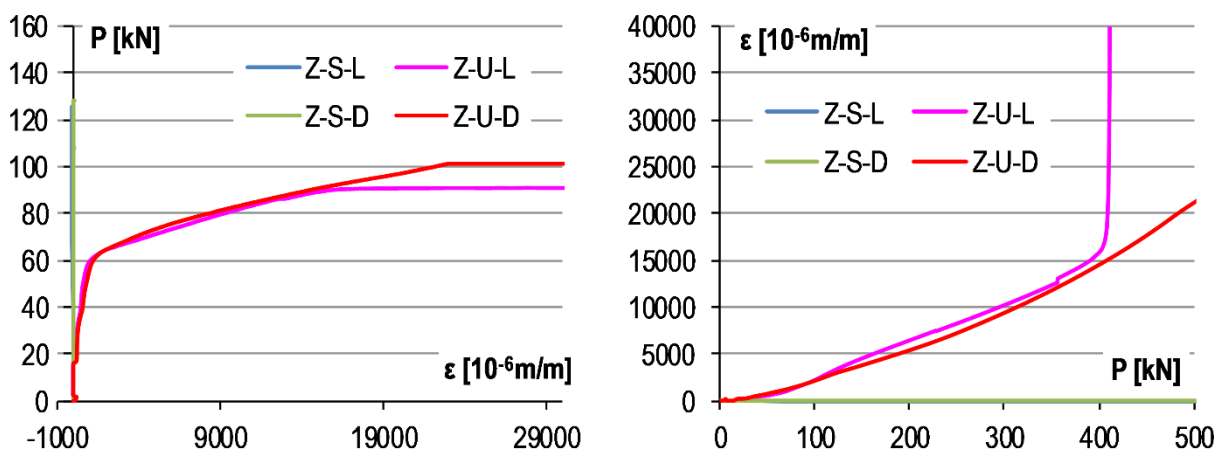
5.1.1. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-10-1



Слика 5-1: Осредњена зависност сила-померање за серије узорак T1-10-1



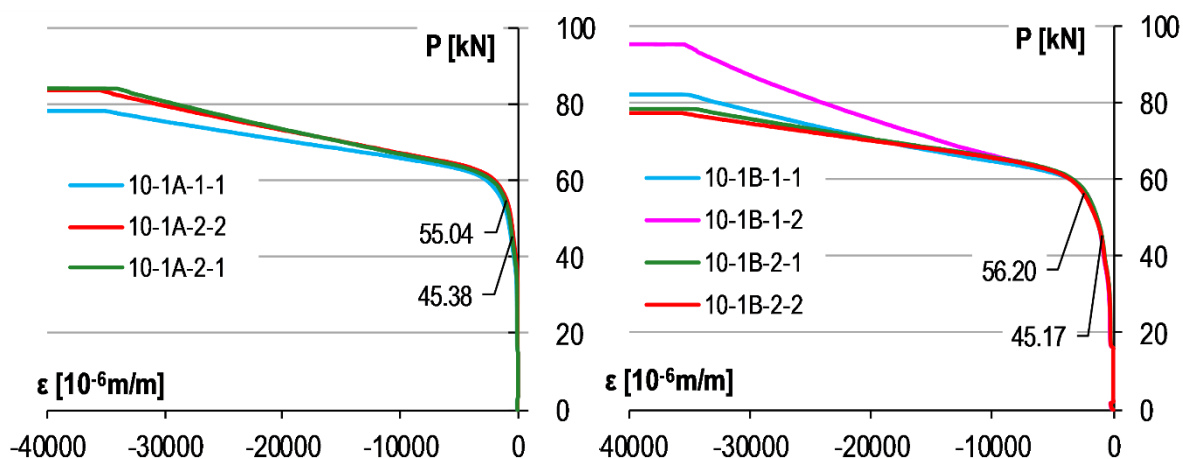
Слика 5-2: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-1A



Слика 5-3: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-1B

бројне ознаке, која одређује да ли се ради о првој или другој траци на том узорку. Тако је трака означена са 14-1В-2-2 друга трака на узорку Т1-14-1В-2.

Узорци ове серије очекивано су показали највеће деформације при лому, што је директно последица тога што имају најтању плочу, а највећу дистанцу између ребра и унутрашњег завртња (димензија m) од свих разматраних узорака. Сила при лому за оба теста је приближно једнака, и износи 147 и 157 kN, но ова вредност, као и деформација при лому су далеко након прихватљивог понашања Т-елемента. Као што се види са слике 5-1, дијаграми сила-померање након пластификације имају конкаван облик, што упућује на изражен ефекат геометријске нелинеарности услед великих померања и практично дејства ланчанице, али и на понашање плоче Т-елемента као површинског елемента, а не линијског. Из дијаграма са слика 5-2 и 5-3, види се да спољни завртњеви не преносе никакву силу, чак ни при силама блиским сили лома. Мерне траке у завртњевима бележиле су деформацију далеко изнад свог мерног опсега, до чак 30000 микродилатација.

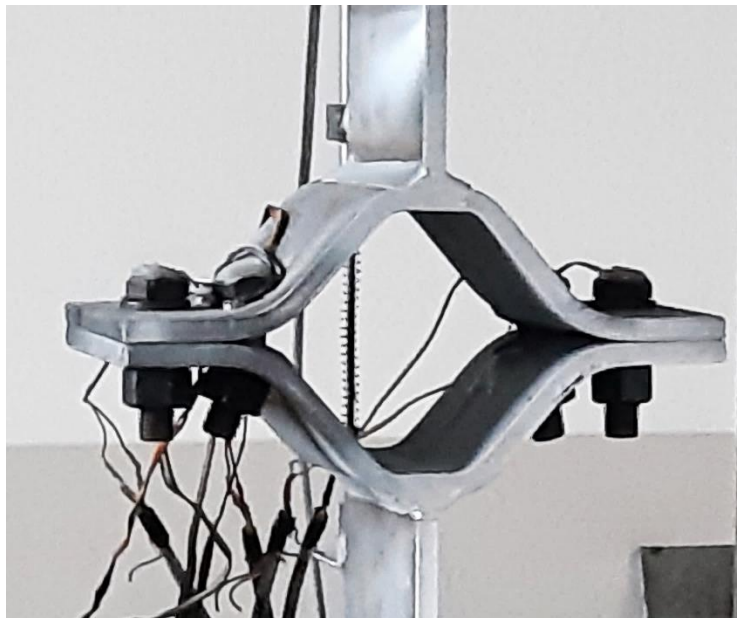


Слика 5-4: Резултати мерних трака на плочи – узорци Т1-10-1А и Т1-10-1В

На слици 5-4 приказане су вредности дилатација у плочи, на месту линије унутрашњег завртња, како за узорак Т1-10-1А-1, тако и за Т1-10-1А-2. Као што се види оба узорка имају уједначене дилатације, и при спољној сили између 45kN и 55kN, долази до пластификације крајњих влакана плоче у посматраном пресеку.

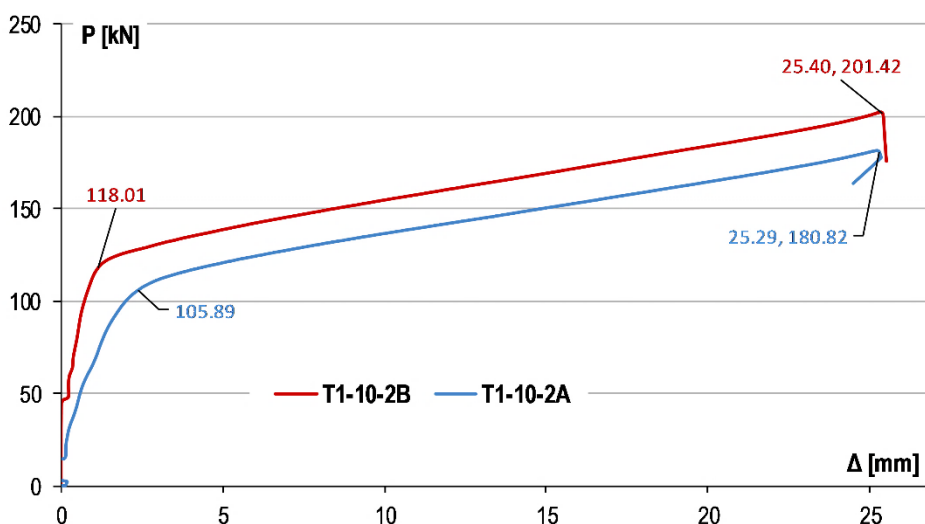
Свакако, два основна запажања која се могу извести из тестирања ове серије узорака су неочекивано велике деформације пре лома, и очигледно савијање завртњева, видљиво голим оком. Пластични зглобови су евидентни и јасно видљиви, а у Анексу Ц, јасно су измерени и КДС методом. Сучеони К-шав ојачан угаоним шавовима, какав се и предлаже за спој чеоне плоче и греде, показао се као одличан избор. За разлику од тестова вршених на сличним завареним Т-елементима, код којих се готово по правилу лом стварао пуцањем шавова, у овом испитивању, чак и при овако великим деформацијама, ниједан шав није отказао пре завртњева. На слици 5-5 приказана је деформација непосредно пре отказа завртња. Укупни размак плоча два узрока у средини је приближно 95мм, док је код

узорка T1-10-1B, он износио преко 110 милиметара. Као закључак, може се константовати да ова серија узорака показује понашање готово идентично понашању Т-елемената са два завртња. Даље анализе у вези положаја СЕП ће бити приказане у поглављу 8.



Слика 5-5: Деформација узорка T1-10-1A пред лом

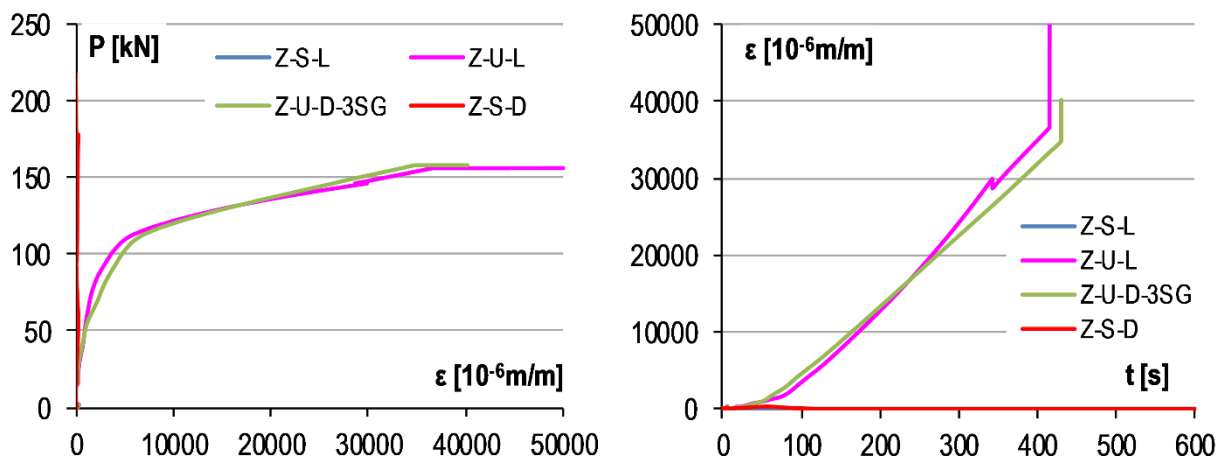
5.1.2. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-10-2



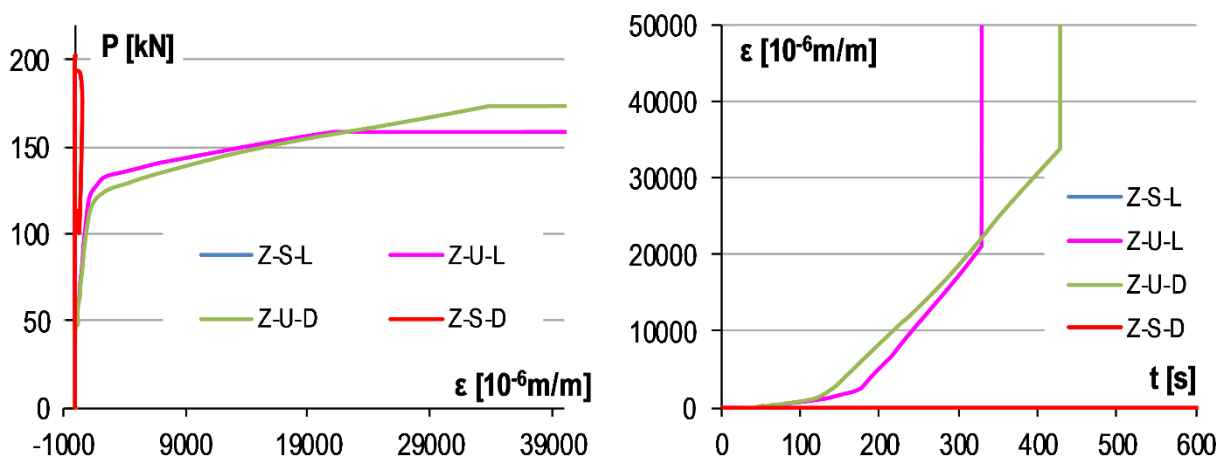
Слика 5-6: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-10-2

Код узорака серије T1-10-2 услед смањења димензије m , лом очекивано настаје при мањој деформацији и већој сили. Два теста, чије су криве понашања приказане на слици 5-6 показују изразита поклапања у смислу максималног померања, док постоји одступање у максималној носивости од чак 10%. Код узорака серије T1-10-2B измерена је већа сила

у целом опсегу њиховог понашања, па је тако и пластификација наступила при сили већој за 12 kN, да би сила при лому била већа за 20 kN. Фаза ојачања је готово идентична у оба теста, те су криве у овој фази практично паралелне.



Слика 5-7: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-2A

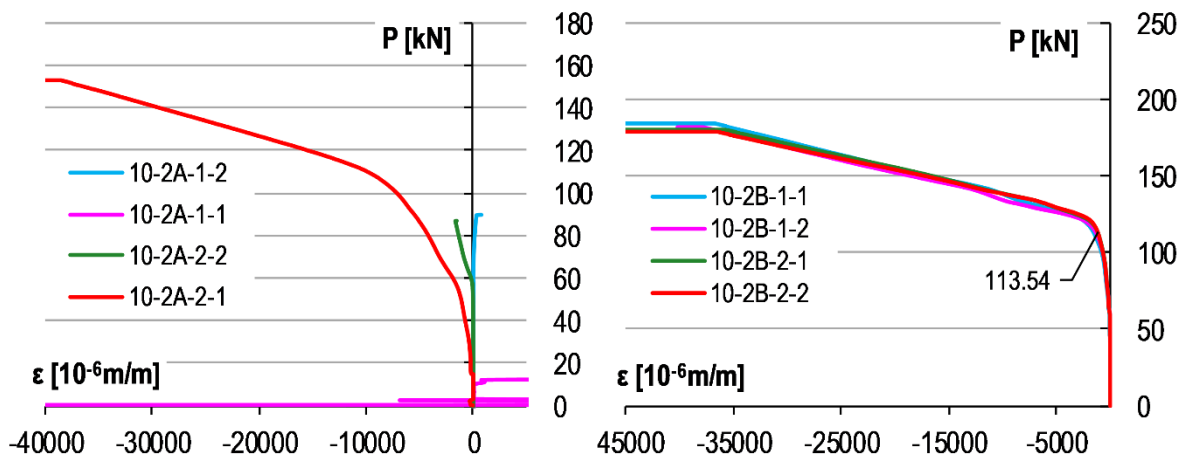


Слика 5-8: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-2B

Из слика 5-7 и 5-8, може се видети да спољни завртњеви ни у овим узорцима не доприносе носивости Т-елемента. Мерне траке у завртњевима бележиле су деформацију до преко 30000 микродилатација, са изузетком унутрашњег левог завртња у тесту В, али деформација није наступила у тренутку отказа трака, већ касније, јер је плоча Т-елемента наставила да се деформише, уз мали прираст силе у завртњевима.

У тесту T1-10-2A само је једна мерна трака постављена на плочама узорка забележила промену дилатација кроз време, но у другом тесту ове серије, све четири траке су биле исправне готово до краја теста. Ово није посебан проблем, јер су дилатације у узорку доступне и мерењима ARAMIS системом. Почетак стварања пластичног зглоба на унутрашњој линији завртњева се у овој серији одвија на сили приближно једнакој 110 kN, значајно већој него у претходној серији, што је директна последица смањеног растојања m . Са друге стране, интересантно је колика напрезања и деформације је претрпела

подложна плочица на унутрашњим завртњевима. Као што се види на слици 5-10, завртња се усекао у подлошку, асиметрично деформишући је, а подлошка је са друге стране се потпуно утисла у плочу Т-елемента, до те мере, да се чак може видети ознака квалитета подлошке на самом узорку након лома. Ово је последица изузетно великог деформисања завртњева, који су као и претходном случају били изразито савијани током оптерећивања Т-елемената.



Слика 5-9: Резултати мерних трака на плочи – узорци Т1-10-2А и Т1-10-2В

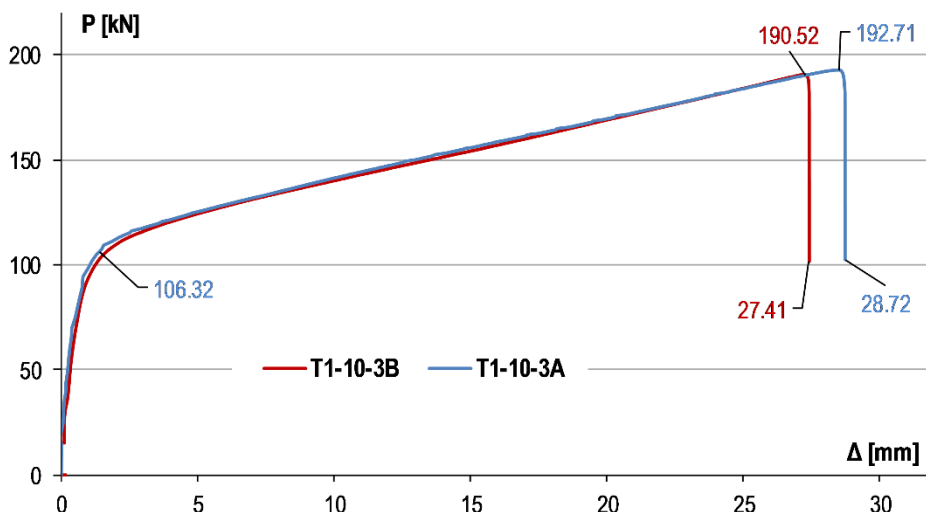


Слика 5-10: Узорак Т1-10-2А након лома завртња – утискивање подлошке у плочу

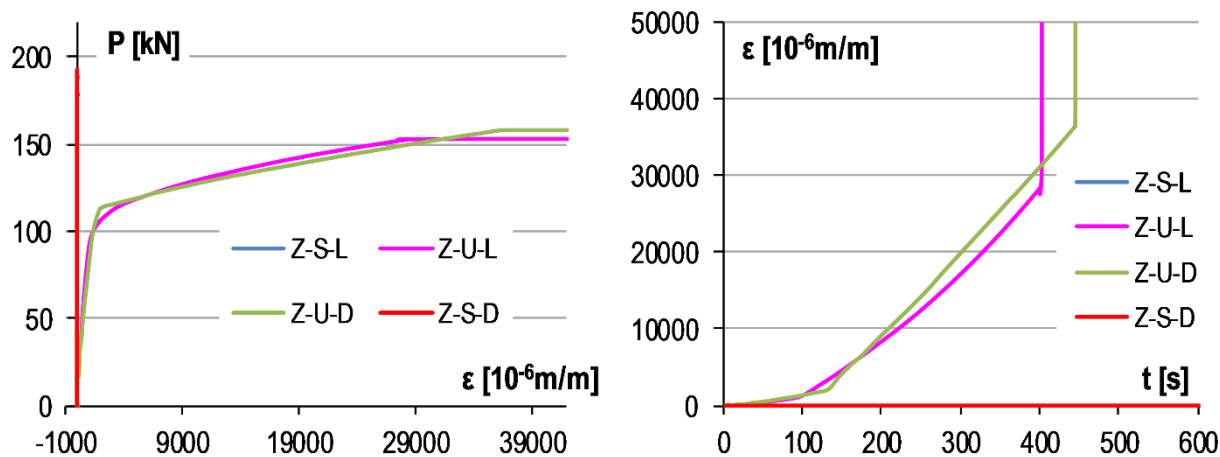
5.1.3. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ Т1-10-3

Два теста на серији узорка Т1-10-3 дали су изузетно уједначене резултате, што се може видети и са слике 5-11. Готово идентично понашање се разликује само у томе што је код другог теста до лома дошло при деформацији која је за 1,4 милиметара мања него код првог теста. Пад криве понашања је готово идентичан са претходном серијом, те се може

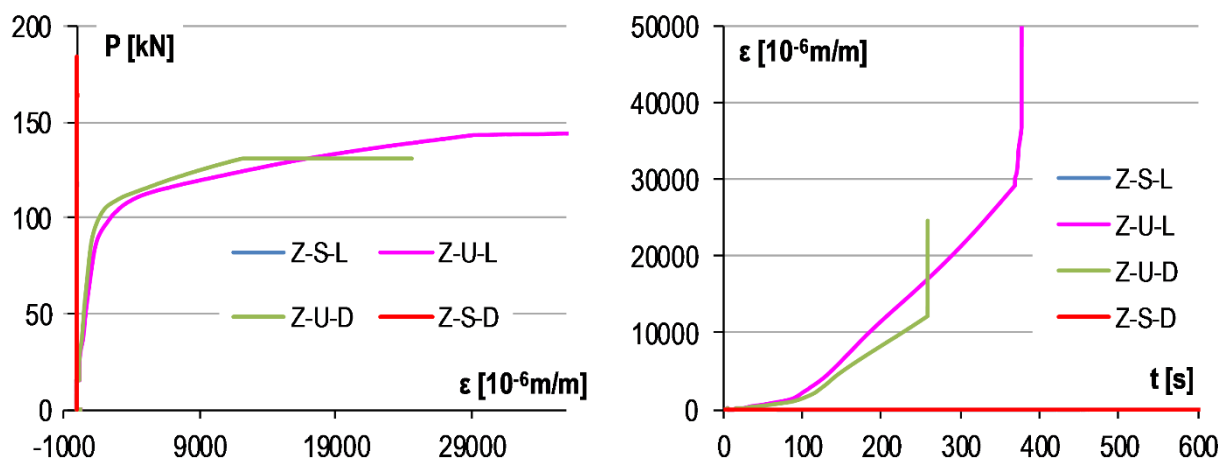
закључити да код Т-елемената са овако танком плочом, ни положај другог завртња не игра посебну улогу.



Слика 5-11: Осредњена зависност сила-померање за серије узорка T1-10-3

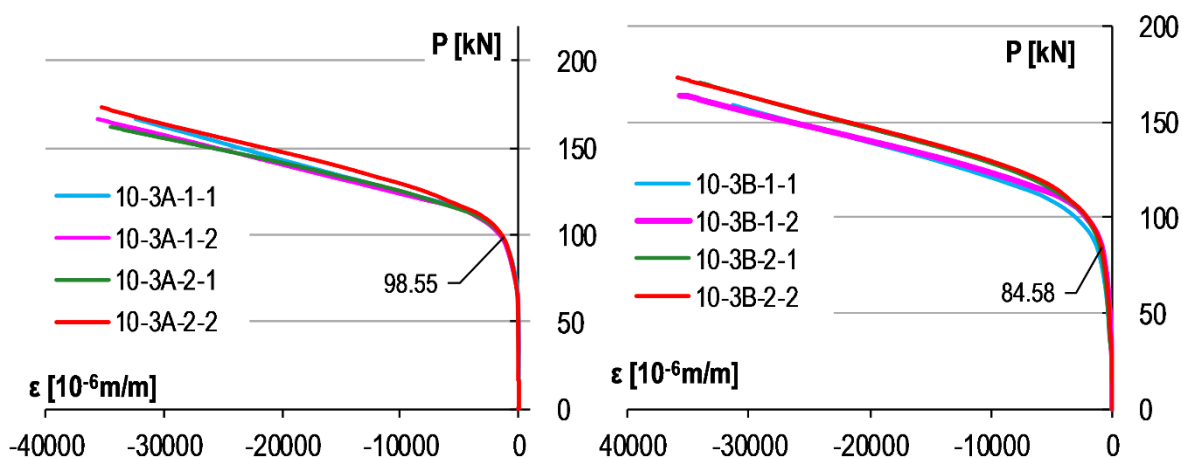


Слика 5-12: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-3A



Слика 5-13: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-10-3B

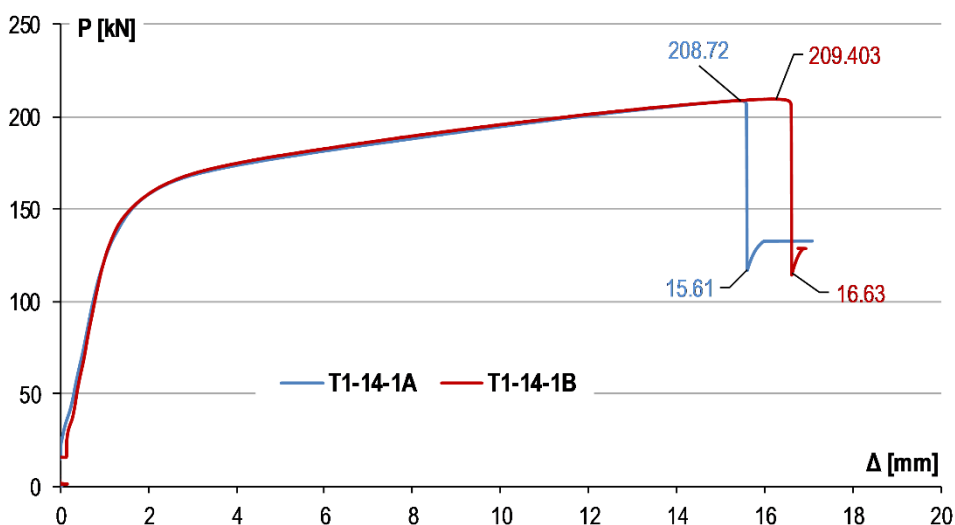
Као и код претходно приказаних серија, спољни завртњеве не примају силу ни при највећим оптерећењима. Силе у два унутрашња завртња су поприлично уједначене у почетној фази теста, да би се највероватније из разлога несавршености геометрије или контакта, један од њих примао нешто већу силу од другог. Код тог завртња ће и наступити први лом. Треба напоменути да ниједан тест на Т-елементима са плочом дебљине 10 mm није вршен до отказа оба унутрашња завртња, јер је то практично било немогуће постићи, услед изражене несиметрије након лома првог, а при већ превеликим деформацијама.



Слика 5-14: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-10-3A и T1-10-3B

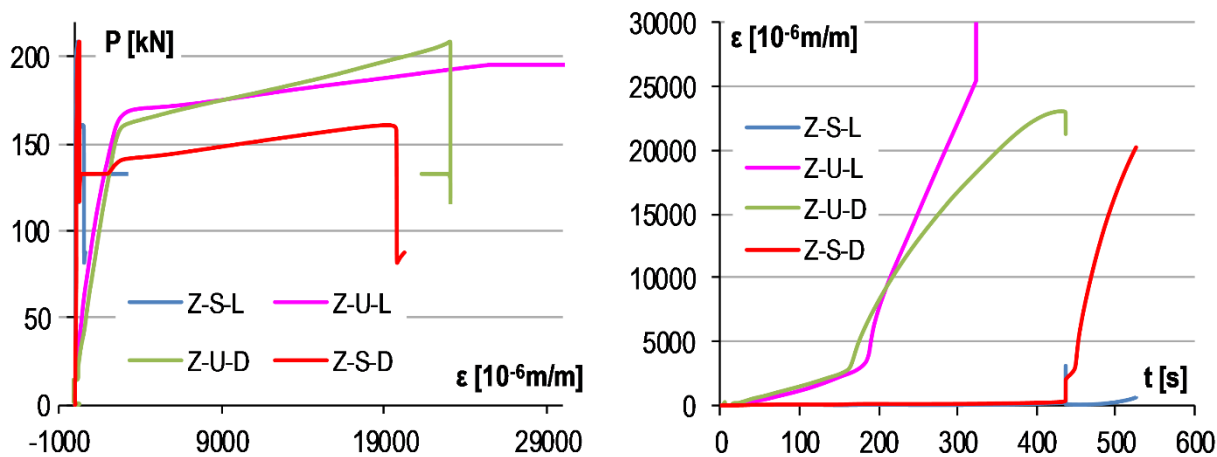
На слици 5-14 приказане су дилатације у основном материјалу мерене мерним тракама на плочама. У овим тестовима, све мерне траке су биле исправне до самог лома, и дилатације које су бележиле су веома уједначене. Ова серија узорака је имала исту димензију *t* као и претходна, међутим, уз резултата приказаних на слици 5-14, примећује се донекле флексибилнији одговор. Тешко је одредити тачку на дијаграмима за коју би се могло тврдити да наступа пластификација, али она свакако наступа при мањим силама него код узорака серије T1-10-2.

5.1.4. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-14-1

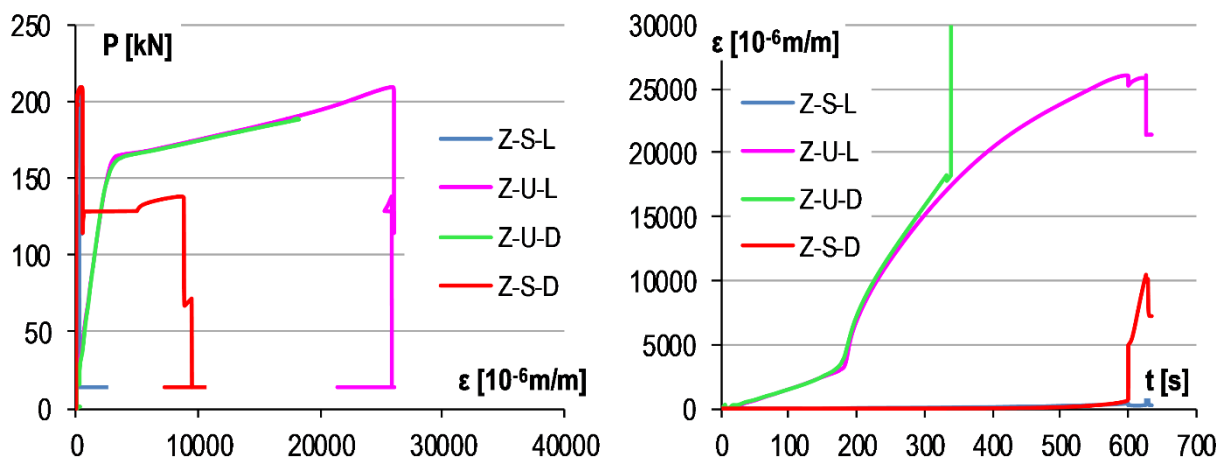


Слика 5-15: Осредњена зависност сила-померање за серије узорка Т1-14-1

Као што се види са слике 5-15 криве понашања се практично преклапају код серије Т1-14-1. Први тест је претрпео лом при померању за 1 милиметар мањем него други, мада је разлика у максимално достигнутој сили готово занемарљива и износи свега 0,7 kN.



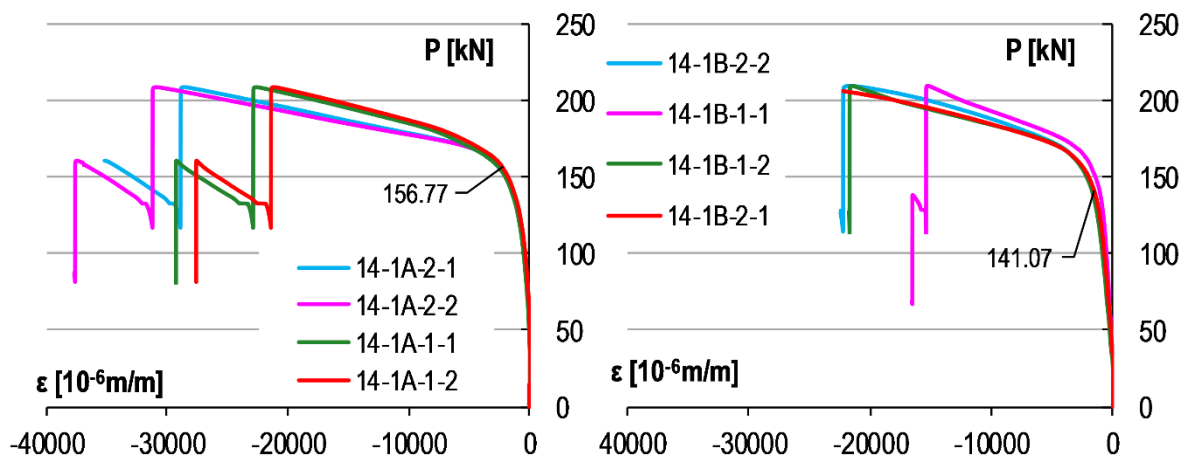
Слика 5-16: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци Т1-14-1А



Слика 5-17: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци Т1-14-1В

На сликама 5-16 и 5-17 приказани су резултати дилатација завртњева, у односу на оптерећење Т-елемената, али и кроз време. Десни дијаграми представљају развој дилатације забележених мерним тракама у завртњевима током тестирања узорка. На њима се може запазити да спољашњи завртњеви ни код узорка ове серије, као ни код претходних, не преносе оптерећење практично до самог лома. Скокови на дијаграмима који осликавају скок силе у спољним десним завртњевима у обе теста, последица су пуцања унутрашњег десног завртња, с обзиром да је у оба теста управо десни унутрашњи завртањ први доживео лом. Тек тада, активира се спољни завртањ са стране са које је отказао унутрашњи, док други спољни завртањ и даље не обавља никакаву функцију. Међутим, након отказа једног завртња, не долази до отказа комплетног склопа, већ само

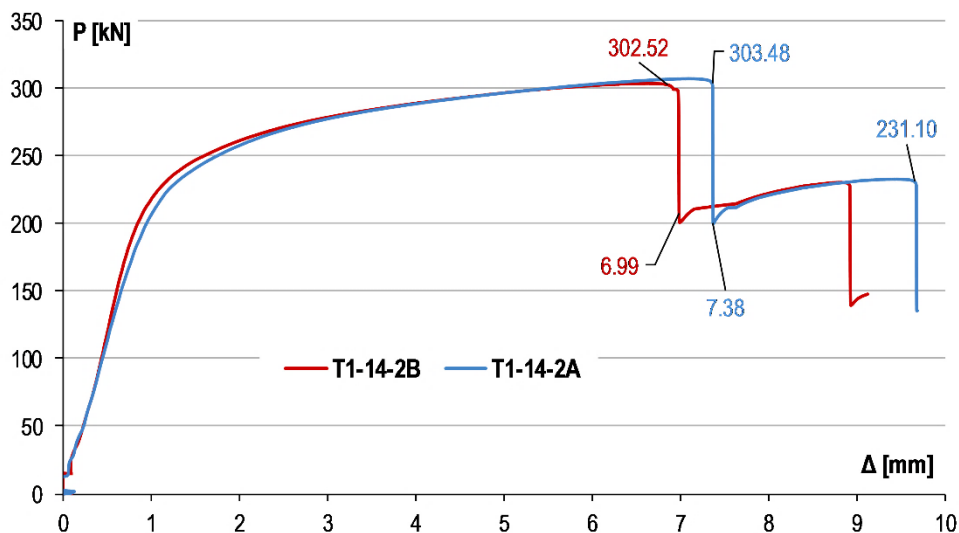
до пада силе, уз могућност накнадног деформисања узорка. Узорци су тестирани до лома оба унутрашња завртња, што се може виде на дијаграмима датим на слици 5-18.



Слика 5-18: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-14-1A и T1-14-1B

До пластификације спољњег влакна плоче код ове серије узорка долази при вредности силе приближно једнакој 150 kN. Мерне траке на плочама показују уједначене дилатације, осим што се након пластификације узорци T1-14-1A-1 и T1-14-1A-2 донекле несиметрично понашају, тј. код другог узорка је мање ојачање забележено (слика 5-18).

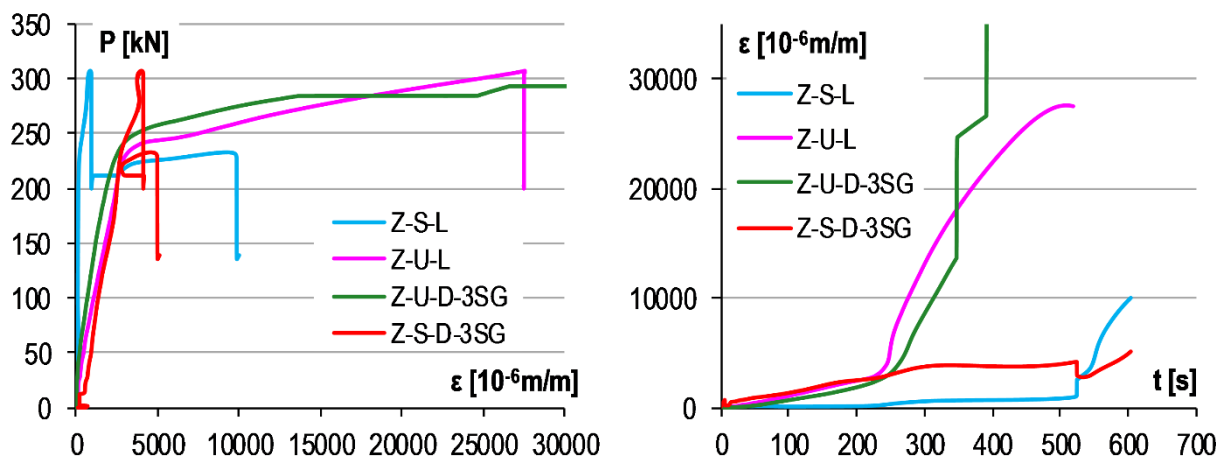
5.1.5. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-14-2



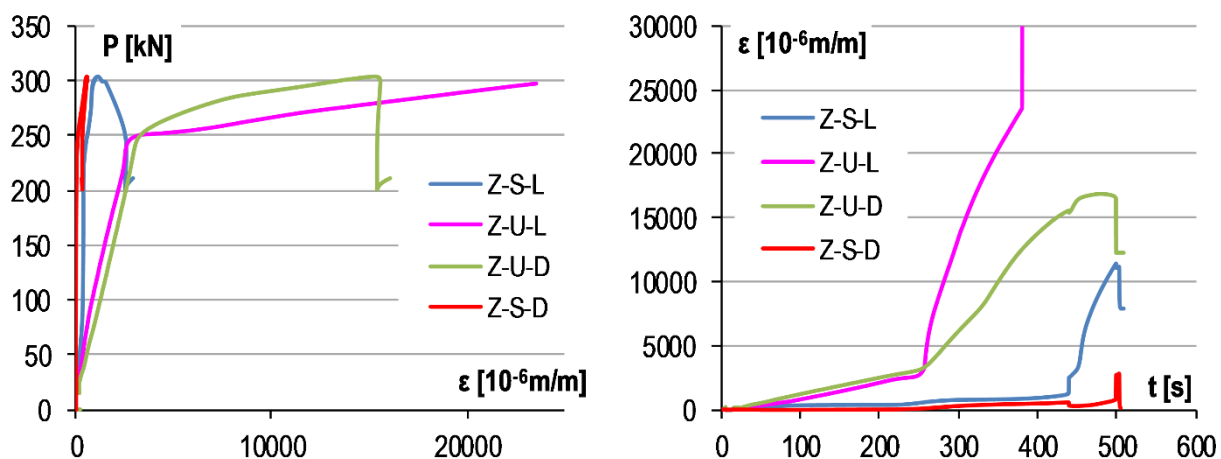
Слика 5-19: Осредњена зависност сила-померање за серије узорка T1-14-2

Код Т-елемената са плочама дебљине 10 милиметара, повећање носивости код узорка класе 2 у односу на класу 1 (T1-##-1 и T1-##-2 се разликују у распореду завртњева, тј. завртњеви су померени ка ребру у другом случају, те је мање m) било је између 20 и 30 процената. Као што се видети са дијаграма на слици 5-19, код Т-елемената дебљине плоче од 14 mm, ово повећање носивости износи чак 50%. Померање при лому је сада самњено

са приближно 16 mm на 7 mm, што је око 55%. Са дијаграма се такође види пар силе након лома првог завртња, након чега склоп показује одређено ојачање, да би на померању од око 9 mm дошло и до лома другог унутрашњег завртња. Ово померање од додатних 2mm, или готово 30% додатног померања је последица флексибилности плоче, и након лома првог завртња, плоча треба да се деформише у другачијој конфигурацији, како би успела додатно да оптерети други унутрашњи завртањ. Код Т-елемената са плочом дебљине 19mm ово додатно померање биће мањег релативног износа, док је код плоча мање дебљине оно још веће, што објашњава зашто узорци серија Т1-10 нису оптерећивани до лома и другог унутрашњег завртња.



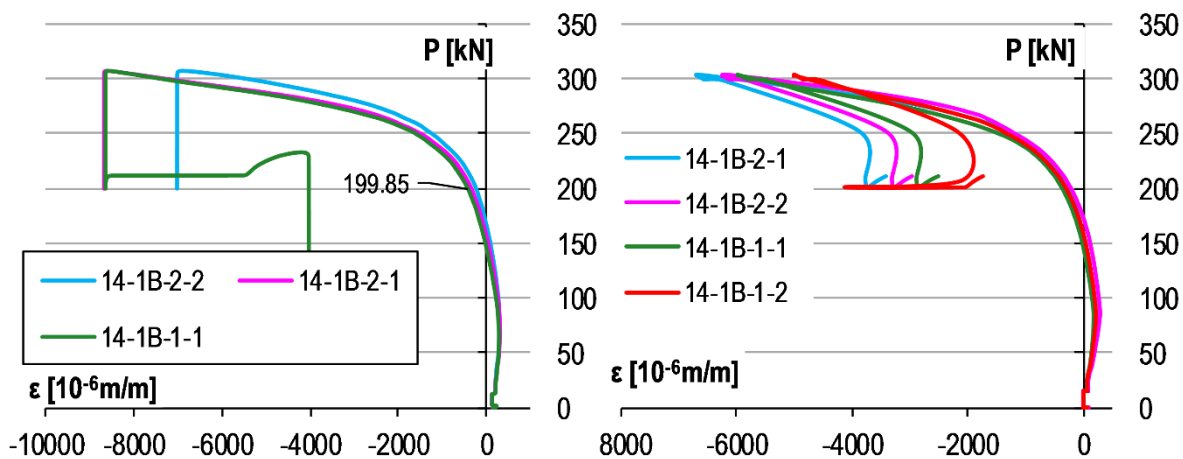
Слика 5-20: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци Т1-14-2А



Слика 5-21: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци Т1-14-2В

Ово је такође прва серија која је тестирана са завртњевима којима су траке постављене по ободу тела. Узорци Т1-14-2А су спојени са два таква завртња, који су се налазили са десне стране ребра. Разлог зашто су обележени са 3SG у дијаграмима на слици 5-20 је то што је по једна мерна трака престала да даје сигнал одмах након постављања завртња у склоп. И поред различитих покушаја, ово није било могуће избећи. Очигледно је завртањ једним својим телом био у контакту са ободом рупе, те је тај контакт или прекидао жичне инсталације траке, или притискао саму мерну траку. Када би се завртањ извадио из рупе,

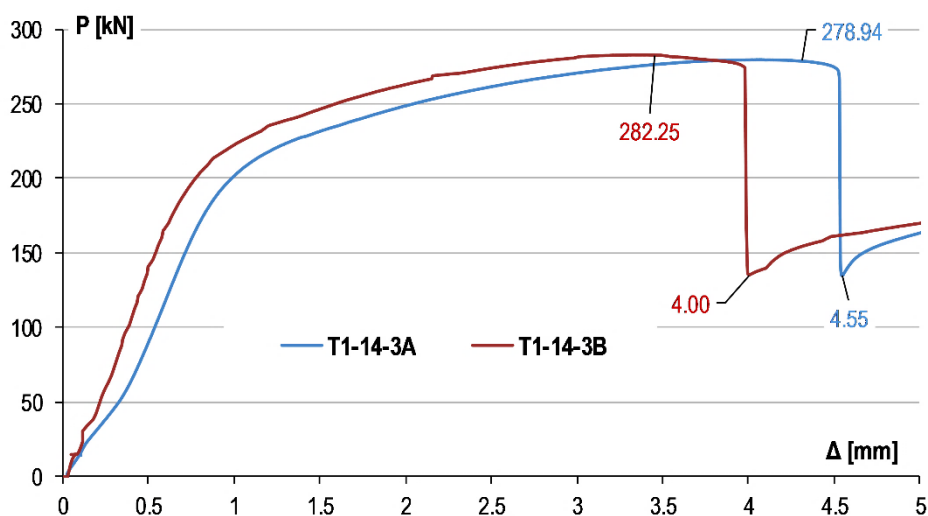
трака би поново имала одзив, али при поновном постављању би га изгубила. Стога, приказани резултати представљају резултате са три траке. У оба теста постоји видно одступање у силама левог и десног унутрашњег завртња, но још очигледније, постоји промена стопе прираста силе у завртњевима. Ово је највероватније последица тога што при мањим силама постоји донекле заједнички рад преноса силе између плоче и завртњева, где након почетка пластификације плоче, и последичног пада њене крутости, завртњеви настављају да носе практично сво оптерећење. У тој фази где сила у унутрашњим завртњевима почиње драстичније да расте, спољни завртњеви почињу да учествују у преносу оптерећења, али и даље веома скромно.



Слика 5-22: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-14-2A и T1-14-2B

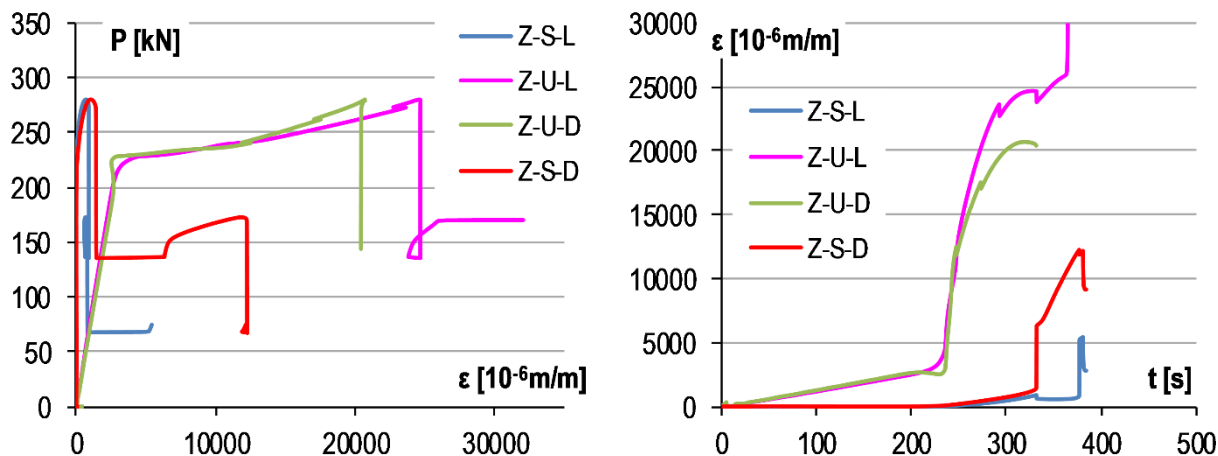
На слици 5-22 приказани су резултати дилатација на површини плоче. У првом дијаграму недостају резултати једне мерне траке која је са почетком теста престала да даје одзив. Оно што је веома уочљиво су дилатације супротног знака при мањим силама.

5.1.6. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-14-3

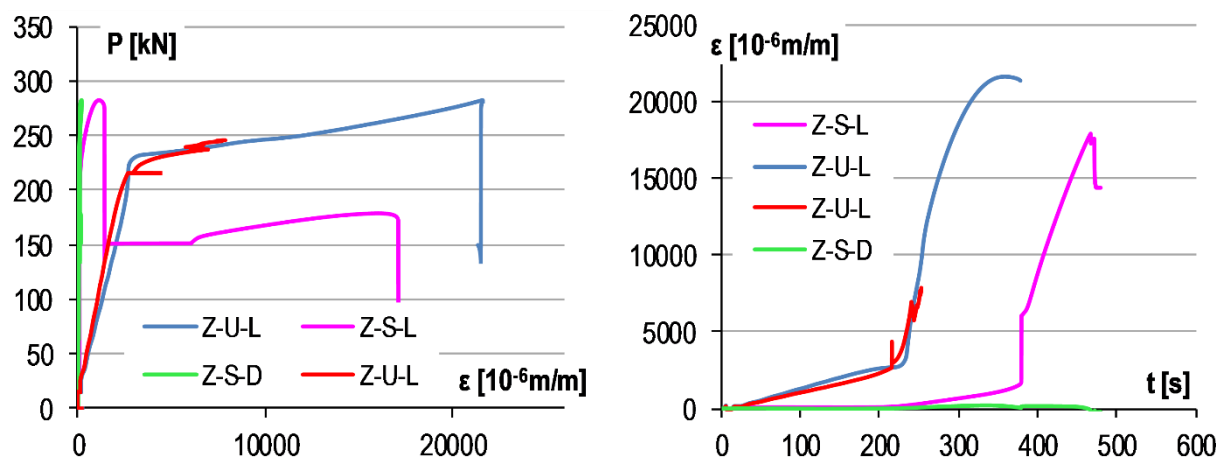


Слика 5-23: Осредњена зависност сила-померање за серије узорака T1-14-3

Узорци ове фазе разликују се од претходне само у положају спољашњег завртња, који је овде померен више ка слободној ивици плоче. Као што се може видети са слике 5-23, носивост Т-елемената у оба теста је готово идентична и износи око 280kN, што је за око 7% мање него у претходној серији. Такође, смањено је и померање при лому, које је сада између 4 и 4,5 милиметара, а износило је око 7mm.

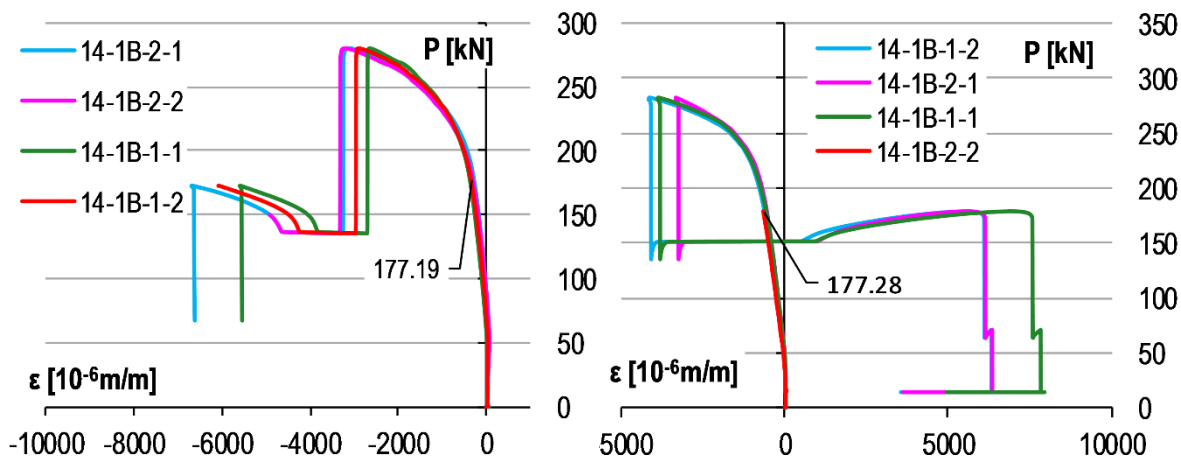


Слика 5-24: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-3A



Слика 5-25: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-14-3B

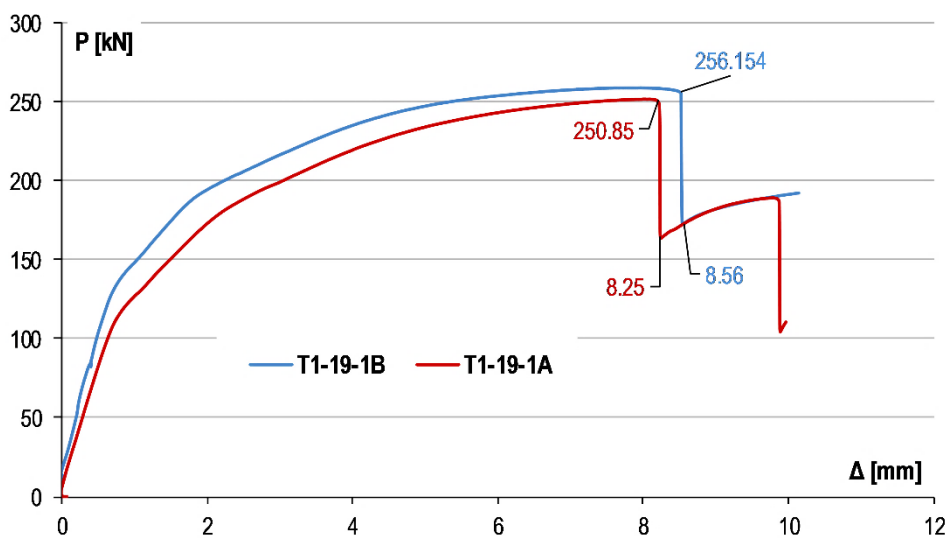
Са дијаграма на сликама 5-24 и 5-25 види се да се понашање завртњева у овој серији узорака не разликује суштински од понашања у претходној серији. Оно што је разлика је што у овом случају постоји готово савршено поклапање између дилатација у левим и десним унутрашњим завртњевима. Иако се са дијаграма не може недвосмислено закључити, у тесту T1-14-3A прво је дошло до лома у десном завртњу, док је код T1-14-3B прво отказао леви унутрашњи завртњањ. Ово се може уочити једино скоком сила у спољашњем завртњу, с обзиром да су одсечени делови након што је мерна трака отказала.



Слика 5-26: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-14-3A и T1-14-3B

Пластификација у плочи почиње при нешто мањим силама него у претходној серији, а разлог је највероватније померање резултате сила услед ефеката полуге даље од пластичних зглобова, тј. повећање њиховог крака.

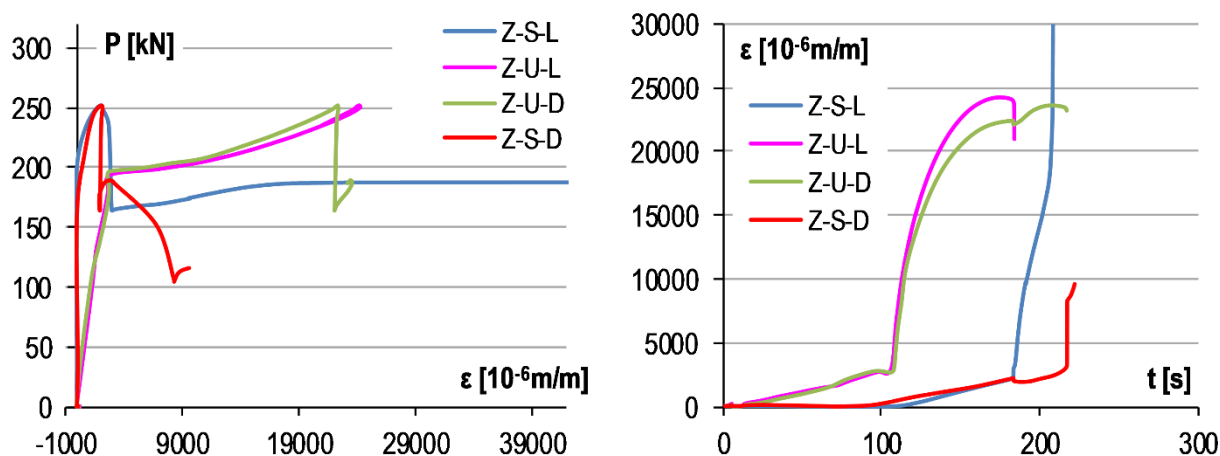
5.1.7. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-19-1



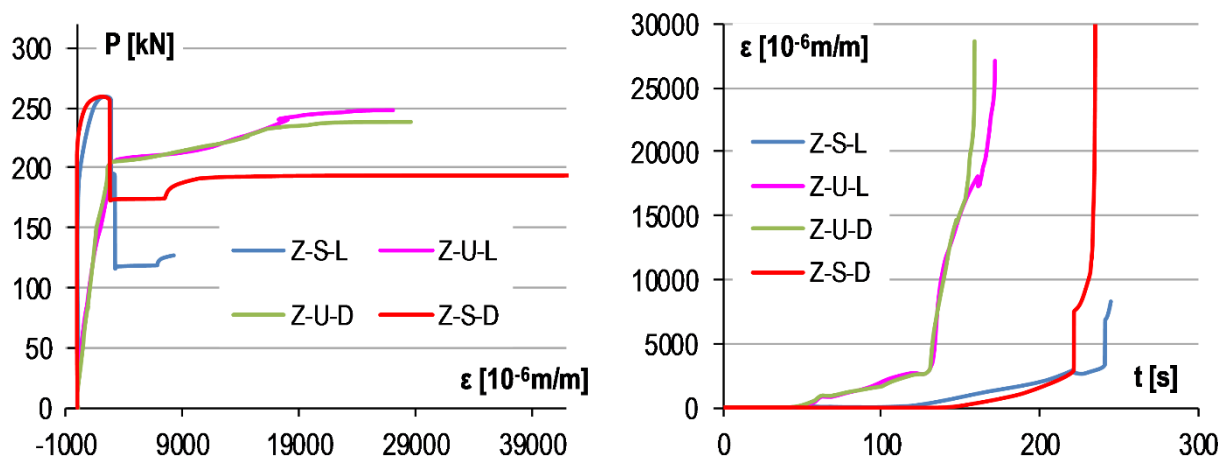
Слика 5-27: Осредњена зависност сила-померање за серије узорка T1-19-1

Слика 5-27 приказује понашање узорка серије T1-19-1. Ако се ово понашање упореди са понашањем претходне две серије са истом консталацијом завртњева (T1-10-1 и T1-14-1), може се уочити тренд утицаја дебљине плоче, који очигледно није линеаран. Померање при лому је код најтањих плоча износило приближно 50mm, потом око 16mm код средњих, или 70 % мање, да би код најдебљих плоча било нешто мало веће од 8mm, што је око 50% мање. Носивост се кретала са 150 kN, на 209 kN, до коначних 254 kN у овој серији. Постоје умерене разлике у измереном понашању између два теста приказана на слици 5-27, али се може констатовати да је релативна разлика мала и прихватљива. Узорак T1-19-1B показује нешто мања померања на свим вредностима оптерећења, као и

незнатно веће померање при лому. Поново, након лома првог завртња и пада силе, узорак наставља да ојачава и да се деформише пре лома и другог унутрашњег завртња.



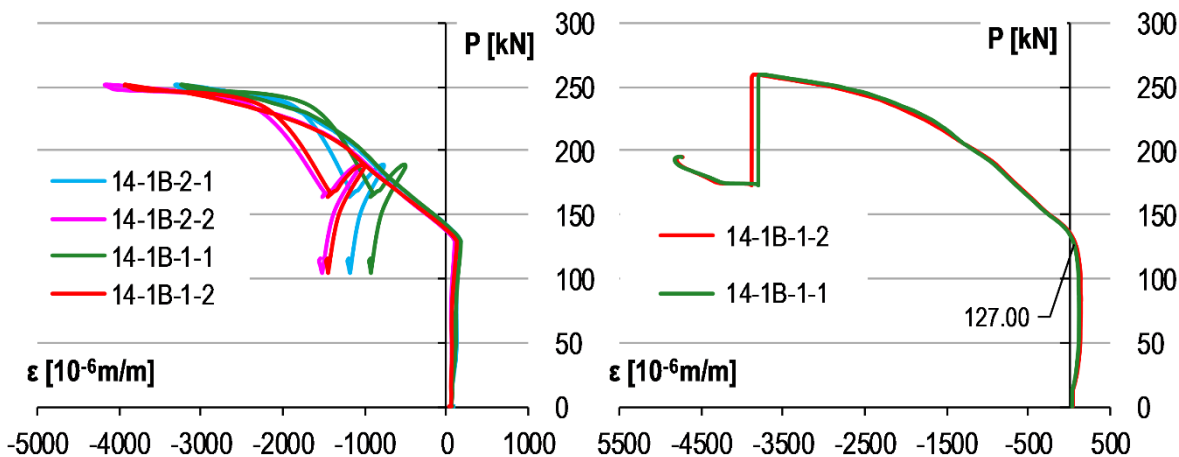
Слика 5-28: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-1A



Слика 5-29: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-1B

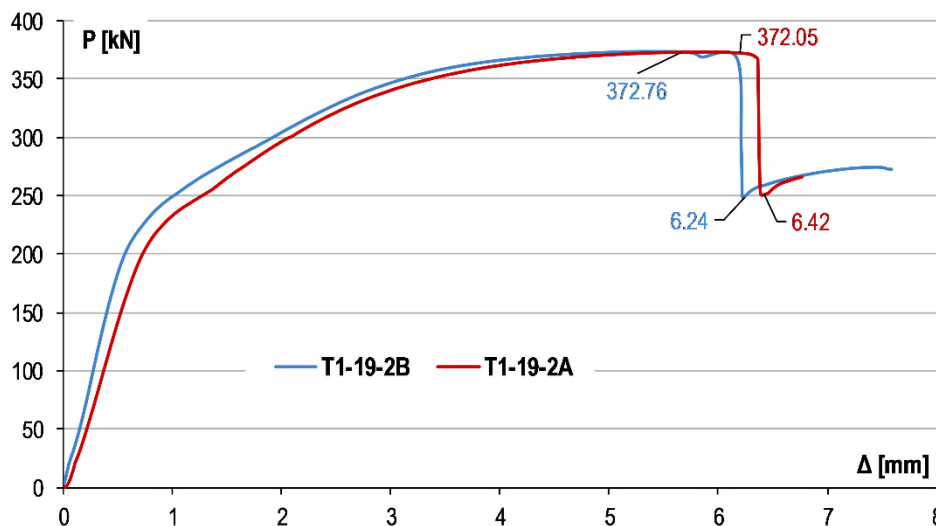
Са дијаграма дилатација у завртњевима, примећује се да и у овој диспозицији завртњева, у којој су они најудаљенији од ребра којим се уноси сила у Т-елемент, спољни завртњеви преносе силу у свом пуном капацитету, али тек након потпуне пластификације унутрашњих завртњева. До тог тренутка спољашњи завртњеви преносе део силе, али веома мали.

На слици 5-29 приказане су дилатације основног материјала у линији унутрашњих завртњева. Код другог теста, само две траке на горњем узорку су биле функционалне. У оба теста, нагли прелом кривих јавља се при силама од око 130 kN. Поново је уочљива промена знака дилатација, но још увек умерена. На левом дијаграму на слици 5-29 може се уочити еластична повратна деформација.



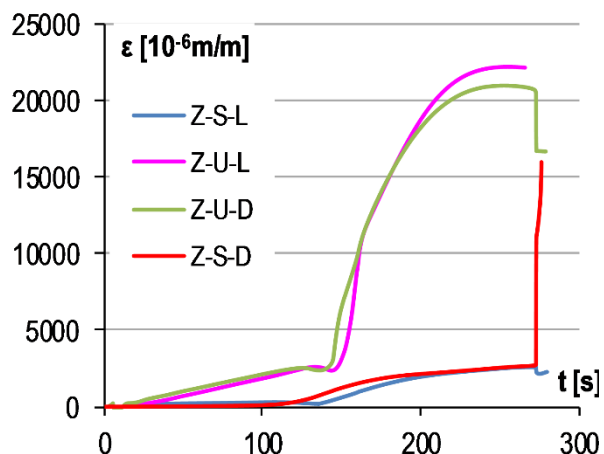
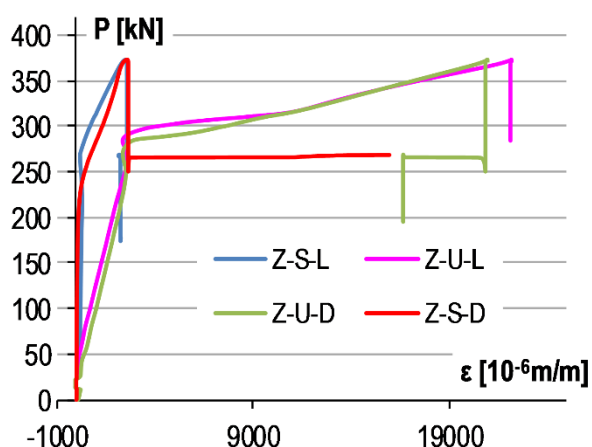
Слика 5-30: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-19-1A и T1-19-1B

5.1.8. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-19-2

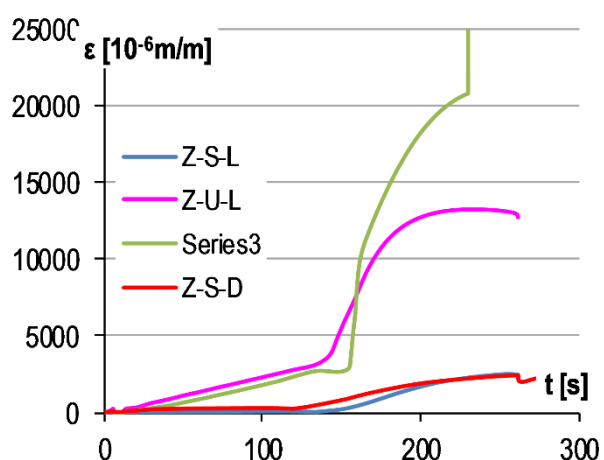
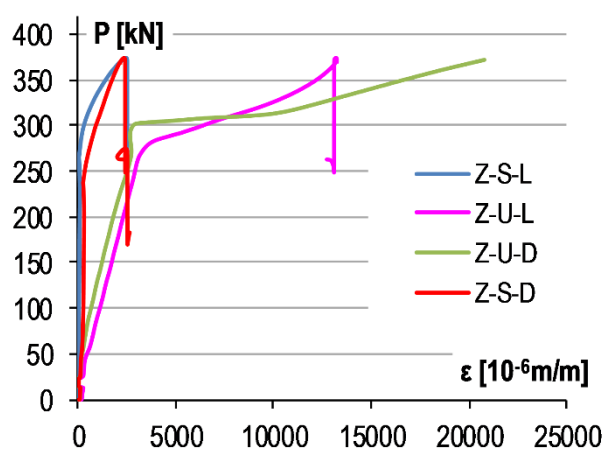


Слика 5-31: Осредњена зависност сила-померање за серије узорка T1-19-2

Већ из ранијих серија могло је се закључити да распоред завртњева блиско ребру, тј. конфигурација завртњева коришћена у серијама T1-##-2 даје највеће носивости, од свих разматраних положаја завртњева. Узорци групе T1-19-2 имају готово идентичну носивост, која је уједно и највећа у целом испитивању, и износи 372 kN, што је за готово 50% више него код серије T1-19-1. Уочава се одлично подударане кривих на дијаграму на слици 5-31. Не постоји јасно изражена тачка пластификације, но уочава се блага кривина при сили приближно једнакој 220 kN. Измерено померање при лому је скоро идентично у оба теста, и износи просечно 6,3 милиметра.



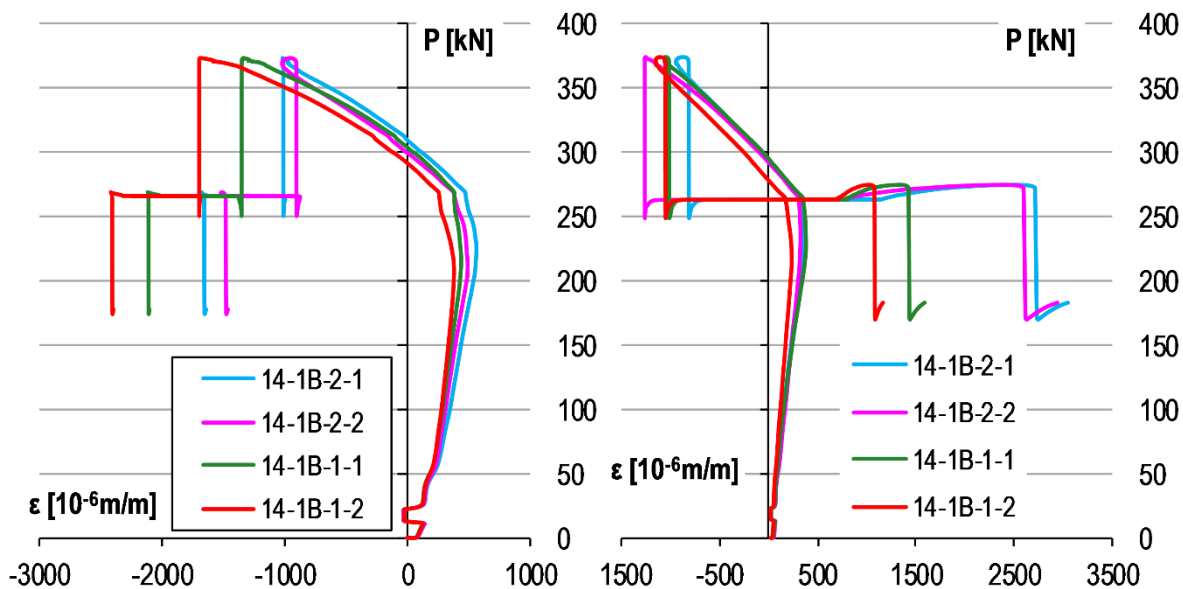
Слика 5-32: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-2A



Слика 5-33: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-2B

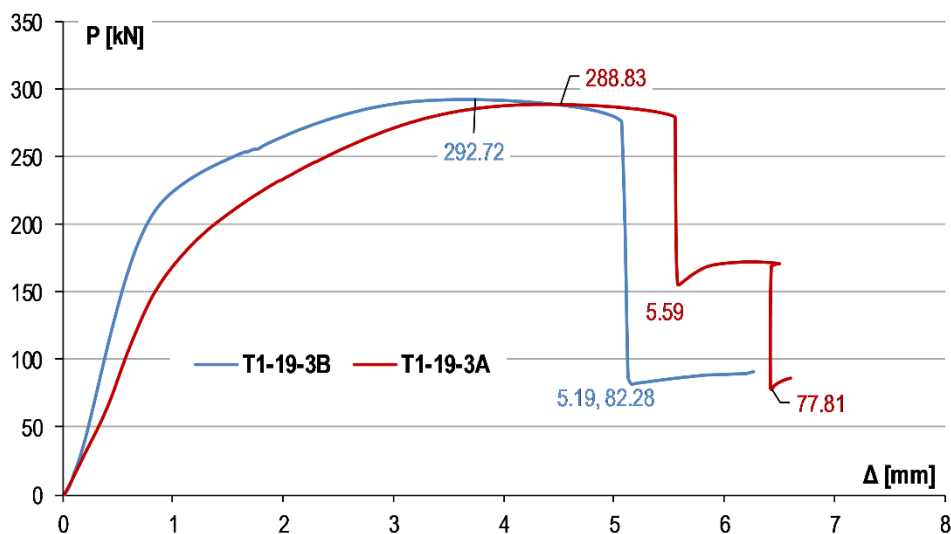
Са дијаграма дилатација у завртњевима, уочава се поново да након пластификације унутрашњих завртњева, спољашњи почињу да преносе значајније оптерећење. Номинална сила лома једног завртња је 125 kN, док је измерена сила при лому затезањем за конкретне завртњеве износила око 130 kN. Носивост од 372 kN је за 42% већа од суме носивости два завртња, при томе не рачунајући уопште на силе услед ефеката полуге.

Из дијаграма на којима су приказани резултати мерних трака на плочи Т-елемената, сада се још много израженије може видети затезање при мањим оптерећењима, које је и највеће у до сада приказаним резултатима. Такође, дилатације су у апсолутном износу далеко мање него у свим претходним узорцима. Чак и поредећи са претходном серијом, где су максималне дилатације износиле око 4000 микродилатација, код ове серије узорака, максималне дилатације не прелазе 2000.



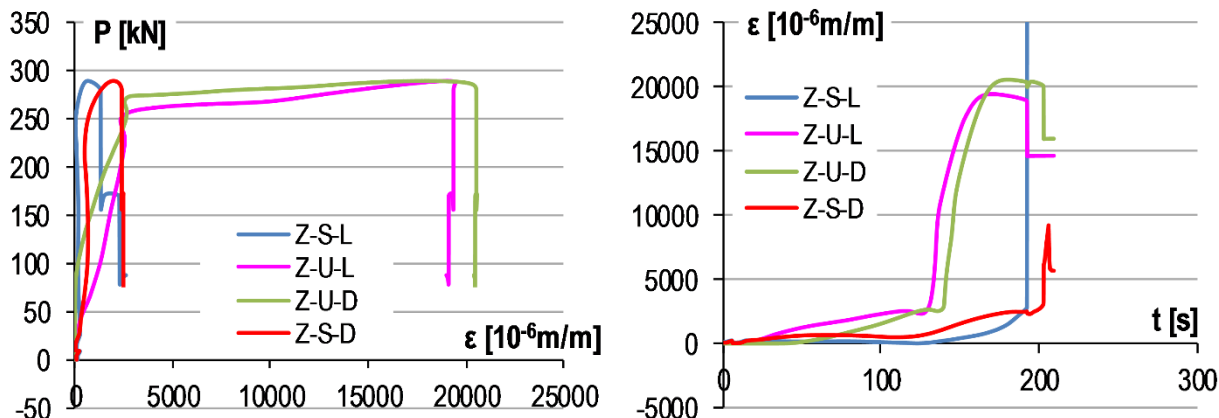
Слика 5-34: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-19-2A и T1-19-2B

5.1.9. УЗОРЦИ СЕРИЈЕ T1-19-3

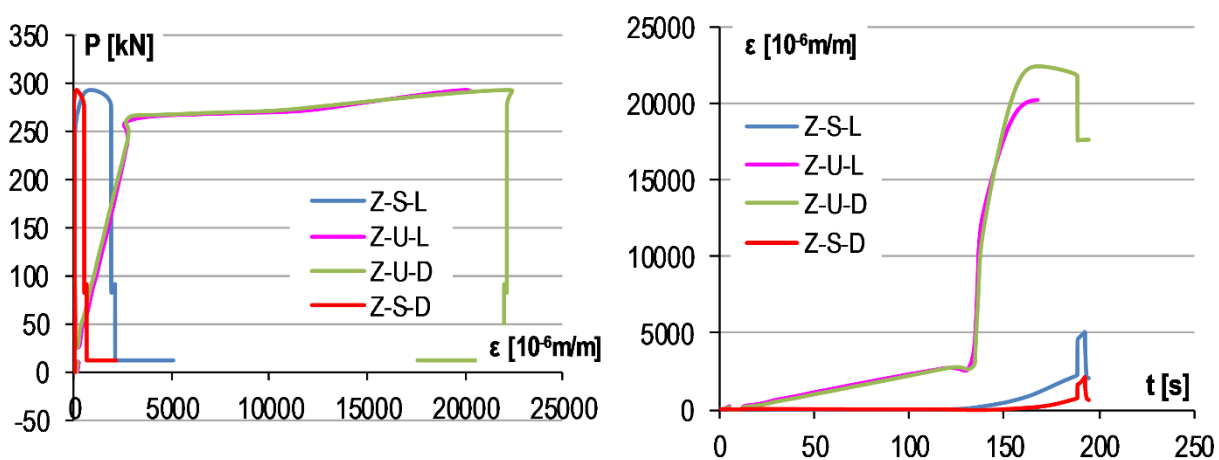


Слика 5-35: Осредњена зависност сила-померање за серије узорка T1-19-3

Зависности сила-померање последње серије узорка прве фазе експерименталног испитивања приказане су на слици 5-35. Нажалост, криве понашања не показују добро поклапање, иако је носивост прилично блиска, и разликује се свега 4 kN. Такође, у оба узорка се примећује лом који није наступио при максималној пренетој сили, већ након одређеног слабљења и отпуштања силе. Тест T1-19-3B је уједно и једини тест у целом експерименту код кога је лом оба унутрашња завртња наступио симултано. Код другог теста, разлика између лома једног и другог унутрашњег завртња по померању је свега око 1 милиметар. Након лома оба унутрашња завртња, оба теста показују веома сличну носивост, која износи око 80 kN.



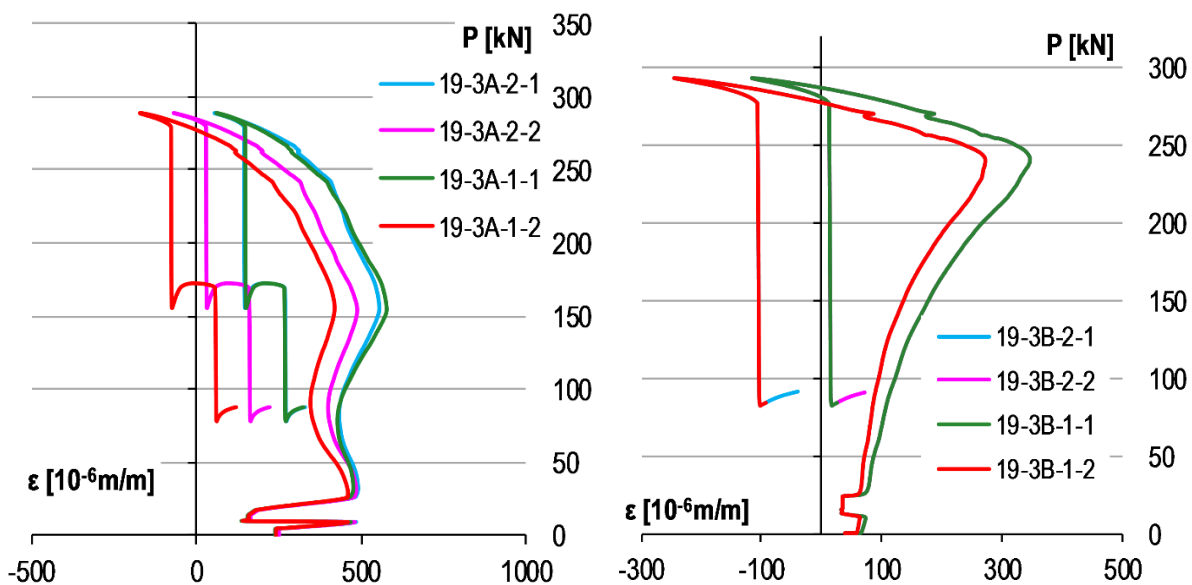
Слика 5-36: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-3A



Слика 5-37: Резултати мерних трака у завртњевима – узорци T1-19-3B

Понашање завртњева представљено дијаграмима на сликама 5-36 и 5-37 је веома слично оном из претходне серије узорака. Тек након пластификације унутрашњих завртњева, спољашњи завртњеви преузимају силу, мада у овом случају не у пуном износу, јер пре него што до тога дође, долази до отказа унутрашњих завртњева и њиховог пуцања. Разлог овоме је што је у овој серији међусобно растојање између спољних и унутрашњих завртњева веће, те је из услова компатибилности деформација, сила у спољашњим завртњима мања.

Интерсантно је да су код ове серије узорака мерне траке на плочи забележиле готово само затезање. Ово значи да је закривљеност плоче заправо потпуно супротна него код T-елемената са плочом од 10 милиметара. Треба нагласити и да су на десном дијаграму на слици 5-38 приказана четири записа из мерних трака, али се записи са трака практично поклапају, па се не виде линије које су испод. Занимљиво, не преклапају се траке са једног узорка, и траке са другог, него по једна трака са једног и другог узорка.



Слика 5-38: Резултати мерних трака на плочи – узорци T1-19-3A и T1-19-3B

5.1.10. СУМАРНИ ПРЕГЛЕД УЗОРАКА ПРВЕ ФАЗЕ НАКОН ЛОМА

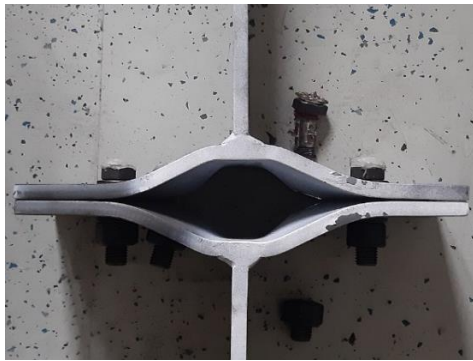
Након прегледа одабраних резултата подељених по тестовима, приказаће се нека општа запажања, и сумарни резултати. Прво су на сликама 5-39-5-41 приказани сви експериментално испитани узорци након лома. Поред самих Т-елемената постављени су завртњеве поред места на ком су се налазили у узорку. Код неких тестова није било једноставно извадити завртањ након лома, услед његове деформације савијањем, па је у тим случајевима завртањ остављен на свом месту у склопу. Ово је случај само код узорака та најтањом плочом.



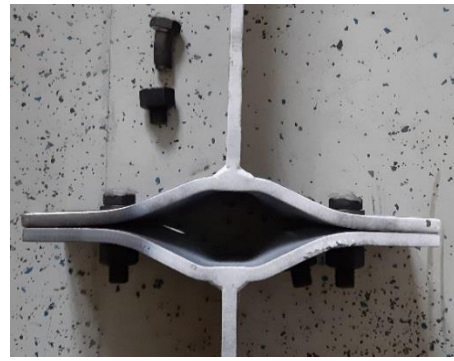
T1-10-1A-1/2



T1-10-1B-1/2



T1-10-2A-1/2



T1-10-2B-1/2



T1-10-3A-1/2



T1-10-3B-1/2

Слика 5-39: Лом узорака дебљине плоче 10 милиметара



T1-14-1A-1/2



T1-14-1B-1/2



T1-14-2A-1/2



T1-14-2B-1/2



T1-14-3A-1/2



T1-14-3B-1/2

Слика 5-40: Лом узорака дебљине плоче 14 милиметара



T1-19-1A-1/2



T1-19-1B-1/2



T1-19-2A-1/2



T1-19-2B-1/2



T1-19-3A-1/2



T1-19-3B-1/2

Слика 5-41: Лом узорака дебљине плоче 19 милиметара

У табели 5-1 су сумирани основне карактеристике одговора свих тестова, а то су максимална носивост склопа (F_{max}), померање при лому првог завртња (u_{max}), као и иницијална крутост. Проблем одређивања иницијалне крутости је у томе што су измерене величине померања и сила на самом почетку теста веома нестабилне, а утицај на тангенту ових неправилности велики, па је немогуће прецизно одредити тангенту на овом делу криве. Основни разлог за оваква мерења је чињеница да су завртњеви иницијално притегнути различитим силама, као и да код неких склопова не долази до идеално равног контакта између узорака пре почетка доношења силе. Већ при малим силама, ове почетне неправилности постају релативно незначајне, али се наглашава да су вредности иницијалних крутост оквирне, и могу одступати за до 10 %.

Табела 5-1: Основни параметри тестираних узорака

Тест	F_{max} [kN]	u_{max} [mm]	k_{ini} [mm/kN]
T1-10-1A	147.1	48.8	80.5
T1-10-1B	157.4	58.2	82.8
T1-10-2A	180.8	25.3	55.3
T1-10-2B	201.4	25.4	94.1
T1-10-3A	192.7	28.7	131.9
T1-10-3B	190.5	27.4	129.3
T1-14-1A	208.7	15.6	104.6
T1-14-1B	209.4	16.6	113.9
T1-14-2A	303.5	7.4	235.4
T1-14-2B	302.5	7.0	265.2
T1-14-3A	280.0	4.5	274.1
T1-14-3B	282.4	4.0	314.9
T1-19-1A	250.9	8.3	152.0
T1-19-1B	256.1	8.6	184.2
T1-19-2A	372.0	6.4	352.2
T1-19-2B	372.8	6.2	408.8
T1-19-3A	288.9	5.6	207.0
T1-19-3B	292.7	5.2	335.8

Један од феномена примећен у свим узорцима, али различито изражен у различитим тестовима јесте савијање завртњева. На слици 5-42 приказани су изоловани завртњеви за пет различитих тестова. У свим случајевима ради се о унутрашњим завртњевима који су

отказали приликом тестова. Очигледна пластична деформација савијањем израженија је код завртњева који су се налазили у Т-елементима са тањим плочама.



T1-10-1A

T1-10-2B

T1-10-3B

T1-14-1B

T1-19-3A

Слика 5-42: Завртњеви након лоба – савијање

Изглед неких од спољашњих завртњева након теста приказан је на слици 5-43. Јасно је уочљива пластификација завртња, која се одвија у зони навоја. Примећује се да су и ови завртњеви савијени, посебно на двема десним сликама, но кривина није уједначена као на слици 5-42, већ до закривљења осе завртња долази у једној малој зони, негде на почетку навоја, тј. при средини завртња.

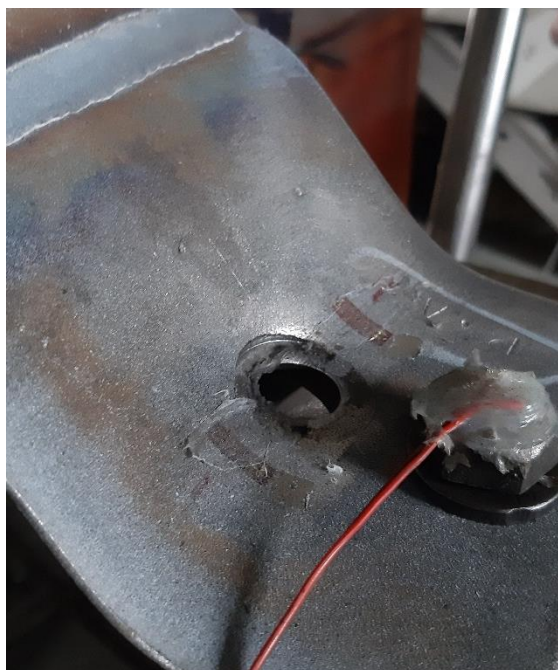


T1-14-1B

T1-19-3A

T1-14-3B

Слика 5-43: Спољни завртњеви након лоба узорака



T1-10-1A-1



T1-10-2B-1

Слика 5-44: Утискивање подлошке у плочу Т-елемента

Такође код свих узорака примећено је одређено утискивање подлошке у плочу Т-елемента, но оно је убедљиво најизраженије код узорака дебљине плоче 10 mm. На слици 5-44 приказана су два поломљена склопа на којима се јасно види ниво утискивања подлошке. Јасно, услед деформације плоче и завртњева, ово утискивање је далеко израженије са стране ребра, него са стране спољашњег завртња.



T1-10-3A



T1-14-1A



T1-14-1B

Слика 5-45: Савијање плоче у правцу управном на ред линију завртњева – ефекат плоче

Иако се теорија прорачуна Т-елемената заснива на принципима понашања линисјких елемената, јер као што је у ранијим поглављима напоменуто, теорија плоча даје превише комплексне изразе за свакодневну употребу, у стварности се ипак испољава ефекат тродимензионалности Т-елемента. Поменуто је већ да код тањих плоча прорачун Т-елемента постаје превише конзервативан, јер се такве плоче Т-елемената понашају више као плоче, а мање као греде. Ово је запажено и код узорака серија Т1-10 и Т1-14. Плоче дебљине 10 милиметара имале су изражене пластичне деформације ван своје равни, док се то примећује, у мањој мери, и код плоча дебљине 14 mm. На слици 5-45 приказане су ове дефоимације које су уочљиве голим оком.

5.2. РЕЗУЛТАТИ ДРУГЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА

5.2.1. РЕЗУЛТАТИ ТЕСТА ВЕЗА СА ПРЕПУСТИМА (ТЕСТ „Р“)

Како су у овом тесту испитане две везе симултано, неки од резултата су приказани паралелно за ове везе, док су остали приказани одвојено по везама. Сви приказани графици дати су у релацији са моментом савијања којим је веза оптерећена. Овај момент је претходно прерачунат из записа мерних трака кроз време, као и мерења силе којом је оптерећиван узорак. На слици 5-46 приказана су глобална понашања веза Р1 и Р2, то јест М- θ криве. Ротације су добијене преклапањем резултата измерених клинометрима са резултатима прерачунатим из записа LVDT-ова. Истина, резултати са клинометара су били стабилнији и обухватили су комплетно понашање везе (до самог краја теста), док су мерењем померања добијени резултати само до одређеног времена, када је због искоришћења опсега инструмената, или њиховог померања услед великих угиба греда, мерење прекинуто. Ипак, ови резултати су потврдили мерења клинометара, и за везу Р2, овако забележени резултати ротација су једини доступни. Ово објашњава зашто се крива Р2 на слици 5-46 завршава при вредности момента од око 85 kNm, као и веће осцилације које су уочљиве на овој кривој. Максимални момент везе Р2 је износио 105,33 kNm, док је максимални момент везе Р1 износио 107,73 kNm. Као што је раније напоменуто, тест није прекинут отказом ниједног дела везе, већ су померања узорка била превелика, па се није наставило са додатним оптерећивањем. Видеће су у приказу појединачних резултата да је стање напрезања у везама при коме је тест прекинут било веома блиско стварном отказу неког од завртњева, те да би стварно пуцање завртња наступило при блиским моментима савијања.

Како би се израчунала ротација греде из вертикалних померања греде на местима LVDT-ова, потребно је не само израчунати угао према једначини (4.1), већ и изршити корекцију мерења померања услед еластичног савијања греде између два LVDT-а. Угао ротације се рачуна према:

$$\theta = \arctan \frac{y_2 - y_1}{L_{1-2}} \quad (4.1)$$

где вредности y_i представљају мерења два LVDT-а која се налазе на међусобном растојању L_{1-2} . Угао израчунат једначином (4.1) представља угао ротације пресека који се налази тачно између два мерача померања. Иако су у конкретном случају вертикална померања услед савијања греде мала, исправно је урачунати их како би се одредила ротација везе. С обзиром да за овакав случај поставке експеримента у литератури нису дати изрази за ову корекцију, они су изведени специјално за овај случај. Уопштено, корекција би требала да урачуна релативна померања греде између два места на којима се мери померање, услед смичућих деформација и услед савијања греде. Како у конкретном случају не постоје трансверзалне силе, релативна померања услед смичућих напона не постоје. Померања услед еластичног савијања греде такође није тако једноставно израчунати, с обзиром да нису познате ротације које се одигравају у вези, већ се оне рачунају из ових записа померања. Олакшавајућа околност је што је момент савијања у делу греде на коме се мере померања константан, што по елементарној теорији чистог правог савијања значи да је кривина греде константна, те еластична линија греде кружни лук. Одавде се може изразити полупречник кривине, тј. полупречник тог лука за сваки ниво оптерећења, као:

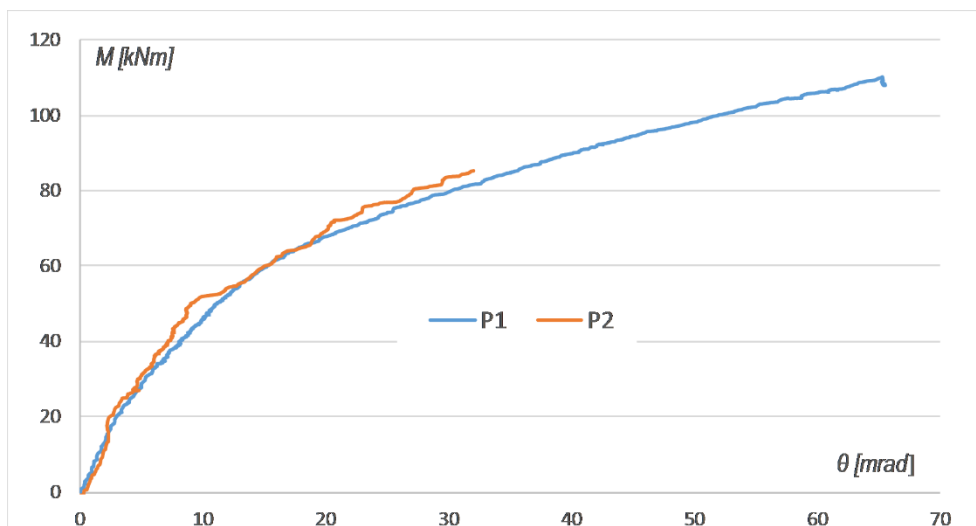
$$\rho \approx \frac{1}{y''} = -\frac{EI_z}{M_z(t=\tau)} = const. \quad (4.2)$$

Другим речима, кривина је константна по просторној координати пружања греде, али се током теста ова кривина мења зависно од момента савијања у греду. Чисто илустрације ради, при максималном моменту од 107,7 kNm, полупречник кривине конкретне греде износи 198,63 метра. У овим прорачунима корекције забележених померања, коришћен је стварни момент инерције пресека, добијен мерењем саме греде, а не номинални дат у таблицама. Коначно, корекција померања забележених на месту испод силе (даљи LVDT од везе), изведена је и представљена једначином (4.3).

$$dy_{kor} \approx \rho - \sqrt{\rho^2 - \left(\frac{L_{1-2}}{\cos \theta}\right)^2} \quad (4.3)$$

где је θ дато једначином (4.1), и разлике у овом углу за мале вредности растојања L_{1-2} су потпуно занемарљиве. Ротације греде су дакле израчунате према:

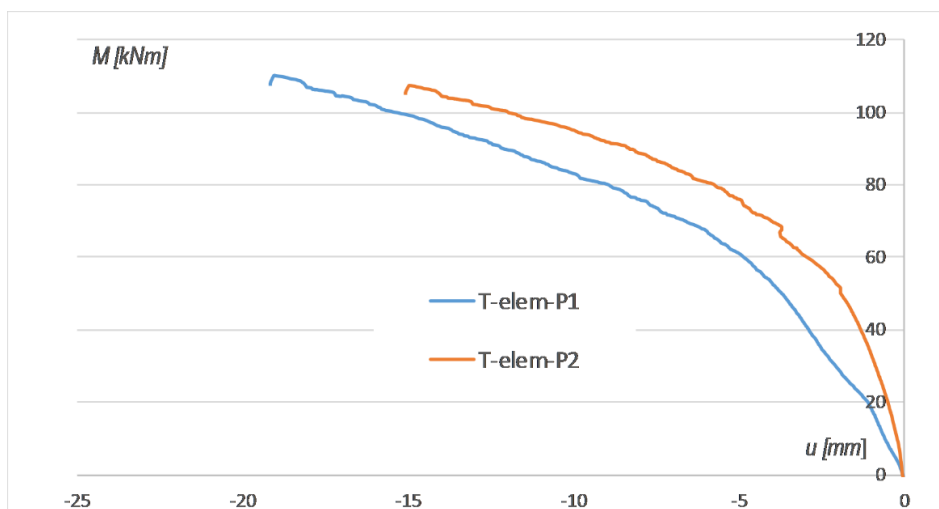
$$\theta = \arctan \frac{y_2 - (y_1 + dy_{kor})}{L_{1-2}} \quad (4.4)$$



Слика 5-46: Зависност момента и ротације веза P1 и P2

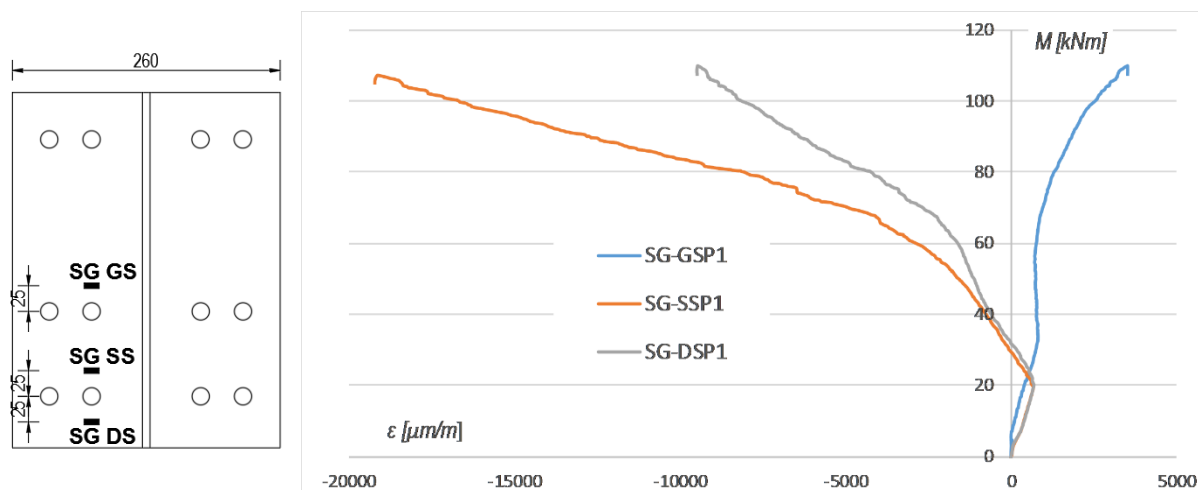
Приказ померања забележен LVDT-овима хоризонтално постављеним са доње стране везе и обележеним на слици 4-43, којима је мерено збирно померање T-елемента у стубу и T-елемента у чеonoј плочи, приказано је графиком на слици 5-46.

Међутим, услед велике разлике у крутости између ножице стуба ($t=12.5\text{mm}$) и чеоне плоче ($t=20\text{mm}$) приказано измерено померање готово у потпуности сачињава померање T-елемента стуба. Другим речима, као што ће бити документовано сликама, али и мерењима са мерних трака, чеона плоча је имала изузетно мала еластична померања, те су се све деформације у затегнутој зони мерене и приказане на слици 5-46 одигравале у ножици стуба. Граница пластичности се такође уочава на датом графику. Тестиране везе су имале два реда затегнутих завртњева, али померање T-елемента на месту другог реда (под првим редом се сматра ред на препусту чеоне плоче) није било могуће мерити. Након теста, измерене су заостале пластичне деформације ножице стуба. Добијене вредности су дате на слици 5-54.



Слика 5-47: Померања T-елемената у затегнутој зони веза P1 и P2

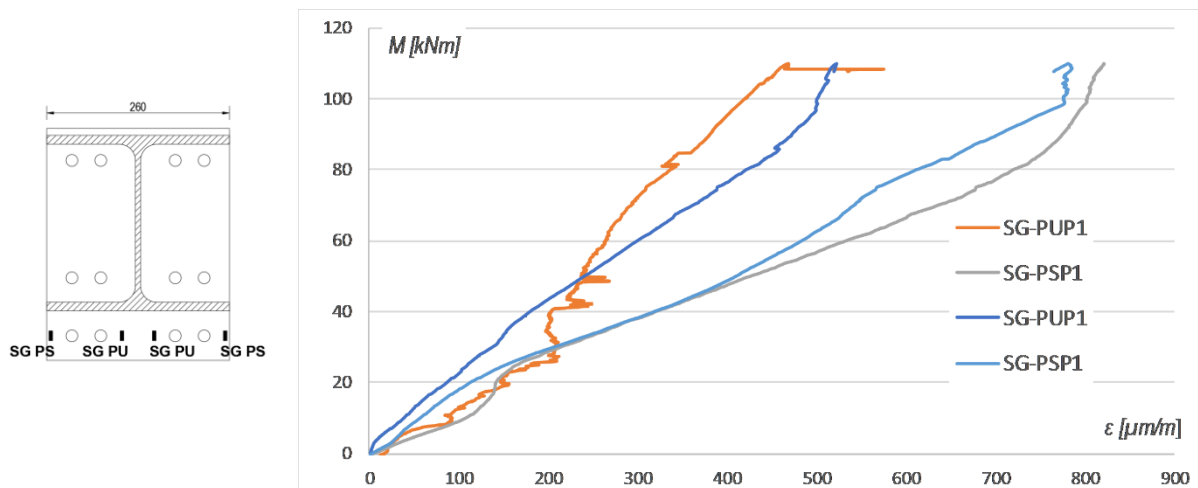
На наредним сликама приказани су резултати мерења мерним тракама. Ови резултати су подељени по везама, како би били прегледнији. На слици 5-48 приказане су дилатације у стубу, на местим приказаним уз график. Усвојена номенклатура записа са мерних трака на почетном месту садржи ознаку SG (strain gauge), док је у наставку положај траке (нпр. DG означава да се трака налази на стубу, и да је у питању доња трака), након чега следи ознака везе.



Слика 5-48: Дилатације у стубу везе P1

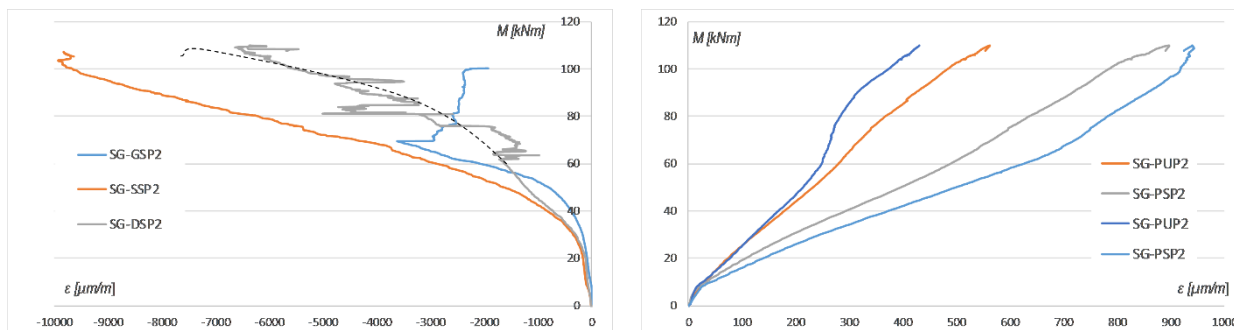
Интересантан је резултат дилатације изнад другог реда завртњева. На друга два мерна места јавља се притисак, с обзиром да је на месту завртњева затегнута страна ножице која је у контакту са чеоном плочом. Међутим, према приказаном на слици 5-48 одмах изнад другог реда завртњева јавља се затезање у ножици. Дилатације у доња два мерна места одговарају оним забележеним у првој фази експерименталног испитивања, то јест одговарају резултатима на појединачним Т-елементима. Међутим, са резултата приказаних на слици 5-48 увиђа се значајна варијација деформација чеоне плоче у вертикалном правцу. Ипак, ове резултате треба узети са резервом, јер се у идентичним мерењима на другој вези ови резултати нису потврдили.

На слици 5-49 дате су измерене дилатације у чеоној плочи. Приказ мерних места је такође приказан на истој слици. Као што се може видети, дилатације показују да је чеона плоча на овим местима чак и при највећим моментима савијања далеко од пластификације. Нешто већа напрезања ће се наравно јавити у зони ближој ножици греде, но овде је услед постојања шава којим је чеона плоча заварена за ножицу греде, веома компликовано, ако не и немогуће мерити дилатације мерним тракама.



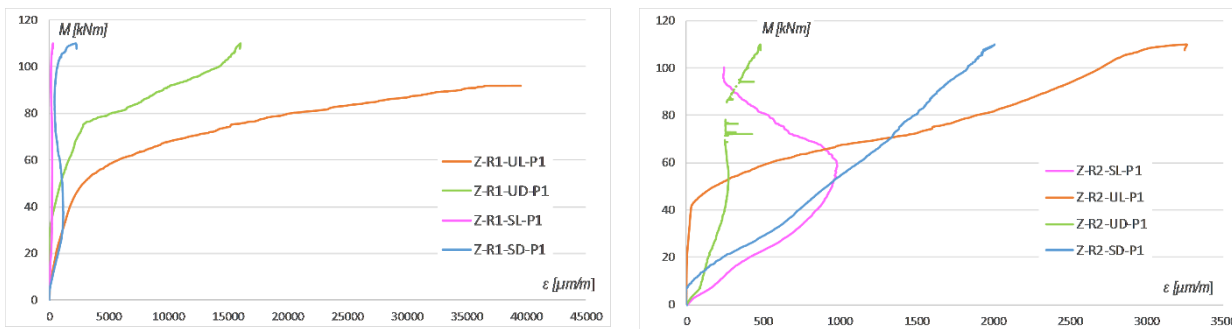
Слика 5-49: Дилатације у чеаној плочи везе P1

Еквивалентни резултати мерних трака постављених на вези P2 приказани су на слици 5-50. С обзиром да су резултати са траке на мерном месту DS-P2 очигледно нестабилни, приказана је крива која би се могла закључити из измерених резултата. Као што се види, резултат са слике 5-48 није забележен и овде, већ су све мерне траке измериле притисак у ножици стуба. Што се тиче резултата са чеоне плоче, оне и у овом случају потврђују да није достигнута граница пластичности ни при највећем оптерећењу, али и да су очекивано дилатације веће на спољним мерним местима у плоче у односу на унутрашња места. Ово је потпуно логично и очекивано, с обзиром да се Т-елемент у стубу ослања на чеону плочу на њеним крајевима, преносећи комплетне силе услед ефеката полуге управо по вертикалним ивицама чеоне плоче.

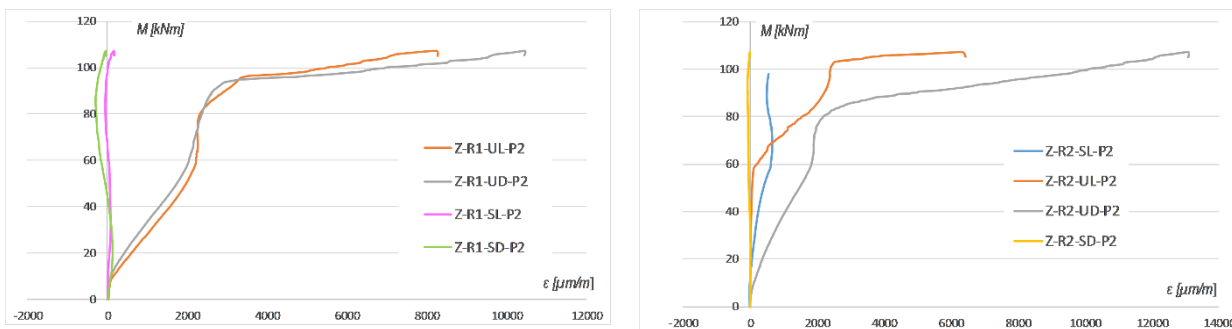


Слика 5-50: Дилатације у стубу (лево) и чеаној плочи (десно) везе P2

Коначно, на сликама 5-51 и 5-52 приказана су мерења дилатација у осам завртњева. Резултати су подељени по редовима завртњева. Завртњеви првог реда, обележени ознаком R1 налазе се на прелесту.



Слика 5-51: Резултати мерних трака у осама завртњева првог и другог реда везе P1



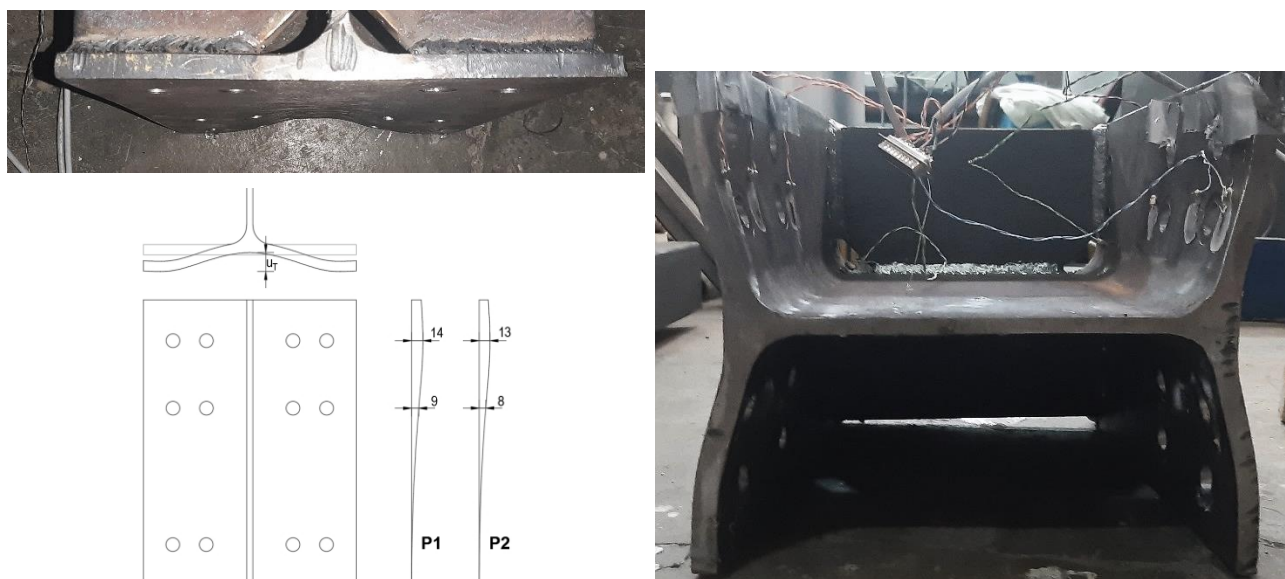
Слика 5-52: Резултати мерних трака у осама завртњева првог и другог реда везе P2

Очекивано након резултата прве фазе експеримента, дилатације у спољним завртњевима су далеко мање од оних у унутрашњим. Међутим, за разлику од Т-елемената, у стварној вези са чеоном плочом, као што се може видети на сликама 5-51 и 5-52, услед почетног положаја везе и далеко крућих елемената који се спајају, спољашњи завртањ у вези може при мањим оптерећењим преносити једнак или већи део оптерећења од унутрашњег завртња. Најправилније понашање се уочава у првом реду везе P2. Такође, разлика између првог и другог реда завртњева није иста у случају везе P1 и P2. До течења у оси завртња је у вези P1 дошло само у случају једног унутрашњег завртња у другом реду, док код везе P2 оба унутрашња завртња су се пластификовали. Такође, максималне измерене дилатације у завртњевима другог реда везе P2 су далеко веће него код еквивалентних завртњева у вези P1.

Иако није дошло до лома ниједног од завртњева, након демонтаже склопа, могла се приметити значајна пластична деформација завртњева. На слици 5-53 приказани су завртњеви у распореду како су се налазили у везама током теста. Може се приметити да су унутрашњи завртњеви значајно пластично деформисани, и да је та деформација добрим делом од савијања. У случају унутрашњег завртња у првом реду везе P1 може се уочити ротација главе у односу на тело завртња. Према величини ове ротације, лако се може закључити да би до отказа завртња дошло при релативно малим додатним напрезањима у вези. Приказ узорка након завршетка теста веза са препустима дат је на слици 5-55.



Слика 5-53: Завртњеви након теста – веза P1 (лево) и веза P2 (десно) према распореду у чеаној плочи



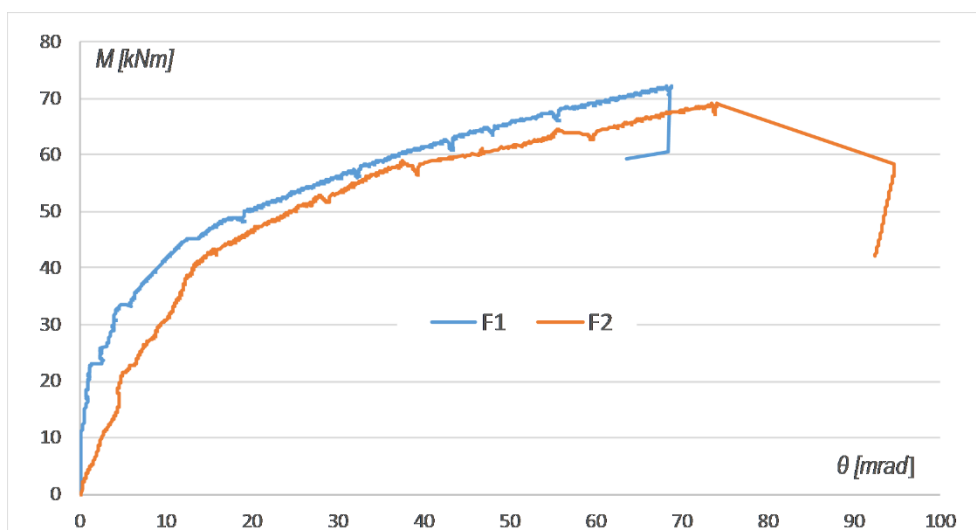
Слика 5-54: Заостале пластичне деформације у стубу



Слика 5-55: Приказ теста Р након завршетка наношења оптерећења

5.2.2. РЕЗУЛТАТИ ТЕСТА ВЕЗА БЕЗ ПРЕПУСТА (ТЕСТ „F“)

Резултати теста F приказани су на исти начин као и за тест веза са препустима. Ротације су такође прорачунате на исти начин као што је то објашњено у претходном поглављу. Разлика између ова два теста, поред разлика у геометрији узорка, је у томе што је овај тест изведен до стварног лома једног од завртњева. Такође, мерачи померања на греди F2 били су у функцији до самог краја теста, па су ротације везе F2 доступне у целом опсегу понашања.

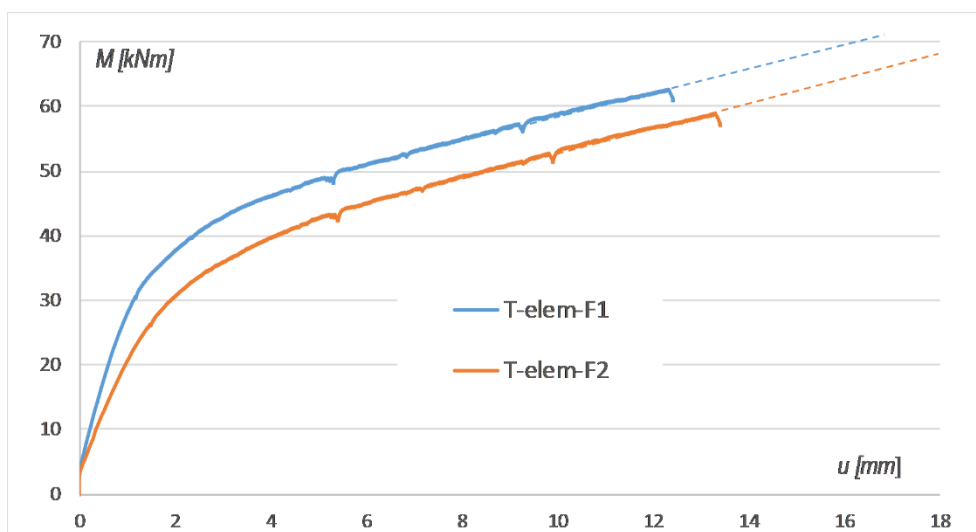


Слика 5-56: Зависност момента и ротације веза F1 и F2

Веза F2 код које је дошло до лома завртња је током целог теста била оптерећена мањим моментом савијања од момента у вези F1. Са слике 5-56 види се да је ипак веза F2 имала веће ротације при свим нивоима оптерећења. Лом завртња је настао при моменту савијања од 69.15 kNm, док је у истом тренутку момент у вези F1 износио 70,09 kNm. Након наглог отказа завртња у вези F2, ротација везе F2 се нагло повећала, док је истовремено дошло до пада спољашње силе услед наглог угиба, и смањења ротације везе F1. Иако се из записа ротација везе F1 не може закључити, крива момент-ротација

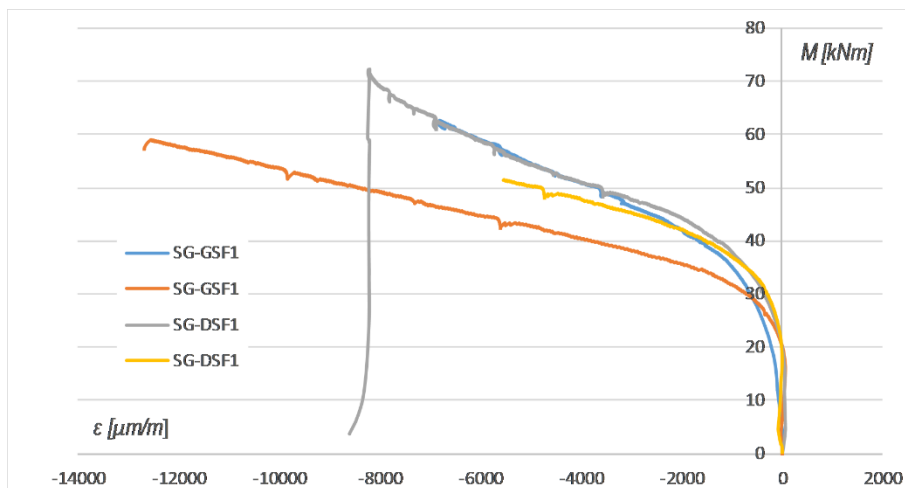
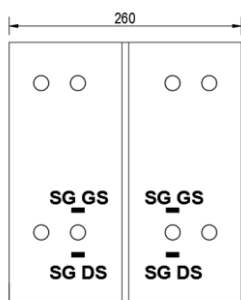
везе F2 показује јасну крутост при растерећењу, с обзиром да су подаци са мерних уређаја прикупљани и током фазе растерећења.

На слици 5-57 дата су померања T-елемената, мерена на исти начин као и у претходно приказаном тесту, с разликом што су у овом тесту LVDT-ови престали мерити промену померања пре достизања максималног оптерећења, највероватније због контакта покретне базе мерача померања са чеоном плочом. Ипак, на слици 5-57 испрекиданим линијама су приказана очекивана померања до максималног момента савијања. Процењено максимално померање T-елемента при лому вези F2 процењено је на 18mm, док се поново може закључити да и поред већег момента савијања у вези F1 долази до мањих деформација, па се због тога и не јавља лом у тој вези.



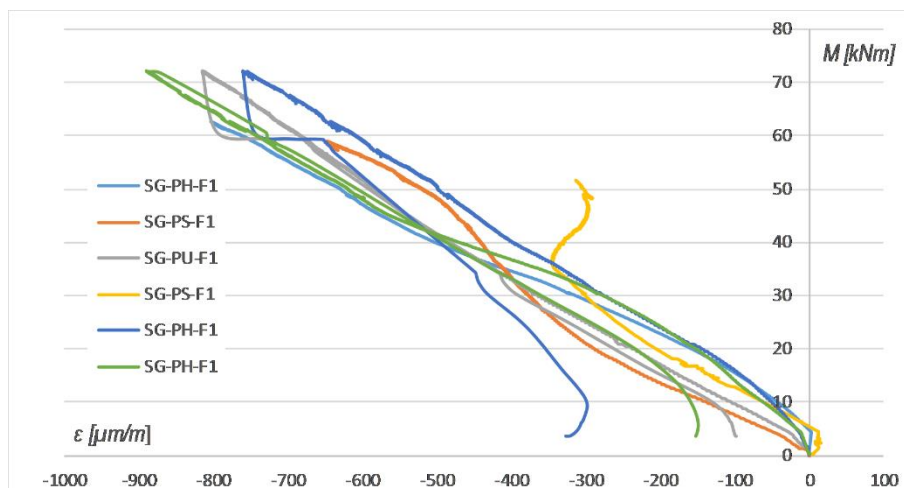
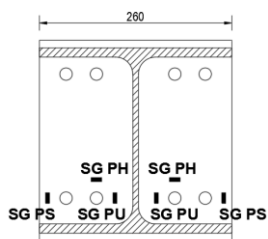
Слика 5-57: Померања T-елемената у затегнутој зони веза P1 и P2

На слици 5-58 приказане су дилатације у стубу, на местим приказаним уз график. Усвојена номенклатура је слична претходној, а такође је назначена и на слици уз график. Запис SG-DS-F1 је услед отказа мерне траке дат само до момента савијања од 50 kNm. Без обзира на то, дилатације у стубу су поприлично уједначене. Није на одмет подсетити да прелаз са почетног нагиба на каснији део криве са мањим нагибом одговара стварању пластичног зглоба у ножици стуба не на месту трака, већ на месту уз ребро стуба.



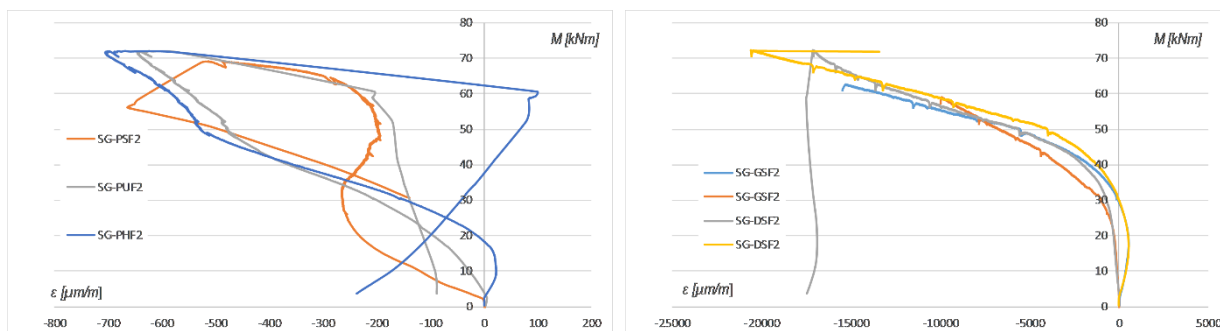
Слика 5-58: Дилатације у стубу везе F1

На наредној слици приказане су дилатације у чеаној плочи везе F1. С обзиром да је забележено и понашање током растеређења, криве приказане на слици 5-59 имају и повратне гране. Поново је уочљиво да је одговор у еластичној области материјала чеоне плоче.



Слика 5-59: Дилатације у чеаној плочи везе F1

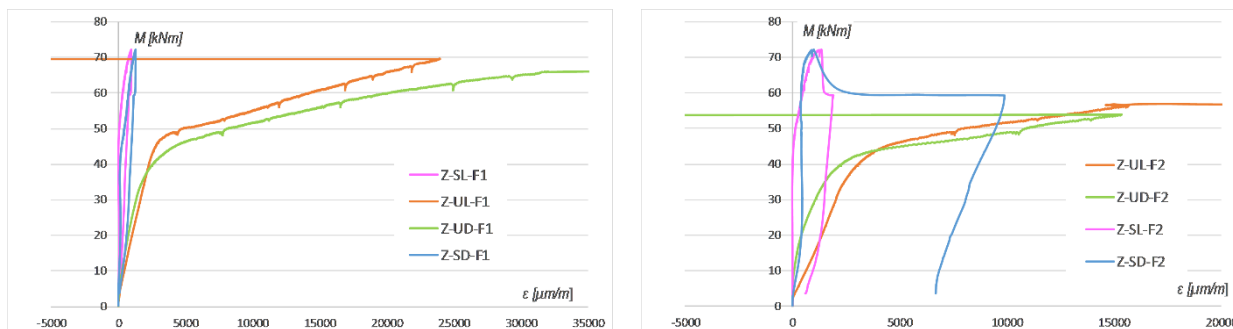
Резултати мерења дилатација у вези F2 приказани су на слици 5-60, заједно и на страни стуба и на страни чеоне плоче. Места мерења су иста као и за везу F1 и приказана су на сликама 5-58 и 5-59.



Слика 5-60: Дилатације у чеonoј плочи (лево) и стубу (десно) везе P2

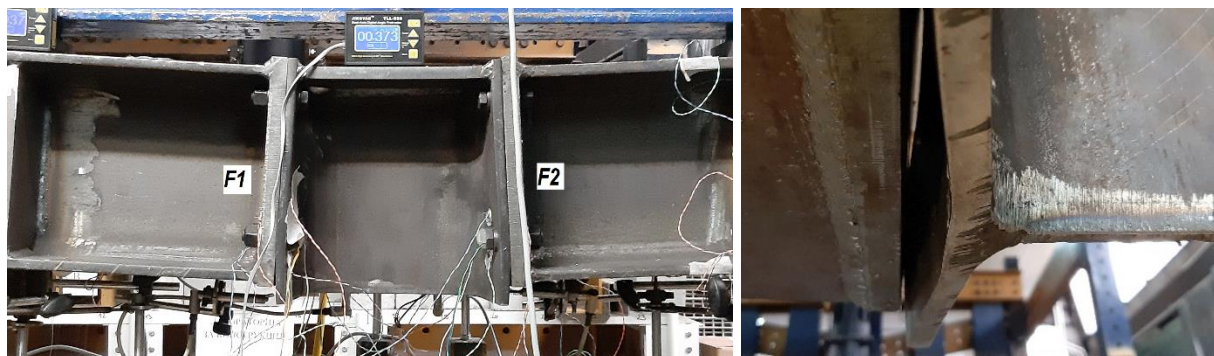
Понашање које је приказано сликом 5-60 одговара до сада већ коментарисаном и уоченом понашању у осталим тестираним везама. Мерења на чеonoј плочи су донекле дискутабилна и нејасна за тумачење у смислу што се не може тврдити да ли је дошло до клизања мерних трака, што је вероватније објашњење, или је услед имперфекција развој дилатација у чеonoј плочи био веома нелинеаран у при најмањим оптерећењима везе. Што се тиче дилатација у стубу, треба напоменути да код тестираног материјала стуба граница течења се налази на дилатацији од 1430 μm/m. Јасно је да је у стубу развијен облик лома 1, тј. четири пластична зглоба у плочи Т-елемента, што је и очекивано понашање.

Дилатације у завртњевима за обе везе приказане су на слици 5-61. Прва словна ознака после знака Z одређује да ли се ради о унутрашњем или спољашњем завртњу, док наредна ознака одређује страну на којој се налази завртањ у односу на ребро.



Слика 5-61: Дилатације у завртњевима у вези F1 (лево) и F2 (десно)

Лом је настао у завртњу са ознаком Z-UD-F2. На слици 5-63 може се видети лом по завртњу који је настао на споју главе са телом завртња. Слична деформација је виђена и у претходном тесту на унутрашњем завртњу. На слици 5-62 приказана је и деформација стуба и чеоних плоча, пред сам крај експеримента. На слици 5-65 приказана је комплета деформација обе греде, при максималном оптерећењу.



Слика 5-62: Деформација узорка пред лом, и заостала пластична деформација везе F2

На слици 5-62 десно види се деформација ножице стуба на месту везе F2, али и чеона плоча. Фотографија је приказ везе F2 са доње стране. Примећује се да не постоји пластична деформација чеоне плоче, већ се сва пластична деформација затегнутог дела везе јавила у ножици стуба. Оваква разлика у ротацијама ножице стуба и чеоне плоче довела је до другачијих деформацијских услова којима су завртњеви изложени. Ово је посебно изражено код унутрашњих завртњева (ближих ребру).



Слика 5-63: Завртња у ком је дошло до лома у тесту F

До првог лома дошло је у унутрашњем завртњу везе F2. Изглед овог завртња након лома приказан је на слици 5-63. Лом је наступио на веома неочекиваном месту, на телу завртња непосредно уз главу завртња. Овакав лом се донекле може објаснити комбинованим напрезањем завртња, који је поред затезања изложен и савијању. Такође, на месту где је наступио лом сигурно долази до концентрације напона услед нагле промене крутости између тела завртња и главе, а управо у тој зони је пресек завртња додатно ослабљен рупом у коју је уграђена мерна трака. Иако је све наведено важило и код узорака прве фазе експеримента, у тој фази ни у једном случају није дошло до лома завртња на начин приказан на слици 5-63. Далеко веће крутости елемената који се спајају у овој фази у односу на прву фазу експеримента, али и имперфекције које су неизбежне у овим елементима, имају изражен утицај како на расподелу сила по завртњевима, тако очигледно и на сам облик лома завртњева.



Слика 5-64: Унутрашњи затегнути завртњеви везе F1 (лево) и поломљени завртња везе F2 (десно)

На слици 5-64 су приказани унутрашњи затегнути завртњеви везе F1, и јасно се види да оса завртњева нема константну кривину као у случају тестираних завртњева прве фазе експеримента, већ услед различитих деформација двеју плоча које завртњеви спајају, али и још битније, контакта тела завртња са омотачем рупе, савијени облик има и конвексни и конкавни део.



Слика 5-65: Комплетан узорак након отказа

5.3. ЗАКЉУЧЦИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ ИСТРАЖИВАЊА

Из експерименталног испитивања Т-елемената са четири завртња у реду, које је изведено на 36 узорака различите геометрије, са по четири узорка сваке серије, изведени су следећи закључци:

- Код ваљаних профила, као и код заварених, стварни лом Т-елемената увек настаје услед лома завртњева. Код тањих плоча, деформације у плочама Т-елемената далеко прелазе величину која се у техничким стандардима може сматрати прихватљивом, али коначан лом и у тим случајевима настаје ломом завртњева.

- Т-елементи са четири завртња у реду имају занемарљиву предност када се користе мале дебљине плоча Т-елемената, односно чеоне плоче везе, то јест када је однос крутости плоче и завртња велики. У овим случајевима, експериментално је утврђено да спољашњи зартњеви не преносе силу, или преносе занемарљиво малу силу, те њихов утицај није од значаја.
- Пре лома завртњева код Т-елемената са дебљим плочама, долази до пластификације, и то не само унутрашњих већ и спољашњих завртњева. Након пластификације унутрашњих завртњева, померања плоче на њиховом месту драстично расту, те брзо потом долази и до пластификације спољашњих завртњева. Пластификација унутрашњих завртњева (без које не може доћи до лома) драстично мења однос сила у завртњевима. Стога у контексту стварне носивости, која је анализирана у претходном потпоглављу, све досадашње предикције односа сила у завртњевима су веома упитне. Ово је и приказано директним поређењима, датим у анализи резултата.
- Савијање зартњева се не може занемарити и веће је код Т-елемената са тањим плочама. Унутрашњи завртњеви трпе значајно савијање, до те мере да је потпуно неоправдано занемарити овај утицај. Сви технички прописи додуше занемарују утицај савијања завртњева. Што је још чудније, сви поједностављени модели Т-елемената занемарују савијање завртњева у потпуности или компензују његов утицај неким другим апроксимацијама. Резултати изведених експеримената доказују неоправданост оваквих теоријских модела. Ротације плоча на местима унутрашњих завртњева су мерене системом ARAMIS и величине измерених ротација су неочекивано велике.
- Положај места пластичних зглобова уз ребра Т-елемента дефинисано Еврокодом је експериментално показано као веома прецизна претпоставка за елементе код којих је прелаз са плоче на ребро изведен са радијусом прелаза (ваљани профили), док је за случај заварених плоча Т-елемената прорачунска позиција пластичних зглобова мање прецизна, и стварне линије пластификације се формирају пред шавом, а не на 20% његове ширине, унутар шави.
- Иницијална крутост експериментално испитаних Т-елемената је приближно у сагласности са предложеним формулама. Као један од важних закључака техничке природе у вези са самим начином испитивања Т-елемената је велики утицај геометријских имперфекција плоче Т-елемента на мерену крутост Т-елемента. Услед почетних закривљења плоче, мерена крутост је драстично мања, док се на узорак не нанесе померање услед кога долази до затварања почетног зазора. Код танких плоча, ово се дешава пре достизања границе пластичности, те је и даље могуће утврдити иницијалну крутост Т-елемента, посматрајући део криве након затварања зазора. Код дебљих плоча, међутим, није могуће одредити прецизно иницијалну крутост, јер ће доћи до пластичних деформација понекад и током

затварања почетних зазора. Стога за експериментална испитивања иницијалне крутости Т-елемената неопходно је претходно обезбедити приближно савршено равне доње површине плоча.

- Од многобројних резултата испитивања само су неки искоришћени за даља испитивања утицаја кључних параметара на одговор Т-елемента. Резултати обухватају криве сила-померање за све испитане узорке, дилатације на површини плоча у пресеку за завртњевима мерене мерним тракама, дилатације по висини плоча мерене системом ARAMIS, дилатације у оси завртњева, ротације плоча на месту унутрашњег завртња, померања средњих линија плоча Т-елемената при максималној носивости, те положај почетка контакта између плоча. Ови резултату ће након одбране дисертације бити јавно објављени и доступни свим истраживачима, како би се потпомогла даља истраживања из ове области, и евентуалне измене техничких прописа којима би биле обухваћене везе са четири завртња у реду.

Поред експерименталних испитивања Т-елемената, изведена су и експериментална испитивања 4 везе са чеоним плочама и четири завртња у реду, и природној величини. Закључци ове фазе експерименталног испитивања су:

- Коначни отказ везе настаје услед лома завртњева, што је у случају тестираних узорака у супротности са предикцијама теоријских модела предложених од стране Demonceau et al. које су и усвојене у француском националном анексу Еврокода.
- Компонентални принцип понашања је потпуно оправдан начин разматрања носивости и крутости веза.
- Лом завртњева настаје, при мањим деформацијама Т-елемента, услед рада плоча у два правца. Линије пластификације дефинисане за Т-елементе са четири завртња у реду су тешко уочљиве у плочи. Пластификација, чак и танких плоча какве су биле коришћене за ножицу стуба, није концентрисана као што то претпоставља теорија лома. Пре стварања јасних линија пластичности долази до лома завртњева, који је последица и значајног савијања.
- Разлике у дебљинама ножице стуба и чеоне плоче и од неколико милиметара (у тесту је ова разлика износила 7,5 mm) за последицу имају велику разлику у крутости ових плоча, те понашање готово у потпуности диктира Т-елемент са тањим плочама. У тестираним узорцима, са намером је за слабији одабран Т-елемент са четири завртња у реду који се формира у ножици стуба, док су деформације чеоне плоче остале занемарљиве. Међутим, могуће је конструисати и другачије везе, где ће се у случају велике дебљине ножице стуба, а танке чеоне плоче, и веза са четири завртња у реду понашати приближно правилима која важе за везе са два завртња у реду. Првенствено ће до деформација и прерасподеле сила у завртњевима доћи услед деформација у чеоној плочи.

- Савијање завртњева настаје услед савијања око две осе. Једно представља савијање услед деформације Т-елемента, док друго настаје услед ротације везе. С обзиром да је тело завртња кружног пресека, не може се говорити о двоосном савијању, али је интензитет нападног момента већи него у самом Т-елементу.

6. НУМЕРИЧКЕ АНАЛИЗЕ

6.1. НУМЕРИЧКИ МОДЕЛИ – СОФТВЕРСКИ ПАКЕТ АБАКУС

6.1.1. УВОД

Експериментални део овог истраживања је конципиран на начин да сам по себи буде довољно свобухватан како би се могли донети закључци о понашању испитиваних компоненти само на основу измерених резултата. Ипак, нумеричка анализа омогућава додатне предности, којима се знања о понашању испитиваних веза могу проширити или детаљније сагледати. Суштински, постоје две основне предности нумеричких анализа над експерименталним. Прва је што се помоћу валидираних нумеричких анализа могу добити сви резултати у свим деловима узорка, што наравно током експерименталног испитивања није могуће. Друга је могућност параметарских студија, која замењује потребу за претерано опширним експерименталним испитивањима. Ипак, обе ове предности фигурирају само уз услов да је нумерички модел потпуно валидиран. Ова чињеница најчешће обесмишљава велике стриктно нумеричке студије. Иако начелно, нумерички модели могу бити валидирани и према експерименталним истраживањима доступним у литератури, прецизна валидација је најчешће неизводљива јер готово никад у публикованим радовима нису дате сви и комплетни подаци самог експерименталног испитивања. Такође, током експерименталних испитивања, сигурно долази и до неких нежељених ефеката или одступања, која су неминовност варијацијама у материјалу, геометрији и слично. Са друге стране, комплексна нумеричка анализа у модерним софтверима садржи толико параметара модела, да је увек могуће изменом неких од њих добити изузетна поклапања са експериментом, и то углавном поредећи неке глобалне величине као што су померања и укупна сила. Ово ипак не значи да је симулирано понашање идентично стварном, што је и последица самог принципа методе коначних елемената.

Метода коначних елемената се заснива на дискретизацији геометрије на коначне елементе, и уз дефинисање материјала, типа коначних елемената, граничних услова и оптерећења, решава се принцип виртуелних померања исказан једначином:

$$\int_V \bar{\varepsilon}^T \sigma dV = \int_V \bar{U}^T f^B dV + \int_S \bar{U}^{S^T} f^S dS + \sum_i \bar{U}^i F^i \quad (5.1)$$

Свака померања која су у сагласности са есенцијалним граничним условима, а која задовољавају једначину (6.1), могу бити решење нумеричке анализе. Суштина методе коначних елемената базиране на померањима се заправо састоји баш у поменутој дискретизацији геометрије, и претпоставци о томе да се померање сваке тачке посматраног тела може израчунати из померања чворних тачака коначног елемента којем та тачка припада. Другим речима, да ако се тело подели на одређени број КЕ, и ако се

одреди равнотежна конфигурација померања тих КЕ, онда се може описати померање било које тачке унутар тог КЕ. Зависност коју МКЕ предпоставља је:

$$u^{(m)}(x, y, z) = H^{(m)}(x, y, z)U \quad (5.2)$$

Експонент m у загради означава да се ради о померањима тачака са координатама x, y и z које припадају коначном елементу m , вектор \hat{U} је вектор свих могућих виртуелних померања (степени слободе) свих чворних тачака, свих елемената. Померања произвољне тачке и померања чворних тачака КЕ повезује интерполациона функција померања – $H^{(m)}$.

Такође, ако ово важи, онда се може извести и зависност деформација од вектора \hat{U} и она се може записати као:

$$\varepsilon^{(m)}(x, y, z) = B^{(m)}(x, y, z)U \quad (5.3)$$

Напони се могу такође записати према једначини (5.4)##, где су уврштени и иницијални напони σ^I .

$$\sigma^{(m)} = C^{(m)}\varepsilon^{(m)} + \sigma^I \quad (5.4)$$

Уврштавањем једначина (6.3)-(6.4) у (6.1) добија се опште позната зависност $KU=R$. Познавајући конститивне матрице материјала, граничне услове, разматрану геометрију, и интерполацијске функције одабраног коначног елемента, могу се израчунати померања тачака свих КЕ, а даље према (6.2) одредити и померања свих тачака унутар тих елемената. Напони се потом израчунавају и упросекују између интеграционих тачака. Све описано омогућава линеарно еластичну статичку анализу посматраног тела.

Но, како би се нумерички прецизно описали компликованији физички проблеми, неопходно је позабавити се многим другим феноменима везаним за нумеричку анализу. Тако на пример, нелинеарно понашање материјала захтева дефинисање површине течења, правила ојачања, тангентних материјалних матрица, као и типа нелинеарне нумеричке шеме којом ће се израчунати померања и резултујуће силе током пластичне фазе деформација. Такође, различите коначне елементе прате различити проблеми везани за саму дефиницију броја интеграционих тачака и интерполацијских функција којима се они описују. Тако постоје три врсте КЕ, подељене према врстама интерполацијских полинома. Елементи унутар тих група се називају *Lagrange* -ови елементи, *Serendipity* елементи и *Hermite* -ови елементи. Прва два типа припадају такозваној C^0 групи елемената, јер је између елемената постигнут континуитет само промењиве, а не и њених извода. Такође, интеграције у изразу (6.1) се врше нумерички, али зависно од броја интеграционих тачака, зависи да ли се ради о тачној или приближној интеграцији. Најчешће се усваја приближна интеграција са мање тачака (подинтеграција) и користи се Gauss-ова интеграција. Проблем подинтеграције је што се појављују "лажни"

облици (*spurious modes*), са нултом *eigen* вредношћу. Ова нумеричка појава се назива *hourglassing*. Лажни облици деформисања се деле на комуникативне и некомуникативне. Код друге групе не могу се лажни облици појавити у суседним КЕ, тако да се овакви облици често допуштају у софтверима. Један од начина да се избегну ови ефекти, а да се ред интеграције не повишава, је да се уведе стабилизација. Ово је чисто нумерички алат који спречава лажне облике, без увођења додатне крутости. Овај алат се користи у динамичким употребама МКЕ, јер је далеко ефикаснији и мање временски захтеван од интеграције вишег реда. Следећи феномен који је врло често неопходно описати, а посебно у анализи челичних веза је контакт. Постоји много различитих формулација контакта, те их не вреди чак ни набрајати. Но, моделирања контакта, независно од саме формулације контакта, уводи стандардне (статичке) анализе у велики проблем са конвергенцијом. Конвергенција је мера приближавања решења равнотежној вредности, а практично се своди на испуњење задатих толеранција, било да су оне по сили, померањима или енергији. С обзиром да при самој физичкој природи контакта, при којој се он развија између одређених тачака два тела, али се током деформације сели на неке друге тачке тих тела, или потпуно престаје да постоји раздвајањем тела, у нумеричком смислу већи број контакта у једној анализи драстично мења крутост посматраног тела или склопа, те озбиљно отежава конвергенцију стандардних нумеричких метода решавања, као што је то углавном Newton-Raphson-ова метода. Стога, већ и при нумеричким анализама које укључују контакт, вреди разматрати другачије нумеричке шеме, а ту се преваходно мисли на динамичке. Динамичке шеме се огледају у томе што основна једначина на нивоу целог модела која се решава не гласи више само $KU=R$, већ уводи и инерцијалне силе, те у облику без пригушења гласи:

$$M\ddot{U} + KU = R \quad (5.5)$$

$$\text{где је } M = \sum_m \int_V \rho^{(m)} H^{(m)T} H^{(m)} dV^{(m)} \quad (5.6)$$

Постоје два типа динамичких нумеричких шема: имплицитне и експлицитне. У имплицитне шеме или имплицитне динамичке анализе, убрајају се Newmark- β метод, Wilson- θ метод, Hilber-Hughes-Taylor (ННТ)- α метод, Wood-Bossak-Zienkiewicz (WBZ)- α метод и други. Све ове методе се називају имплицитне, јер користе убрзање у тренутку $t+\Delta t$, како би се израчунала померања и брзине у том тренутку, али убрзање у тренутку $t+\Delta t$ се не може пронаћи без познавања померања и брзина тачке у том тренутку. Стога се померања и брзине развијају у Тејлоров ред, а промена убрзања између два тренутка претпоставља. Најкоришћенији метод (Newmark) претпоставља константно убрзање између два тренутка, и оно што га чини специјално пожељним је то што је овај метод нумерички безусловно стабилан. Са друге стране, експлицитне методе се заснивају на решењу једначине (5.7).

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} M + \frac{1}{2\Delta t} C \right)^{t+\Delta t} U = {}^t R - \left(K - \frac{2}{\Delta t^2} M \right) {}^t U - \left(\frac{1}{\Delta t^2} M - \frac{1}{2\Delta t} C \right)^{t-\Delta t} U \quad (5.7)$$

Као што се види из једначине (6.7), померања у тренутку $t+\Delta t$ се рачунају из величина израчунатих за тренутно стање (t) и претходни тренутак ($t-\Delta t$). Апроксимација коју ове методе уводе се назива апроксимација централних разлика, тј. претпоставља се линеарна промена првог извода померања (брзине), и квадратна промена другог извода (убрзања). Но, основна разлика ове методе од осталих се огледа у томе што се у другом члану са десне стране израза (6.7) појављује разлика матрице крутости и матрице маса. Ово практично значи да ће и при сингуларној матрици крутости, нумеричка шема успети да пронађе решење система у наредном инкременту времена. Ово омогућава да се одређени делови разматране геометрије потпуно одвоје услед лома на пример од остатка тела, и да то не доведе до дивергенције решења, и прекида анализе. Суштински, експлицитна анализа и нема конвергенцију или дивергенцију, тј. нема задату толеранцију коју је потребно испунити, па самим тим ни итерације унутар једног инкремента. Ово за последицу има да се решења добијена експлицитном анализом морају усвајати и посматрати критички, уз велико искуство и стручност. Смањењем инкрементна времена, добијена решења ће тежити тачном, али по велику цену трајања анализе. Стога је потребно пронаћи меру између цене и тачности анализе, и пратити одређене параметре анализе како би се могла оцијенила њена тачност.

Практичне импликације овог метода су што је временски корак у коме се рачунају једначине система далеко мањи него код имплицитних метода, и ове нумеричке шеме никада нису безусловно стабилне. Ако се уведе одређено нумеричко пригушење, максимални временски корак којим се обезбеђује стабилна анализа дат је са:

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{\max}} \left(\sqrt{1 + \xi^2} - \xi \right) \quad (5.8)$$

где је ξ део критичног пригушења у највишем облику осциловања, а ω_{\max} је фреквенција највишег тона система, тј. највиша eigen вредност система. У суштини, током нумеричке процедуре, ова вредност се рачуна за сваки елемент посебно, те се минимални инкремент времена може добити као:

$$\Delta t = \min \left(\frac{L_e}{c_d} \right) \quad (5.9)$$

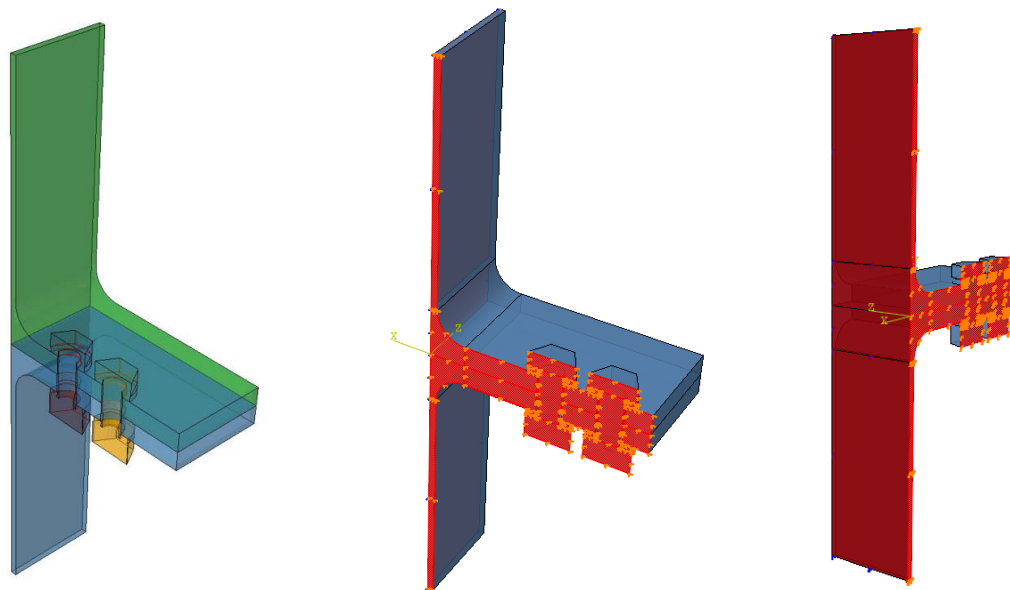
где је L_e карактеристична димензија елемента, а c_d тренутна ефективна брзина простирања таласа дилатације у материјалу.

Поменуто представља основу прорачуна експлицитне анализе и начина нумеричког израчунавања величина од интереса у разматраном систему. У нумеричкој студији која је рађена у склопу овог истраживања, коришћен је софтверски пакет ABAQUS 6.16, верзија

2016. Овај софтвер се сматра једним од најробуснијих нумеричких пакета за широки дијапазон физичких проблема. Такође, могућности овог пакета обухватају све поменуте нумеричке шеме, али због комплексности анализа које су рађене, коришћен је модул ABAQUS-а за експлицитну анализу (*explicit solver*). Један од разлога је управо велики број контакта, што представља изазов за уобичајене статичке анализе и њихову конвергенцију, посебно ако се има у виду да овај пакет има једну од најробуснијих и најбољих формулација контакта која је могућа само у експлицитној анализи. Мисли се на општи контакт (*general contact*). Но, ово није једини разлог зашто је одабран овај тип анализе за све нумеричке моделе рађене у овом истраживању. Примарни разлог је то што се приказаним нумеричким студијама тежило испитати понашање разматраних склопова до, па и након, стварног лома материјала. У свим разматраним типовима геометрија, до тог лома је долазило у завртњевима, као што је то био случај и при експерименталним испитивањима. Ипак, већина нумеричких студија на сличне теме, објављиваних и током израде ове дисертације, не укључује оштећење (*damage*) материјала, те самим тим и не може да опише стварни лом узорка. Од неколицине нумеричких студија које се баве ломом, само мали проценат њих је тај лом дефинисао сагласно експерименталним испитивањима, већ уобичајено усваја одређене препоручене параметре материјала. Овакав приступ је мање прецизан, с обзиром да се описује неки теоријски материјал, али је успут и далеко једноставнији јер дозвољава донекле произвољне параметре лома материјала, како би се постигло што боље поклапање са експерименталним резултатима. У нумеричкој студији која је представљена и објашњена у наставку овог поглавља, није коришћен овакав приступ, већ се прибегло ригорозном приступу, у коме су тестиране особине материјала, посебно оне у вези са ломом материјала, коришћене у свим моделима. Стога су и одређена одступања између експерименталних и нумеричких резултата у појединим узорцима већа. Међутим, тежило се пронажењу могућих разлога за ова одступања и њиховом објашњењу, пре него промени параметара лома материјала, на који су модели изузетно осетљиви, и тиме добијањем бољих поклапања експерименталних и нумеричких резултата.

6.1.2. МОДЕЛИ УЗОРАКА ПРВЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА

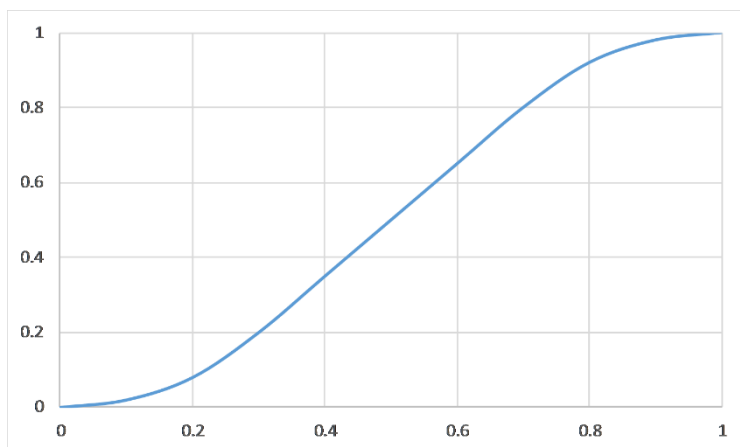
С обзиром да су различите конфигурације Т-елемената са четири завртња у реду током прве фазе експеримента испитиване у четири узорка, а померања узорка просечена између два узорка испитана истим тестом, геометријске карактеристике нумеричких модела Т-елемената су засноване на просечним вредностима измерених димензија узорка. У анексу Б дате су тачне димензије узорка, док се комплетне димензије коришћене у нумеричким моделима неће приказивати, али се напомиње да се оне заснивају на средњој вредности сваке геометријске величине измерене на четири узорка посматране серије.



Слика 6-1: Изглед модела Т-елемента (лево) и услови ослањања (средина и десно)

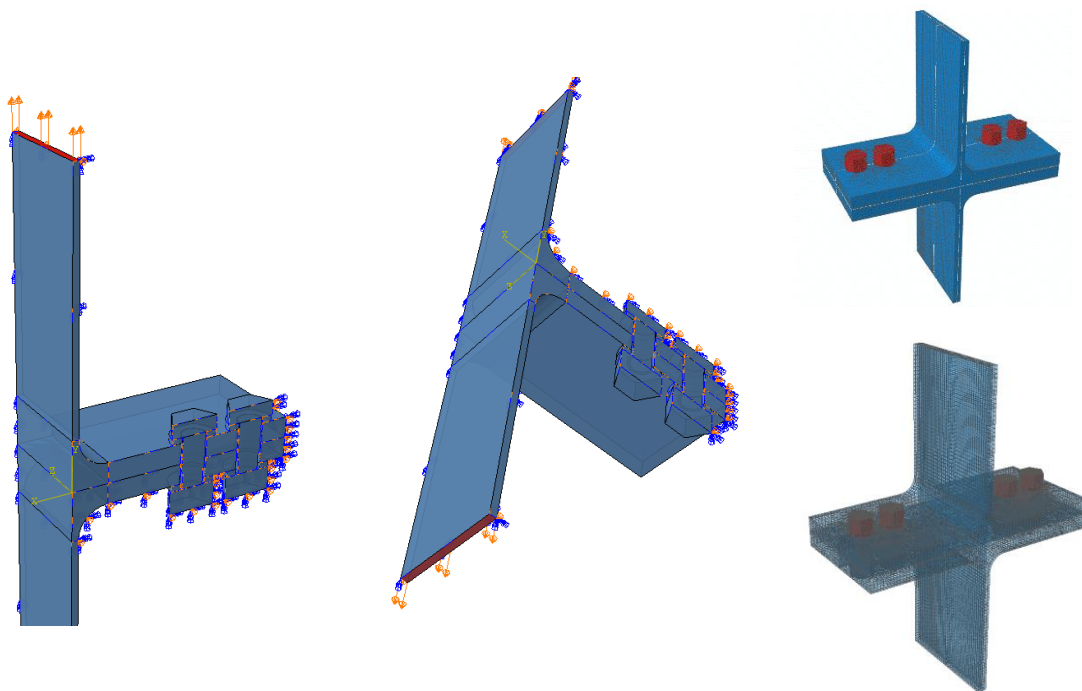
Ради смањења трајања прорачуна, симетрија узорка прве фазе је искоришћена при припреми геометрије модела. Како су узорци двоструко симетрични, моделирана је само четвртина узорка. Није било могуће моделирати само осмину узорка, из разлога што се завртњевима разликује део на страни главе од дела на страни навртке. Геометрија модела је приказана на слици 6-1. Геометрија осликава стварни експеримент и састоји се од четири дела: две четвртине Т-елемената и две половине завртњева којима су плоче Т-елемената спојене. У равнима симетрија по којима је стварни узорак подељен, у нумеричком моделу су задати симетрични контурни услови, што је приказано такође на слици 6-1.

Оптерећење модела нија задавано као спољашња сила, већ као померање, с обзиром да је и при експериментом оптерећење наносено померањем чељусти пресе, тј. размицањем ребара два Т-елемента. Генерално су нумерички модели оптерећени померањем једноставнији за решавање статичким и имплицитним шемама решавања, но ово није пресудно у експлицитној анализи. Међутим, у моделима Т-елемената померања су задата на оба Т-елемента подједнако, јер у случају повлачења само једног елемента (док је други непокретно ослоњен на крају ребра) долази до израженијих динамичких ефеката приликом проласка таласа дилатације од врха горњег до дна доњег Т-елемента. Стога су усвојена два контурна услова на пресеку врха ребра (слика 6-1) на доњем и горњем Т-елементу, којима је задато управно померање, једнаког износа за обе површине. Промена задатог померања по времену је у облику функције дате на слици 6-2, која је у ABAQUS-у названа *smooth step*. Линеарна промена померања кроз време би довела до великих инерцијалних сила на почетку корака оптерећења, док се оваквом функцијом, тј. амплитудом, инерцијалне силе минимизирају. На слици 6-2 вредност амплитуде узима вредности од 0 до 1, током првих 1 секунд анализе.



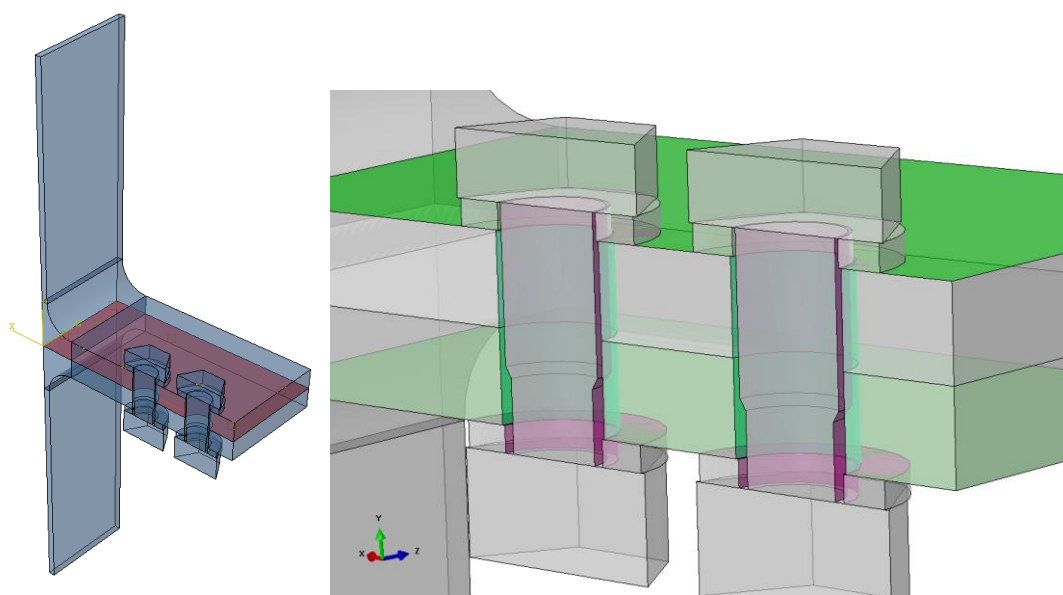
Слика 6-2: Smooth-step функција задатог померања по времену

Амплитуда се множи са задатим померањем, које је варирано кроз анализе, зависно од дебљине плоче Т-елемента и димензије m . Са друге стране, све анализе су трајале 1 секунд псеудо-времена. С обзиром да ефекат брзине дилатације није моделиран, овако кратко време не представља проблем у смислу у коме би представљао да је стварни експеримент вршен са овако великом брзином дилатације. Чак је стабилни инкремент времена и за овако малу дужину трајања деформације толико мали, да би компјутерски прорачун таквог модела трајао неколико дана. Стога се експлицитна анализа убрзава вештачким повећањем масе модела, како би се повећао највећи стабилан инкремент времена. Ова функција се назива *mass scale*.



Слика 6-3: Површине на којима је задато померање и изглед комплетних узорака добијених пресликавањем преко равни симетрије (десно: горе без мреже, доле са приказом мреже)

У свим нумеричким анализама коришћено је скалирање масе фактором између 15000 и 22000. Скалирање је вршено на почетку корака, а износ је зависио од узорка, тачније од максималном померања до лома, тако што су за већа померања коришћени мањи фактори скалирања. Вештачко повећање масе има предност скраћења времена потребног за прорачун модела, али и ману повећања динамичких ефеката, сразмерно величини овог фактора. Како би се контролисали динамички ефекти уведени овим скалирањем, неопходно је пратити однос кинетичке и унутрашње енергије система. Устаљено је мишљење да је решење статичког проблема је задовољавајуће прецизно када је кинетичка енергија у свим тренуцима псеудо-времена мања од 5% унутрашње енергије. Ипак, ова толеранција је превише велика, те је у свим анализама кинетичка енергија система задржана испод 1% унутрашње енергије. Из овог критеријума су одређени фактори скалирања масе.

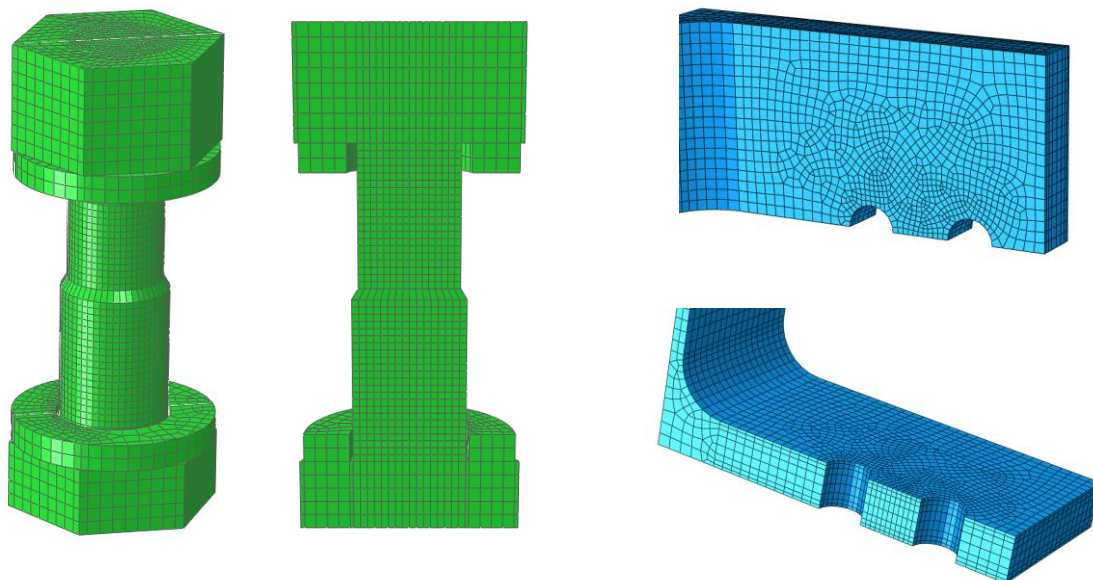


Слика 6-4: Површине контакта – издвојени *surface to surface* (лево) и генерални контакт између осталих додирних површи (десно)

Као што је поменуто, у моделима је коришћен алгоритам општег контакта (*general contact*) омогућен само у експлицитној анализи. Он подразумева контакт свих површина са самим собом, као и са свим површинама осталих делова у склопу. За нормални правац контакта усвојен је тзв. „*hard*“ контакт, који подразумева да нема преноса силе између површина ако није остварен контакт, да нема ограничења силе која се може пренети контактом и да је пенетрација једне површине у другу спречена или ригорозно или апроксимативно (зависно од дефиниције). Поред управног правца, дефинисаним контактом је обезбеђен и пренос сила у тангенцијалном правцу, усвајајући трење између површина, и коефицијент трења од 0,3. На слици 6-4 су приказане све површине које су у контакту међусобно. На левој делу слике су назначене належуће површине плоча Т-елемената, које су издвојене у посебну дефиницију контакта (*surface to surface, general contact*) како би се резултати овог појединачног контакта могли посматрати издвојено. Ово је урађено

како би се резултати сила услед ефеката полуге, које се јављају између назначених површина, могли засебно снимати.

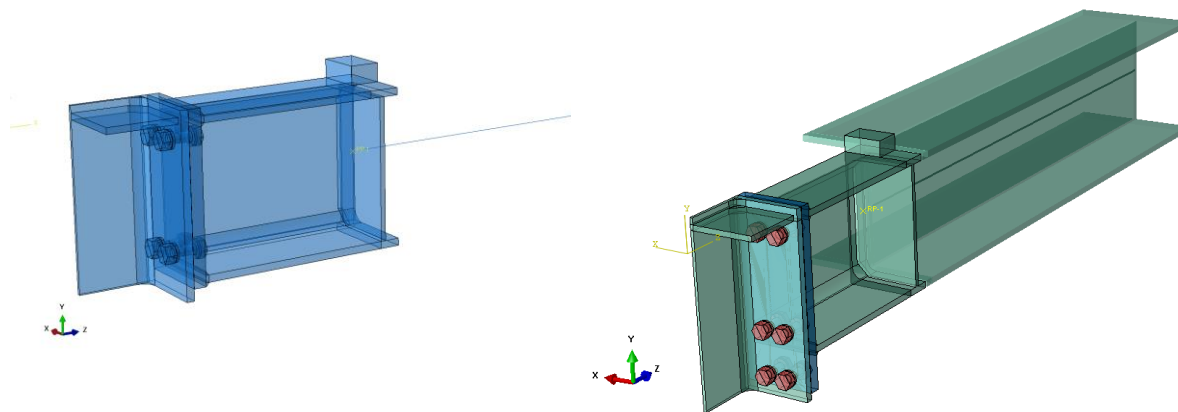
Коначно, мрежа коначних елемената за модел дебљине плоче од 19 милиметара је приказана на слици 6-5. Као што се види са слике, геометрија завртња је моделирана на начин предложен од стране Wu et al. у [221], тако да је део са навојем моделиран као цилиндричне површине пресека једнаке испитној површини завртња A_s . На овај начин могуће је моделом симулирати и граничну носивост завртња и крутост завртња. Сложенији модел какав је коришћен у [156], [221] који обухвата и навој није коришћен из два разлога. Први је што током експеримента није ниједном дошло до свлачења навоја са тела завртња, нити је сматрано да би моделирање навоја значајније утицало на резултате. Са друге стране број коначних елемената би у том случају био драстично увећан, а с обзиром на број анализа које су рађене, фактор трајања анализе је био од великог значаја. Други разлог се огледа у томе што се геометрију завртња са навојем могуће дискретизовати само тетраедарским КЕ, веома различитих величина, што опет дефиницију оштећења која је везана за карактеристичну димензију елемента компликује и чини драстично непрецизнијом. Исти разлози су утицали и на то да се за тип коначног елемента бира хексаедарски C3D8R. Овако се геометрија дискретизује са минималним бројем КЕ, а да су њихове димензије уједначеније. Ово је посебно битно за геометрију завртња, с обзиром да лом свих узорака настаје ломом завртња. Поменути коначни елемент је линеарни елемент хексаедарског облика, са редукованом интеграцијом. Иако линеарни, уз довољно густу мрежу, овај елемент је адекватан за овакав тип анализа, а мрежа је регуларна и без дисторзираних елемената. Величина елемената на телу завртња је приближно једнака 1x1x1 милиметар, док је величина елемената на Т-елементу глобално 4x4 милиметара, са прогушћењима у области рупа. Број елемената по обиму рупе је 28 елемената. Такође, за дебље плоче (14 и 19mm) усвајано је 8 елемената по дебљини плоче, ток је за плоче дебљине 10mm усвајано 6 елемената. Ови елементи су различитих дебљина, односно елементи уз горњу и доњу површину плоче су три пута мање дебљине од елемената у средини дебљине плоче ($bias=3$). Коначни елементи су овако распоређени како би се што пластификација материјала плоче услед савијања плоче била што раније забележена, с обзиром да је интеграциона тачка у средини елемента.



Слика 6-5: Мрежа коначних елемената на завртњевима (лево) и Т-елементу (десно)

6.1.3. МОДЕЛИ УЗОРАКА ДРУГЕ ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА

Све што је речено за нумеричке моделе Т-елемената важи и за моделе комплетних веза, тј. нумеричке моделе којима је симулирана друга фаза експерименталног испитивања. Овде се првенствено мисли на коришћени тип анализе, коначних елемената, репрезентацију геометрије завртња и величини мреже контакних елемената. Како је геометрија узорка друге фазе експеримента далеко већа од самих Т-елемената, а величина коначних елемената је задржана (бар у завртњевима) број коначних елемената је далеко већи у овим моделима, па је и потреба за коришћењем различитих симетрија далеко већа и неопходнија. Сам прорачун једног модела траје преко 12 сати на радној станици са осам процесора и 32 GB RAM меморије. А ради се у суштини о четвртини везе, тј. искоришћене су ове равни симетрије, како би се смањио број КЕ. Геометрија модела је приказана на слици 6-6. Све димензије су упросечене измерене димензије узорка.

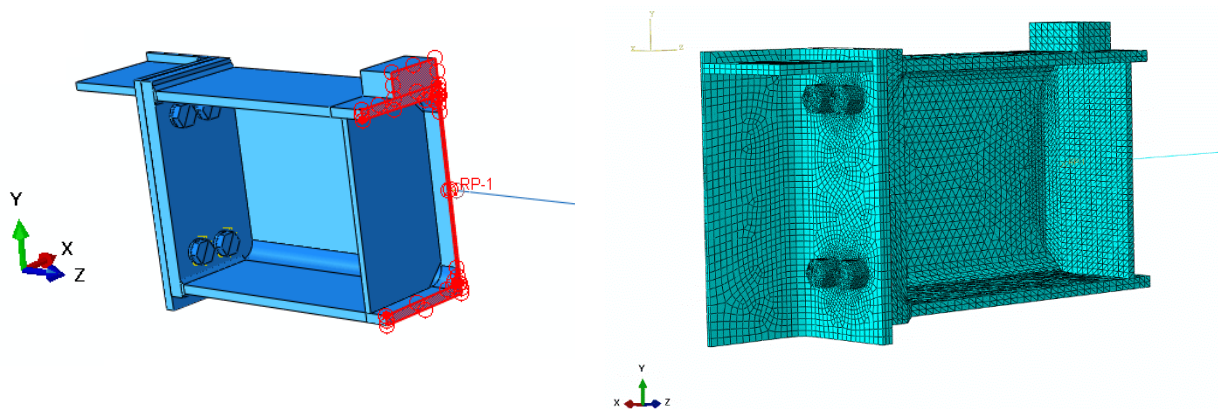


Слика 6-6: Геометрија нумеричких модела целих веза F (лево) и P (десно)

Моделирана је четвртина стуба, са два гранична услова симетрије на својим пресецима. Греда са чеоном плочом је моделирана као једна половина подељена по средини ребра где је постављен гранични услов симетрије око X осе. Тродимензионалним КЕ је моделиран део греде до места уноса силе, а део греде између места силе и ослонаца греде је моделиран као линијски елемент попречног пресека једнаког пресеку греде. Ово се види на слици 6-6, где су на левој слици шематски приказани линијски елементи којима је репрезентована греда ван везе, док је на десном делу слике укључен приказ придруженог пресека греде. У суштини ово није морало бити моделирано, већ је на крају дела греде могао бити нанет само момент. Ипак, желело се испитати да ли унос силе на растојању од око 30 сантиметара од чеоне плоче прави неке локалне ефекте. Показало се да не изазива, и да је модел могао бити без линијског елемента, већ само оптерећења у облику момента савијања на том месту греде.

Сви материјали у моделу су репрезентовани у складу са испитаним својствима материјала. На десном делу слике 6-6 по бојама су приказани различити материјали коришћени у нумеричким симулацијама. Три различита материјала су коришћена: материјал плоче, материјал завртњева, и материјал греде и стуба.

Услови ослањања су поред поменутих услова симетрије на стубу и греди само непокретни ослонац на крају линијског коначног елемента. Тако да је уз коришћење симетрије, експериментална поставка симулирана крајње реалистично. Треба и додати да је линијски елемент спојен са површином пресека греде на крају тродимензионалне геометрије греде на следећи начин. Прво је пресек греде (слика 6-7 лево) круто везан (constraint, type: rigid) за референтну тачку која се налази на средини висине ребра, па је потом референтна тачка везана за крај гредног линијског елемента намећући исте кинематичке услове (constraint, type: kinematic coupling).



Слика 6-7: Веза линијског КЕ са 3D-КЕ (лево) и мрежа КЕ за модел везе F

Густина мреже модела везе P је приказана на слици 6-7. Мрежа КЕ завртњева је готово идентична мрежи која је коришћена у моделима T-елемената, и приказана на слици 6-5.

6.1.4. РЕПРЕЗЕНТАЦИЈА МАТЕРИЈАЛА У НУМЕРИЧКИМ МОДЕЛИМА

Претходно потпоглавље у коме је описано креирање модела у софтверу представља само мали део фазе моделирања. Суштински део припреме модела, ако се желе постићи резултати који су у сагласности са експерименталним, састоји се из прецизне дефиниције материјала. Како би се ово постигло, неопходно је претходно испитати материјал, што је у овом истраживању детаљно одрађено и приказано у анексу Ц.

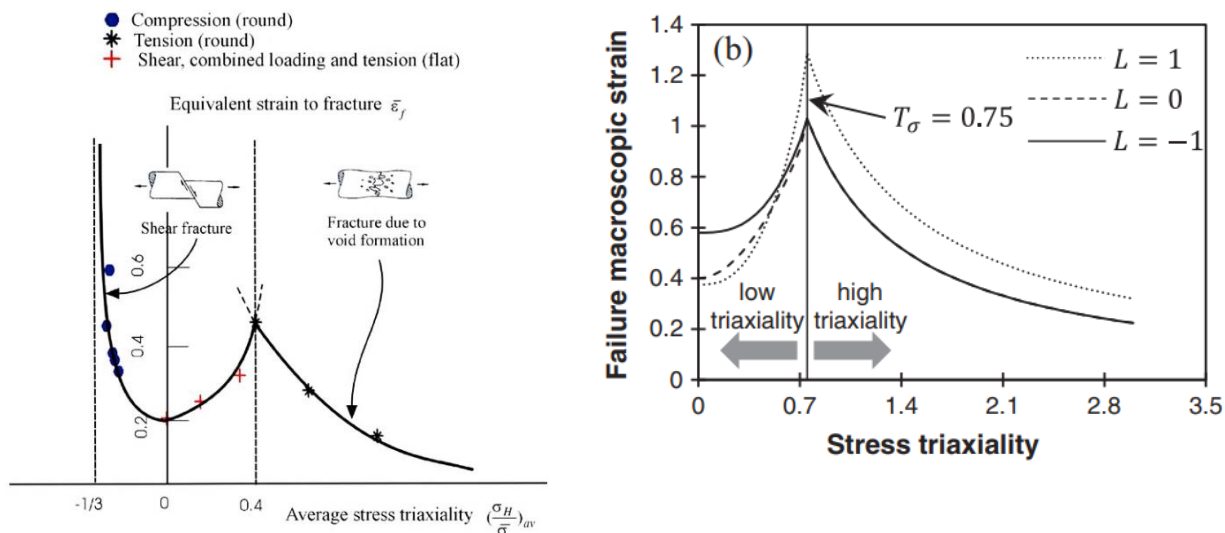
Материјал се у софтверу ABAQUS представља са неколико различитих особина, зависно од тога који се феномени понашања материјала желе моделирати. Тако је првенствено задаје специфична тежина материјала, с обзиром да је анализа била динамичка, с свим моделима. За све материјале коришћена је специфична тежина од 7860 kg/m^3 . Даље, еластичне особине материјала су задате преко Јанговог модула еластичности и Поасоновог коефицијента. У свим моделима за вредност Поасоновог коефицијента усвојено је 0,3, док је за Јангов модул еластичности задавана средња вредност добијена тестовима материјала. Ове вредности су углавном уједначене и крећу се између 204 GPa и 210 GPa. Даље, особине материјала у пластичној области задају се кроз скуп вредности стварних напона за дате пластичне дилатације. Ово практично значи да се правило ојачања задаје као мулти-линеарно. Постоји могућност избора изотропног, кинематичког, Johnson-Cook-овог или мешовитог ојачања. Усвојено је изотропно ојачање, иако овај избор за монотонно оптерећење није од никаквог значаја. Вредности стварних напона и стварних дилатација израчунати су према изразима дати једначином 2.13. С обзиром да су сви материјали испитани у довољном броју узорака (епрувета), правило ојачања је са великом поузданошћу прецизно репрезентовано у свим нумеричким моделима, и коришћено је између 20 и 35 тачака правила ојачања, како би се понашање материјала представило што прецизније. Многи истраживачи користе поједностављена правила, која су билинеарна (попут оног које подразумева Еврокод) или евентуално три-линеарна. Овакав избор доводи до различитих крутости материјала у фазама већих пластичних дилатација, те у компликованом систему, са бројним контактима, попут разматраног, трансфер оптерећења може значајније одступати од стварног. С обзиром да је од интереса у представљеним анализама и тачна позиција резултате контакта између плоча Т-елемената (крак сила услед ефеката полуге), сваки материјал је веома детаљно представљен у нумеричким моделима.

Међутим, као што је у поглављу 4.2.2 описано, јасна релација између стварних напона и стварних дилатација се може добити из теста затезањем само до тренутка стварања врата на епрувети. Овај тренутак је везује за максимални ефективни напон. Након тог тренутка, тј. за веће дилатације, не може се одредити вредност стварног напона. Такође, од тог тренутка при даљем деформисању материјала наступа оштећење материјала. Оштећење материјала је стваран процес у диктилним материјалима, попут уобичајених челика без макроскопских грешака и прслина, у коме долази до нуклеације мирко-шупљина. Стога су особине оштећења контролисане растом и коалесценцијом (срастањем) ових

шупљина, све до настанка потпуног лома. Као резултат, материјал омекшава, тј. модул еластичности се смањује, а паралелно се одвијају ојачање и оштећење. Ово надметање између ова два феномена се завршава надјачавањем оштећења над ојачањем, и у том тренутку се појављују видљиве прслине и долази до лома материјала [173]. Као што је већ поменуто, триаксијалност напона и величина пластичне дилатације играју велику улогу у овом процесу. Постоје различити приступи описа овог механизма, од којих микромеханички модели представљају најбољи. Треба рећи да се и механика лома бави истим проблемом, али она проблем разматра методологијом која подразумева постојање прслине, и фокусира се на локално понашање и пропагацију ове прслине, што није прикладно за разматрање лома на структуралном нивоу [124]. Много прикладнији приступ је механике оштећења у континууму (*continuum damage mechanics* – CDM). Ипак, иако прикладан за коришћење у методи коначних елемената и посебно у анализама и којима се КЕ могу брисати, тј. избацити из мреже (*element deletion*), овај приступ је у свом начелу апроксимативан, и представља одређену осредњену репрезентацију оштећења материјала. Према CDM, оштећење није повезано са специфичним микро механизмима лома, већ ефекте оштећења урачунава у одговор материјала на макроскали. У оваквом приступу, оштећење је једна од термодинамичких варијабли која утиче на крутост материјала и напослетку, спрам коришћене формулације, и на површ текућа материјала. Пионери овог приступа су Lemaitre [124], Rice и Tracey [174], Hancock и MacKenzie [75] и Johnson и Cook [92].

Практично посматрано, оштећење почиње у тачки n радног дијаграма, и потом расте непознатим правилом, до вредности оштећења која се зове критично оштећење D_{cr} , након чега долази до тренутног лома материјала, тј. вредност оштећења нагло скаче и узима вредност 1. Уз помоћ методе коначних елемената, не би био посебан проблем итеративно открити функцију раста оштећења, када би се знала функција стварног напона, међутим, пошто ни она није позната, могућа су само претпостављена решења која дају одговарајући одговор.

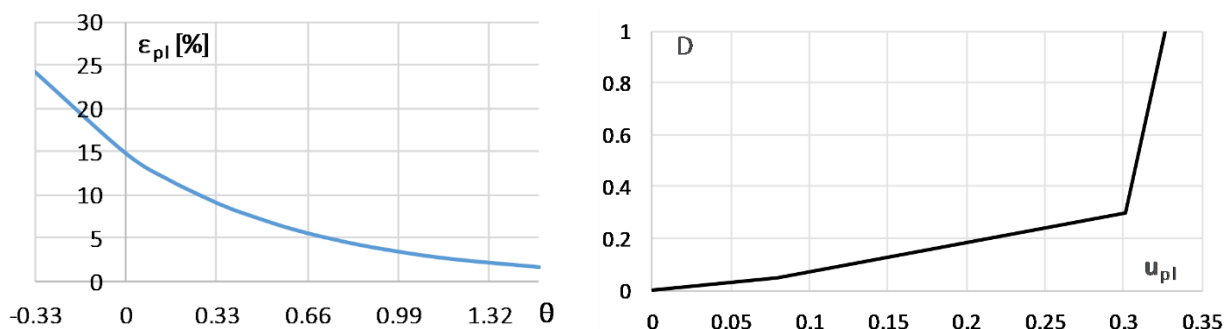
Критично оштећење, D_{cr} , са друге стране, према Lemaitre-у износи између 0,2 и 0,8, док Vonora [19] предлажући кинематички закон еволуције оштећења везује вредност D_{cr} за параметар α који треба одредити за специфичан материјал, али у недостатку овог параметра, предлаже вредности између 0,45-0,65. Lemaitre предлаже и израз за еволуцију оштећења, па самим тим и за D_{cr} под претпоставком да су све поре исте величине, као и да постоји само раст пора, али не и нуклеација. Суштински постоје разлика лома, па и еволуције оштећења формулисаном CDM теоријом, зависно да ли до коалесценције пора долази пластичном нестабилношћу међу-порних лигамената или растом пора све до њиховог спајања (*void impingement*). У теорији, D_{cr} би требало да буде једнако 1,0 за чисто дуктилне материјале, но у стварним материјалима услед присуства инклузија и процеса локализације у микроструктури, комплетан лом настаје пре потпуне ерозије нето пресека који преноси силу [19].



Слика 6-8: Зависност еквивалентне дилатације при лому од триаксијалности напона у алуминијумској легури [14] (лево) и челику ASTM A992 [103] (десно)

Даље, проблем прецизне дефиниције оштећења материјала је и у томе што дилатација на којој се јавља критично оштећење, тј. дилатација лома ϵ_f , снажно зависи од триаксијалности напона (θ). Једни од првих коју су на основу експерименталних резултата дали предлог зависности пластичне дилатације лома ϵ_f од триаксијалности напона су Rice и Tracey [174], предлажући експоненцијалну зависност, дату једначином 2.21. Веома важно истраживање из ове области објавили су Вао и Wierbicki [14], у коме су експериментално показали да дилатација лома на дијаграму θ - ϵ_f има скок на одређеној вредности триаксијалности напона, негде између вредности 0,33 и 1. Њихова крива приказана је на слици 6-8, и на њој је назначено да две криве практично описују два типа лома у материјалу. При већим вредностима триаксијалности, лом настаје услед раста пора, док при мањим долази до смичућег лома (декохезије при смицању) за негативне вредности триаксијалности, и комбинација смичућег облика и раста пора за мање позитивне вредности θ . Они су испитивали алуминијумску легуру 2024-T351, и вредност скока криве θ - ϵ_f се за ту легуру налази на $\theta=0,4$. Kiran и Khandelwal [103] су на основу експерименталних испитивања зависности θ - ϵ_f за амерички челик ASTM A992, извели нумеричку студију и показали да се за овај челик дисконтинуитет криве (скок) налази на вредности $\theta=0,75$. Овај материјал је најсличнији европском челику S355. Према њиховој студији, дисконтинуитет криве θ - ϵ_f настаје услед разлике у лому на микро нивоу, где се за мање триаксијалности лом одвија елонгацијом (издужењем) микро-пора, док се за веће вредности он развија дилатацијом, тј. растом пора. Сва испитивиња се слажу у понашању материјала при негативним вредностима триаксијалности. Резултати тестова сабијања цилиндра су показали да постоји одсечак (граница) θ - ϵ_f криве при вредности триаксијалности напона од -0,33, испод које лом неће уследити ни за коју вредност еквивалентне дилатације [19].

Како не постоји ниједно овакво истраживање са европским челицима, није било другог начина, него усвојити модел који су предложили Rice и Tracey. За тип оштећења коришћен је модел дуктилног оштећења (ductile damage model), који је уједно и најкоришћенији модел оштећења у истраживањима. Постоје и други имплементирани модели, од којих је вероватно најопштији Johnson-Cook модел, али је за његову имплементацију (у случају када се не посматра утицај брзине дилатације и температуре) потребно калибрисати три параметра, што је немогуће постићи уколико је материјал тестиран до лома при само једној вредности триаксијалности. Међутим, сам модел дуктилног лома је сасвим задовољавајући. У њему је могуће дефинисати пластичне дилатације за различите величине триаксијалности при којима долази до почетка оштећења. Ово није еквивалентно претходно сумираним истраживањима, код којих је утврђивана зависност дилатације лома од триаксијалности, али се може претпоставити да ће еволуција оштећења бити иста при свим стањима напона, те да ће се дефинисањем различитих дилатација почетка оштећења довољно прецизно симулирати и разлика дилатације лома. Дилатацију на почетку оптерећења је могуће израчунати из радног дијаграма тестираног материјала, и потом према једначини 2.21, а за вредност $\beta=1,5$, пронаћи вредности дилатације на почетку оштећења за остале вредности θ . Ипак поставља се питање којој вредности θ придружити измерену дилатацију при почетку оштећења. С обзиром да лом почиње у центру нето пресека епрувете, ову триаксијалност је могуће израчунати на два начина. Први начин је према препорукама Bridgman-а, а други је читавајући триаксијалност у одговарајућим коначним елементима из нумеричког модела којим је симулиран затежући тест. За материјал завртњева (чије су карактеристике оштећења од највеће важности, и чији ће параметри материјала надаље у тексту бити једини приказани) вредности θ по Bridgman-овој формули у оси узорка су 0,50, док је осредњена вредност добијена нумерички 0,567. У нумеричким симулацијама коришћена је вредност од 0,533. Тако је за материјал завртњева добијена крива приказана на слици 6-9.



Слика 6-9: Моделирана зависност почетка оштећења од триаксијалности (лево) и еволуција оштећења (D) у функцији пластичног померања KE величине 1mm

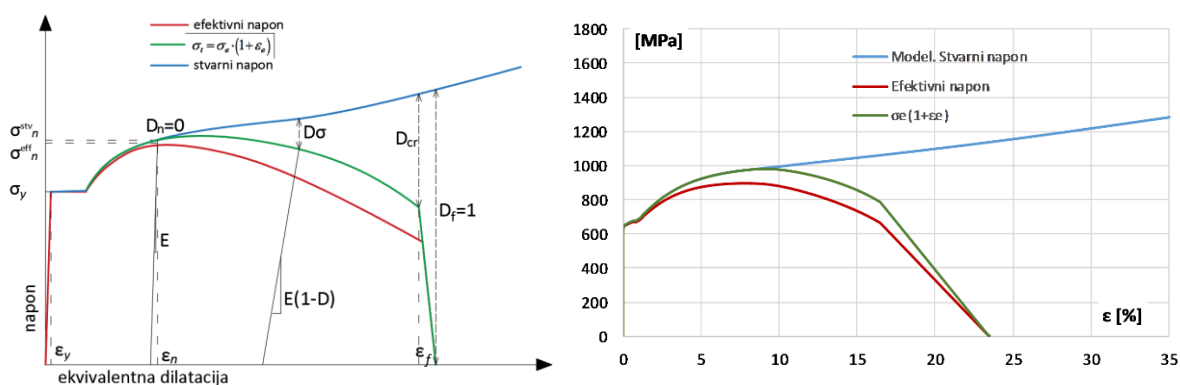
Еволуција завртњева се задаје као померање изазвано пластичном дилатацијом коначног елемента након почетка оштећења. Тако да се померање које одговара потпуном оштећењу ($D=1$) добија као производ дужине елемента у правцу дилатације и разлици

дилатација ϵ_f и ϵ_n . Овако дефинисано оштећење служи како би се оно уједначило између коначних елемената и утицај нерегуларне мреже умањио. То значи да се за сваки елемент еквивалентна пластична дилатација при лому износи:

$$\int \dot{\epsilon}_{elem}^{pl} = \frac{L_e \epsilon_f^{zadato}}{L_{e,elem}} \quad (5.10)$$

Основни проблем оваквог приступа је што се вредност оштећења задаје у функцији издужења (померања) коначног елемента који има карактеристичну дужину једнаку просечној карактеристичној дужини, која уопштено није позната ономе ко моделира. Генерално, овакав приступ даје много боље резултате у случају уједначене мреже КЕ. Такође, када се пронађу вредности еволуције оштећења за једну мрежу (или прецизније за једну просечну карактеристичну дужину елемента мреже) ти подаци се не могу користити за другу мрежу. Приказ еволуције оштећења за материјал завртњева дат је на слици 6-11, за мрежу хексаедарских линеарних коначних елемената веома уједначених димензија, које су приближно 1x1x1mm.

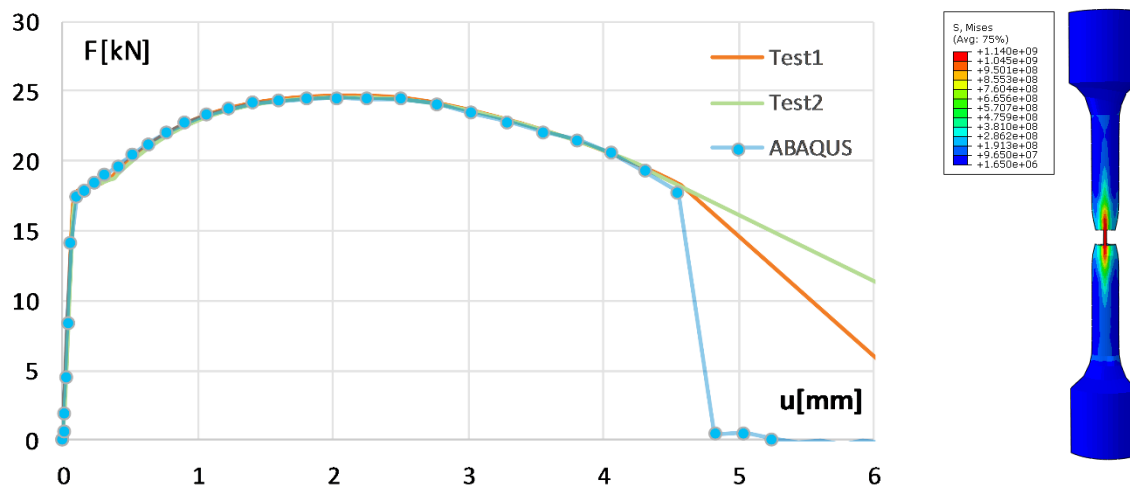
Да би се дошло до еволуције оштећења, коришћен је приступ који су предложили Zhanо и Li [233], тј. итеративно су одређиване вредности оштећења за различите нивое пластичне деформације, док се резултати модела епрувете нису поклопили са резултатима изведеног затежућег теста. Под резултатима се мисли на однос силе и померања крајњих тачака испитне дужине епрувете. При овоме, неопходно је претпоставити стварни напон након тачке n, што је урађено делимично према препорукама Павловића и сарадника [158]. Дијаграм коришћених вредности стварних напона приказан је на слици 6-10, заједно са ефективним напонима. На апсциси овог дијаграма приказане су стварне дилатације материјала епрувете.



Слика 6-10: Дијаграм стварних напона и оштећења: уопштено (лево) и за материјал завртњева (десно)

Уз паралелно коришћење и зависности θ - ϵ_f дате на графику на слици 6-9, вредност параметра оштећења је итеративно мењана док се није добило глобално понашање приказано на слици 6-11. На графику је приказан одговор модела и два од четири теста.

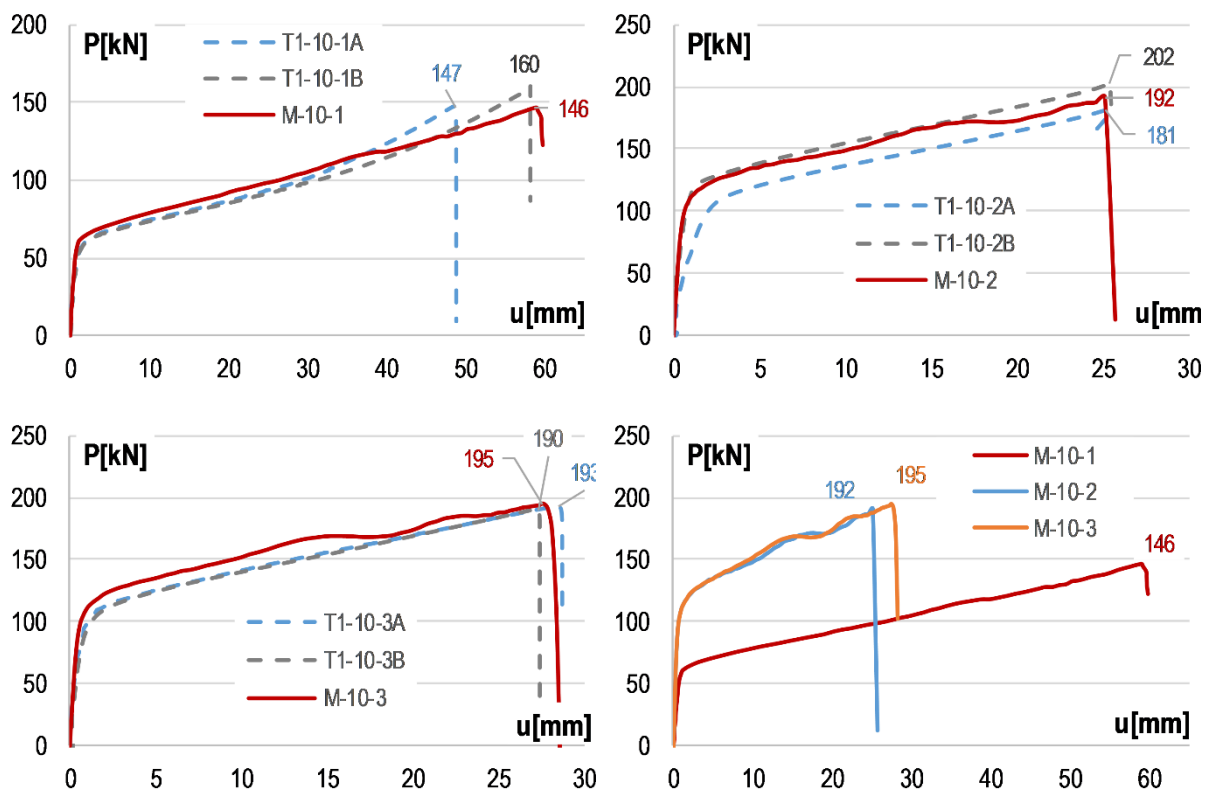
Друга два теста су имала незнатно другачији попречни пресек епрувете од оног моделираног, па из тог разлога, али и разлога прегледности, нису приакана на овом графику.



Слика 6-11: Поређење зависности сила-померање модела епрувете и изведеног теста

6.2. ПОРЕЂЕЊЕ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ РЕЗУЛТАТА И НУМЕРИЧКИХ АНАЛИЗА

Како би се валидирани нумерички модели, у овом поглављу приказана су поређења нумерички срачунатих кривих сила-померања Т-елемената са експериментално утврђеним кривама. С обзиром да је моделирана геометрија Т-елемента која одговара просечним димензијама једне серије узорака, и очекивано је да се резултати нумеричких и експерименталних студија донекле разликују. Код испитиваних узорака најмање варијације су измерене у дебљини плоче Т-елемента, док су највеће варијације биле у геометрији рупа, и последично у димензији m Т-елемента. Од свих серија, одступања димензије m (растојања унутрашњег завртња од претпостављеног пресека пластичног зглоба у плочи уз ребро) између узорака исте серије су најмања код серија Т1-10 и износе просечно $\pm 1,3\%$. Самим тим, и одступања нумеричких резултата у овом износу су очекивана. Други највећи извор разлика између нумеричких и експерименталних резултата је у материјалу завртњева чији лом контролише максимално померање и максималну силу које Т-елемент преноси. Ове разлике су последица две непознанице у вези са материјалом завртњева. Прва је што материјал завртњева свакако варира између појединачних завртњева, чак се и европским документима помиње вредност коефицијента варијације C_v од 0,05, док је друга непознаница зависност $\theta-\epsilon_f$ за материјал завртњева, што је детаљно објашњено у претходном поглављу.



Слика 6-12: Поређење нумеричких и експерименталних резултата Т-елемената дебљине плоче 10mm

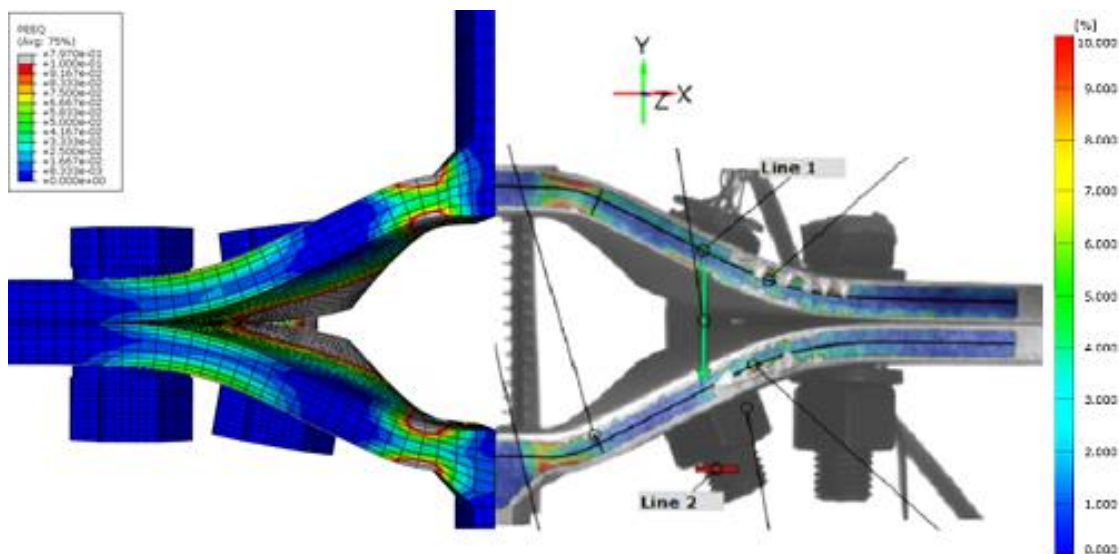
На слици 6-12, дата су поређења нумеричких и експерименталних зависности силе и померања Т-елемента за све серије класе Т1-10. Нумерички резултати су обележени почетном словном ознаком М како би се разликовали од експерименталних, док остале ознаке прате номенклатуру усвојену при експерименталном испитивању. Четврти дијаграм приказује све три нумерички израчунате криве заједно, како би се оне међусобно могле лакше поредити.

Табела 6-1: Нумеричко поређење резултата експеримента и нумеричких симулација за серију Т1-10

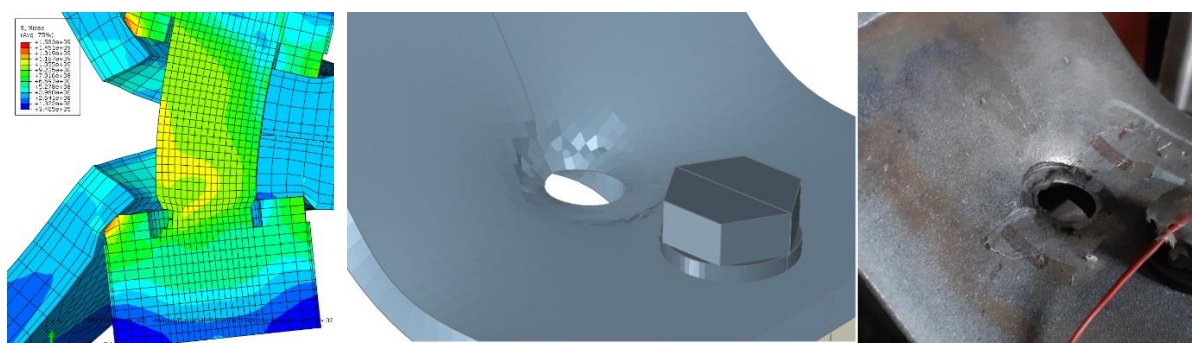
Ознака узорка	$P_{max, FEM}$ [kN]	$P_{max, EXP}$ [kN]	$\Delta P = P_{FEM} / P_{EXP} - 1$	Δu [mm]	Δu [%]
T1-10-1	146	147-160	-0.7 %	+1.0	+1.7 %
T1-10-2	192	181-202	0 %	0	0 %
T1-10-3	195	190-193	+1.0 %	0	0 %

У табели 6-1 су бројчано изражена поређења експерименталних и резултата добијени методом коначних елемената у софтвер ABAQUS. Као што се примећује из приказаних вредности, максимална одступања носивости Т-елемената у тренутку лома се разликују за највише један проценат, што представља изузетно поклапање. Такође, поредећи и померања Т-елемента при лому, у два од три случаја померања израчуната нумерички су

унутар граница измерених тестовима. Модел М-10-1 има свега 1,7% веће померање при лому од максималног забележеног на тесту исте серије.



Слика 6-13: Поређење нумеричког модела и тестираног узорка T1-10-2A



Слика 6-14: Утискивање подлошке у плочу T-елемента услед великих деформација плоче код узорка T1-10-1A

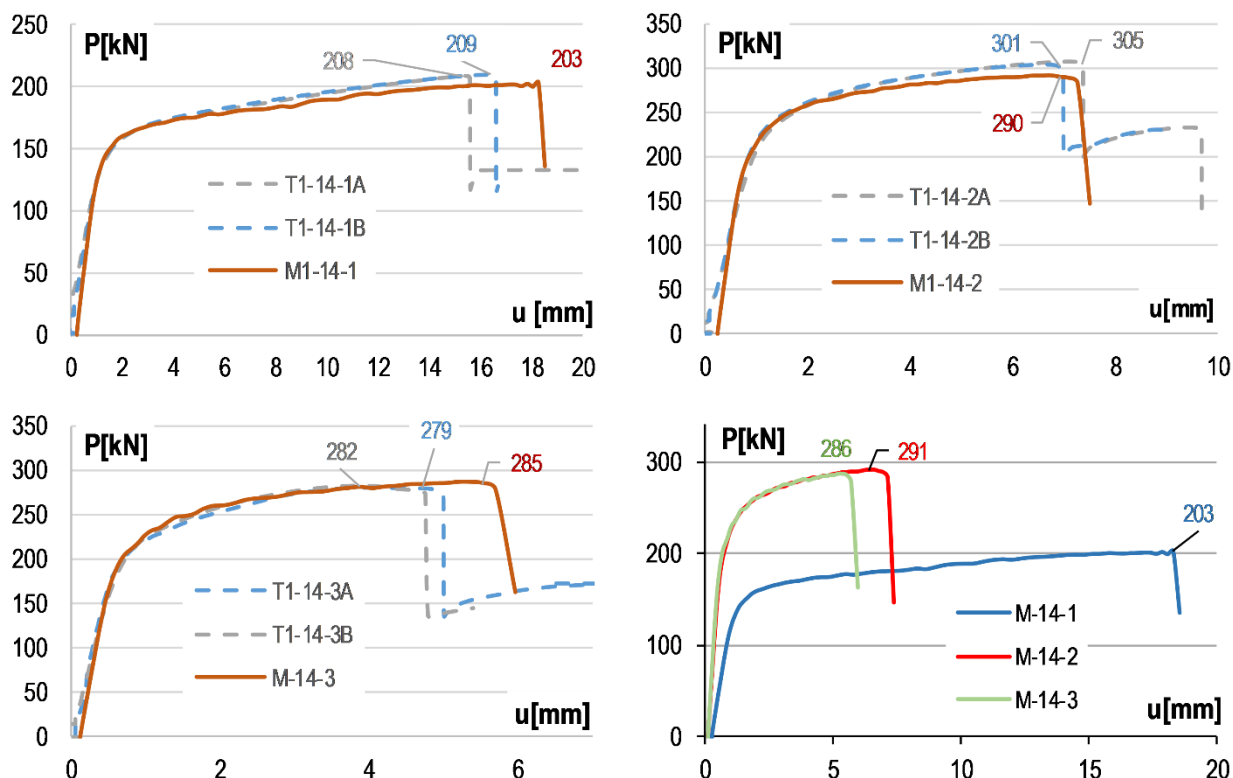
Поређење еквивалентних пластичних дилатација на крају плоче T-елемента за нумерички модел М-10-1 и узорак T1-10-2A је представљено на слици 6-13. Легенда на обе слике је истог распона, те исте боје означавају приближно исте величине еквивалентне дилатације. Десна страна слике приказује резултате добијене ARAMIS-ом, те из тог разлога не постоје резултати на самој ивици плоче, јер регион од интереса (РОИ) не обухвата овај део због лошег квалитета шаблона тачака на тим местима. И поред тога, уочљиво је одлично подударање дилатација код нумеричког модела и тестираног узорка. Треба нагласити да подударање пластичних дилатација снажније сведочи о прикладности нумеричког модела од подударања силе или померања целог T-елемента. Другачије речено, ови резултати потврђују не само добру процену вредности функције померања, већ и добру процену њених извода, што заједно чини веома добар доказ валидности нумеричког модела.

На слици 6-14 приказани су резултати специфичног понашања узорака са најтањим од испитиваних плоча. Већ је у приказу експерименталних резултата поменуто уочљиво утискивање подложних плочица унутрашњих завртњева у материјал плоче Т-елемента. Ово је из перспективне методе коначних елемената веома комплексно понашање које је тешко уште симулирати, из разлога што се ово утискивање врши у зони контакта, и што је нумеричким симулацијама генерално тешко спречити пенетрацију једне површине у другу на месту контакта. Из резултата на слици 6-14 види се да је ово понашање веома добро репрезентовано нумеричким симулацијама, јер не постоји пенетрација, а подложна плочица која је направљена од челика веће чврстоће се (иако уз озбиљне дилатације) утискује у плочу. Утиснути облик није идеалан круг, што није ни за очекивати с обзиром да коначни елементи у тој зони плоче нису довољно мали како би се такав облик могао формирати, али је приказани деформисани модел такође доказ изузетно прецизне симулације. Ово је могуће првенствено из разлога прецизне дефиниције материјала у моделу и поменуте робусне формулације контакта (general contact) у експлицитној анализи софтвера ABAQUS.

Валидација модела Т-елемента са плочом номиналне дебљине 14 mm (стварна дебљина је моделирана као просечна измерена и износи 13,95 mm) представљена је на слици 6-15. У табели 6-2 приказана су бројчано изражена поређења нумеричких и експерименталних резултата. Посматрано према максималној сили коју преноси Т-елемент пред сам лом унутрашњег завртња, нумерички резултати одступају за највише 3,6%, што се опет може сматрати изузетно прецизном проценом отпорности. У случају модела М-14-1 и М-14-3 нумеричка симулација даје већа померања при лому Т-елемента. Ова разлика достиже 10% код серије 14-1.

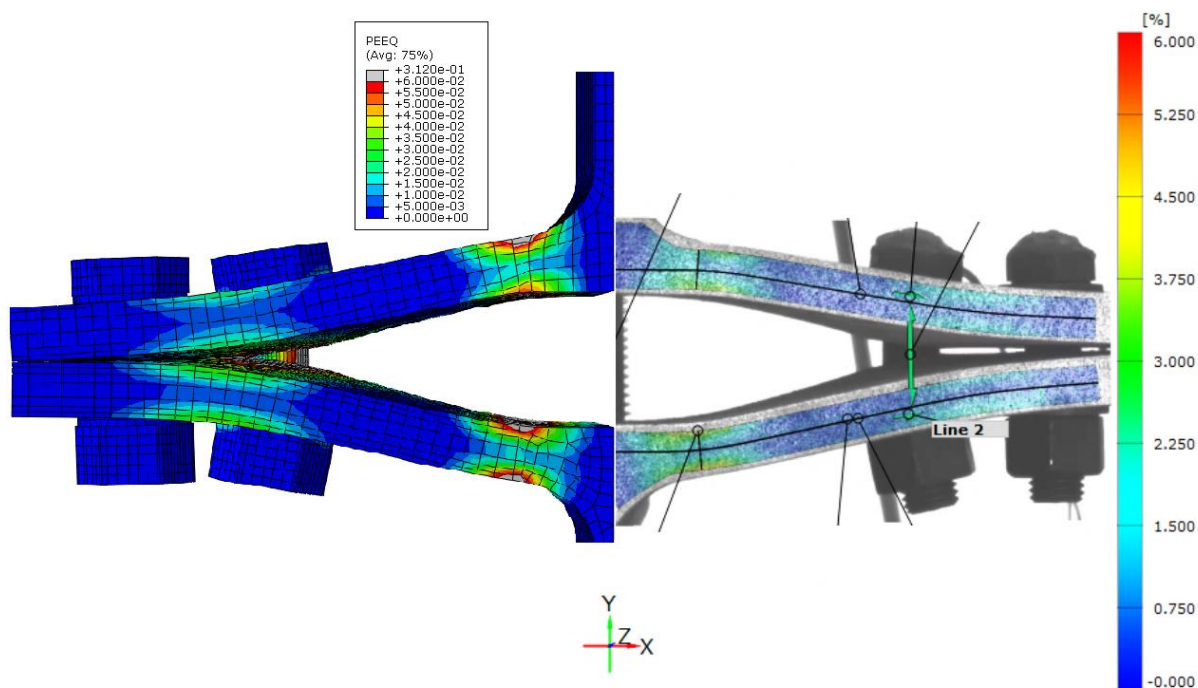
Табела 6-2: Нумеричко поређење резултата експеримента и нумеричких симулација за серију Т1-14

Ознака узорка	$P_{\max, FEM}$ [kN]	$P_{\max, EXP}$ [kN]	$\Delta P = P_{EXP} / P_{FEM} - 1$	Δu [mm]	Δu [%]
T1-14-1	203	208-209	-2.4 %	+1.7	+10.0 %
T1-14-2	290	301-305	-3.6 %	0	0 %
T1-14-3	285	279-282	+1.0 %	+0.5	+8.9 %



Слика 6-15: Поређење нумеричких и експерименталних резултата Т-елемената дебљине плоче 14mm

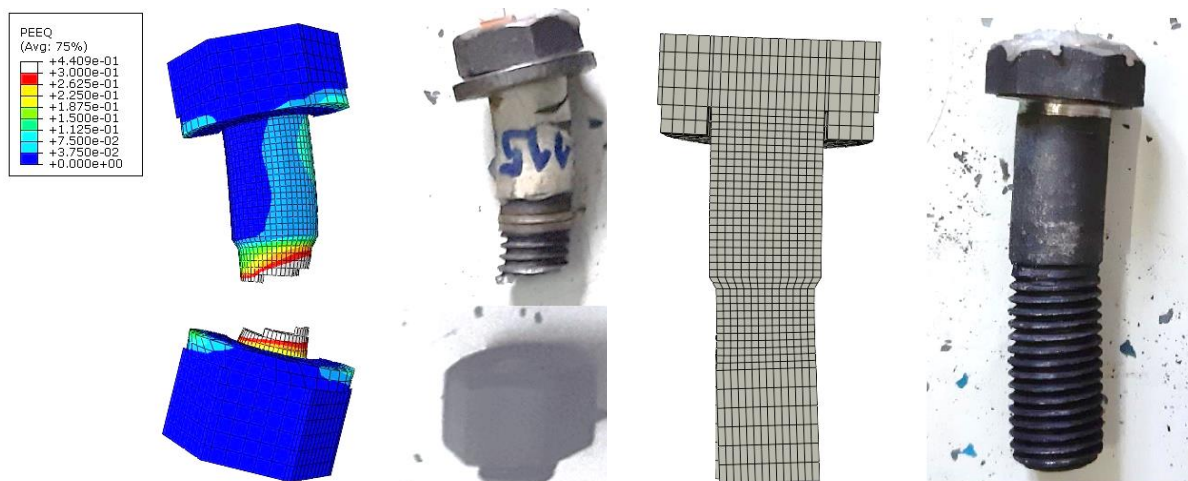
Са друге стране, нумерички добијена крива готово савршено прати експериментално утврђене криве. Може се напоменути да су нумеричке криве померене по апсциси за вредност померања између 0,1-0,2 mm, како би поређење било реалније. Разлог за ово померање је што су стварни тестирани узорци имали плоче Т-елемената које су биле благо закривљене, тако што су крајеви плоче били повијени ка ребру узорка. Тако се у почетку оптерећења није стварао контакт између крајева плоча, већ само у делу плоче испод ребра. При затезању Т-елемената, а пре пластификације материјала, овај зазор би био затворен, те би контакт између плоча био успостављен у очекиваним зонама. Ово се јасно може видети на почетном делу експерименталних криви, где померање у почетку расте далеко мањим нагибом на дијаграму, да би касније тај нагиб порастао и био константан, све до силе која изазива течење. Такође, овај нагиб, тј. крутост Т-елемента се одлично поклапа са крутостим добијеним нумерички, а зазор је уочљив и на фотографијама и резултатима ARAMIS-а, што потврђује претходно објашњено понашање и оправдава померање нумеричке криве по апсциси. Вероватно би прецизније било померити експерименталну криву негативно по апсциси за исту вредност, али ради јаснијих дијаграма ово није урађено на тај начин.



Слика 6-16: Поређење еквивалентних пластичних дилатација модела M-14-1 и узорка T-14-1A при максималном оптерећењу T-елемента

Ако се пореде међусобно резултати нумеричких анализа серије M-14 примећује се да између серије M-14-2 и M-14-3 постоји незнатна разлика у носивости, и одређена разлика у дуктилности. Ова два модела имају унутрашњи завртањ на приближно истом месту, док је спољашњи завртањ код модела M-14-3 померен ка крају плоче. Ово за последицу има да је положај резултате сила услед ефеката полуге сличан као за T-елемент са два завртња у реду, тј. веома близу краја плоче. Померањем спољашњег завртња ближе унутрашњем, не мења се значајно ни иницијална ни пост-еласична крутост T-елемента (што показује да као и код експерименталних резултата, овај завртањ не преноси значајан удео силе), али се постиже већа дуктилност T-елемента. Посебно је интересантно приметити да код серије M-10 долази до супротне ситуације, тј. модел M-10-3 има нешто већа померања при лому од модела M-10-2.

На слици 6-16 приказане су еквивалентне пластичне дилатације модела M-14-1 и узорка T1-14-1A добијене ARAMIS-ом. Пластичне дилатације у завртњевима, након лома унутрашњих завртњева су приказане на слици 6-17, где су завртњеви из нумеричких модела након лома приказани уз слике завртњева симулираног узорка након теста. За унутрашњи завртањ се уочава готово идентичан облик лома, тј. закошеност равни лома у завртњу као и код реалног завртња. Такође, пластична деформација завртња услед савијања која је код тестираних завртњева јасно изражена је такође уочљива и код модела завртња.



Слика 6-17: Унутрашњи (лево) и спољашњи завртањ (десно) модела М-14-1 и узорка Т1-14-1А након лома Т-елемента

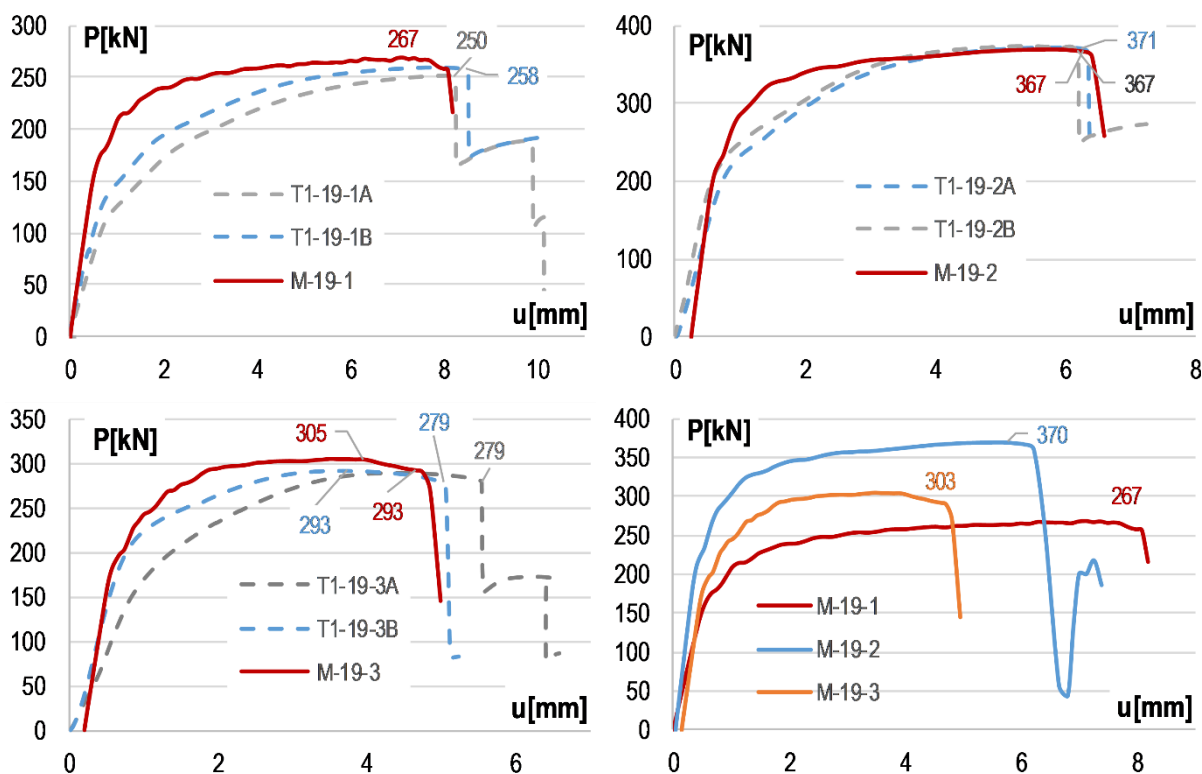
Поређења модела Т-елемента номиналне дебљине плоче од 19mm (стварна дебљина је 18,5mm) су приказана на слици 6-18 и у табели 6-3. Посматрајући графички и нумерички приказане резултате, ствара се другачији утисак о прецизности ове серије нумеричких модела. Максималне силе у овим моделима веома добро одговарају експериментално утврђеним, и максимална разлика износи свега 3,9%, што је поново веома задовољавајући резултат. Одступања у померањима при лому су такође минимална, и иако износе највише 3,3%, ради се о свега 0,16mm код модела М-19-3.

Табела 6-3: Нумеричко поређење резултата експеримента и нумеричких симулација за серију Т1-19

Ознака узорка	$P_{max, FEM}$ [kN]	$P_{max, EXP}$ [kN]	$\Delta P = P_{EXP} / P_{FEM} - 1$	Δu [mm]	Δu [%]
T1-19-1	267	250-258	+3.5 %	-0.2	-2.5 %
T1-19-2	367	367-371	0 %	+0.1	+1.0 %
T1-19-3	305	279-293	+3.9 %	-0.16	-3.3 %

Почетна геометријска имерфекција узорака се код ових узорака не исправља пре течења материјала, с обзиром на велику крутост плоча. Оно што је нејасно, ипак, је разлика у средњем делу експерименталних и нумеричких криви на слици 6-18. Иако је граница пластичности узорака за већину приближно прецизно нумерички одређена, вредности ојачања се значајно разликују. У моделу М-19-2 експериментално добијене криве се при највећим оптерећењима ипак враћају блиско нумеричкој криви, што потврђује донекле ове нумеричке симулације, али је из неког разлога граница течења забележена тестом мања. Код узорака серије Т1-19-1 границу течења је готово немогуће и одредити. Један од разлога може бити геометријска имперфекција, тј. контакт који је почео да се успоставља тек након пластификације, па се крутост континуално мењала услед пластификације и стварања контакта. Друга могућност је да је материјал на прелазу плоче

и ребра имао драстично нижу границу течења од испитаног материјала у плочи, што је мање вероватно.

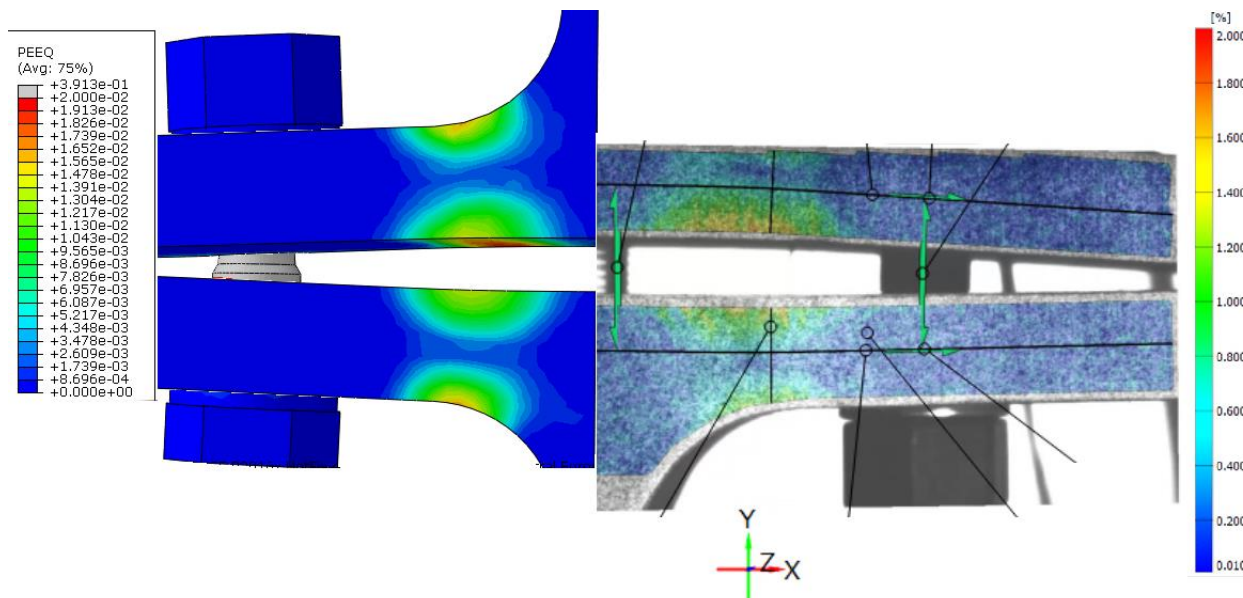


Слика 6-18: Поређење нумеричких и експерименталних резултата Т-елемента дебљине плоче 19mm

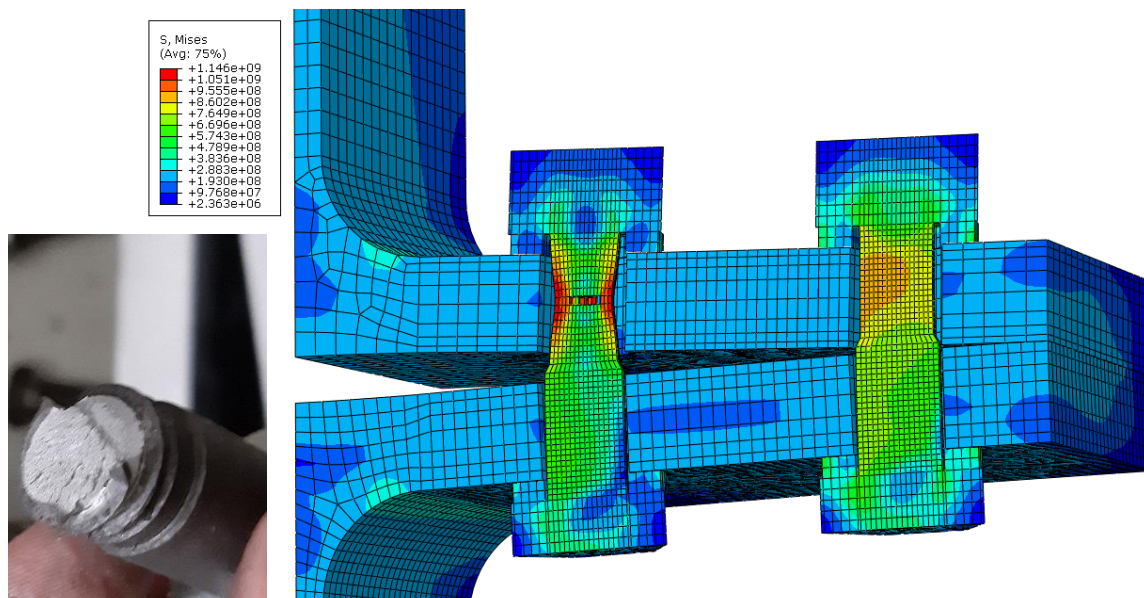
Посматрајући четврти график на слици 6-18, разлика у понашању модела М-19-2 и М-19-3 је сада далеко израженија. Један од разлога је што је код ова два модела већа разлика у димензији m (31,3 у М-19-2, наспрам 40,4 у М-19-3), али и због тога што код ових дебљина плоча спољашњи завртањ преноси значајнији део оптерећења, па је и његова позиција значајнија на носивост Т-елемента.

Поређење еквивалентних пластичних дилатација нумеричког модела са испитаним узорком је и за ову групу модела представљено на слици 6-19. Као репрезентативни, усвојен је модел М-19-3 и узорак Т1-19-3А. За сваку групу је приказан само по један модел, како се не би оптерећивало поглавље са 9 слика, али и из разлога што нису за сваки узорак слике коришћене за прорачун ARAMIS-ом репрезентативне. Код серије Т1-10 само у једном случају су резултати ARAMIS-ом израчунати за оптерећење блиско максималном, док код осталих узорака због опадања боје или превеликих деформација ово није било изводљиво. Такође, на слици 6-19 види се да је горња плоча почела излазити из кадра, па због тога комбинована слика не изгледа симетрично. Ипак, вредности дилатација се веома добро подударују. На слици 6-20 приказан је тренутак лома унутрашњег завртња модела М-19-3. С обзиром да је код ових узорака плоча далеко веће крутости, а завртањ дужи, долази до мањег савијања завртња, и његов лом више одговара лому централно

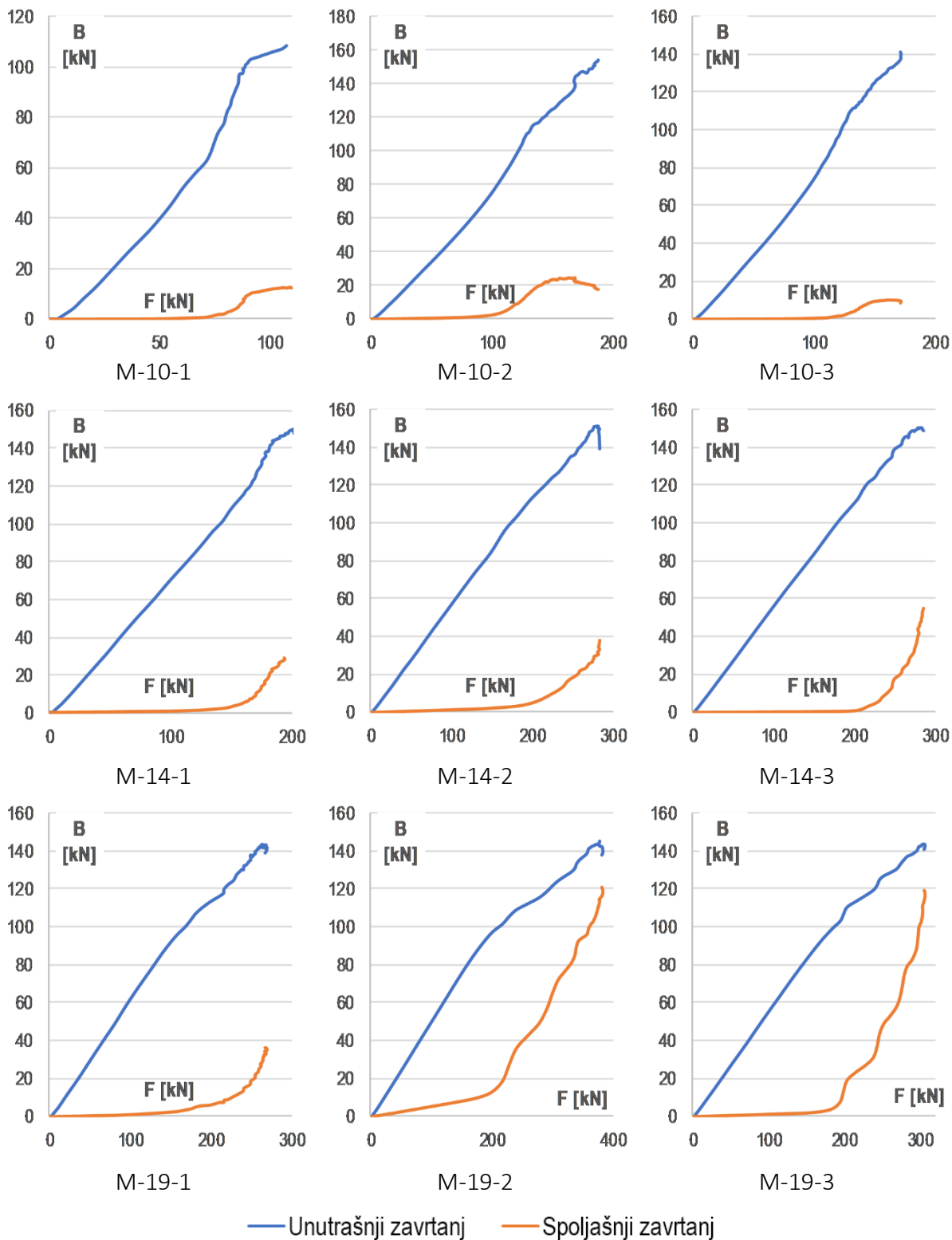
затегнуте епрувете. Лом материјала почиње уз осу завртња, и шири се управно на осу, да би се на крају када се нето површина довољно смањи развио смичући лом, остављајући површину лома у облику „шоље и купе“ (cup and cone). Наравно, код реалног завртња, услед постојања навоја није могуће да се овакав облик јави, али се са слике површине лома реалног завртња ове серије види део пресека који се сломио по смичућој површини, након хоризонталног лома на већем делу пресека завртња.



Слика 6-19: Поређење еквивалентних пластичних дилатација модела M-19-3 и узорка T1-19-3A при максималном оптерећењу T-елемента



Слика 6-20: Тренутак почетка лома унутрашњег завртња модела M-19-3



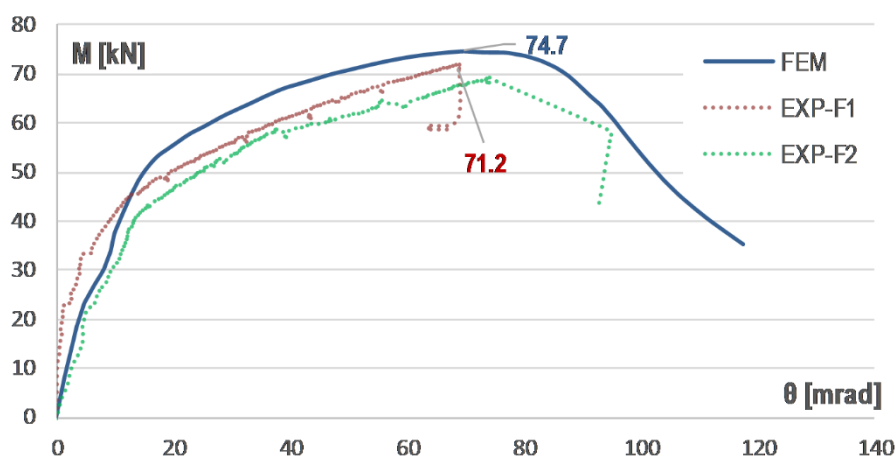
Слика 6-21: Развој сила у унутрашњим и спољашњим завртњевима у односу на силу у Т-елементу

На дијаграмима на слици 6-21 приказане су силе у унутрашњим и спољашњим завртњевима у односу на оптерећење Т-елемента. Сем у случају модела М-19-2, спољашњи завртањ преноси силу тек након пластификације унутрашњег.

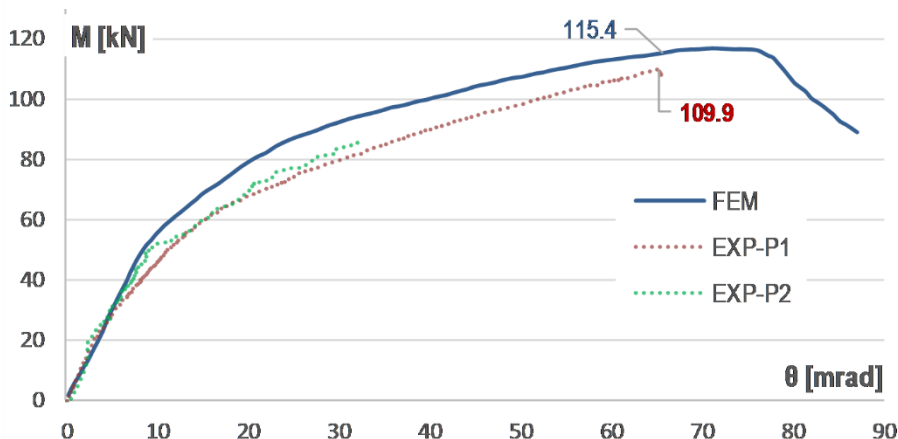
Оно што је веома важно за параметарску анализу је што су генерално резултати нумеричких анализа са дебљим плочама ближе експерименталним. Овде се првенствено мисли на граничну носивост Т-елемената и померање при лому, јер су ови параметри од далеко веће важности од осталих. Ово је важно из разлога што су у параметарској анализи вариране дебљине плоча (са једним изузетком) веће од испитиваних, те ће процена граничних носивости и померања бити утолико прецизнија.

Приказаним резултатима нумеричких анализа спроведених у софтверском пакету ABAQUS могу се валидирати ови нумерички модели, те приступити параметарској нумеричкој анализи Т-елемената са четири завртња у реду. Од највеће важности су свакако вредности максималне носивости Т-елемената, који су у свим приказаним нумеричким анализама били различити од експериментално утврђених за највише 4%. Оваква толеранција је узимајући у обзир очекивана одступања поменута на почетку овог поглавља више него задовољавајућа.

За крај овог поглавља на сликама 6-22 и 6-23 приказана су поређења резултата нумеричких симулација целих веза са експерименталним резултатима. Са слика је уочљиво одређено неподударње резултата, које се огледа у нешто јачим везама у нумеричким симулацијама. Граничне носивости се могу поредити само за тест F, јер код теста P није дошло до отказа везе у тесту. Разлике у моменту савијања обележене на дијаграмима износе 4,9% и 5,0%, за везу без препуста и са препустом, респективно. Ово не зачуђује с обзиром да је стварна геометрија била веома неуједначена, те упросечене димензије елемената коришћене у моделу одступају за приближно једнаку вредност. Такође, као што ће се бити приказано у наредном поглављу, код тестираних веза јављале су се веома неуравнотежене силе у завртњевима, услед различитих имперфекција неминовних у реалним конструкцијама. Ово није могуће симулирати моделом којим је моделирана само једна половина везе (друга се сматра симетричном) и где све равни контаката имају савршено налегање на почетку анализе.

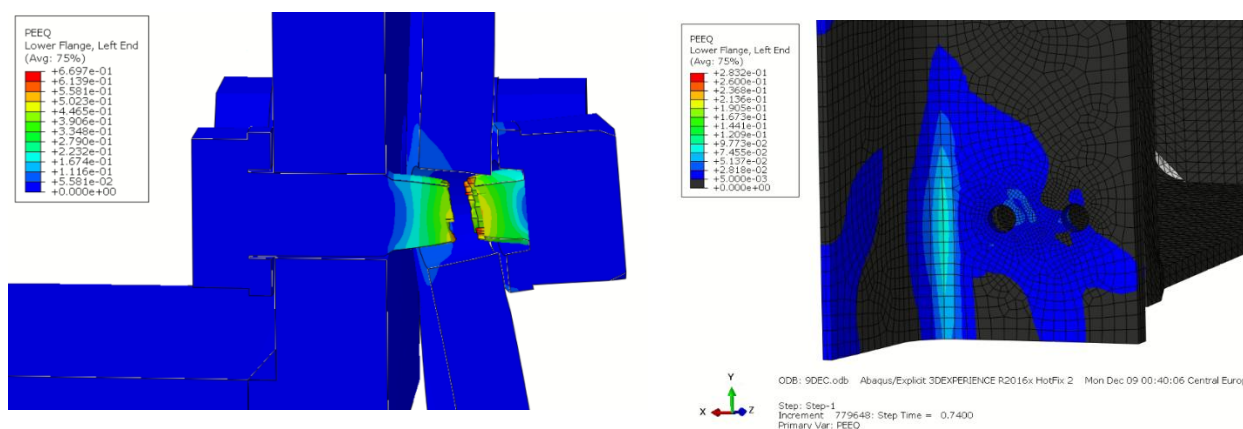


Слика 6-22: Поређење нумеричких и експерименталних резултата везе без препуста (тест F)



Слика 6-23: Поређење нумеричких и експерименталних резултата везе са препустом (тест P)

Стога, узимајући поменуто у обзир, резултати нумеричке анализе су задовољавајући. Посебно су иницијална крутост и носивост веза уједначени на графицима на сликама 6-22 и 6-23. Ако се посматра лом везе F, он се у нумеричким симулацијама јавља на око 10mrad већој ротацији, него што је то био случај у тесту. Ово и не чуди, с обзиром да је у тесту унутрашњи завртња који је отказао први доживео лом одмах до главе завртња, очигледно услед комплекснијег напрезања које је последица уклињавања завртња због несавршене геометрије. Лом завртња који изазива пад криве на слици 6-22 приказан је на слици 6-24, заједно са еквивалентним пластичним дилатацијама у ножици стуба у тренутку пре лома. Овај лом се одиграва много ближе очекиваном него што је то лом завртња у тесту. Са друге стране, посматрајући пластичне дилатације у ножици стуба, не може се сасвим утврдити да се линије пластичности формирају према неком од облика датих сликом 2-23. Пластификација је концентрисана у зони до ребра, као и око рупе унутрашњег завртња, те се можда овај облик може сматрати циркуларним.



Слика 6-24: Лом унутрашњег завртња везе F у нумеричком моделу (лево) и еквивалентне пластичне дилатације у истом тренутку

6.3. ПАРАМЕТАРСКА АНАЛИЗА

У поглављу 4.1.3 објашњено је зашто и на који начин су одабране димензије узорака Т-елемената за експериментално испитивање спроведено у оквиру ове дисертације. Но, како би се повећао опсег испитаних варијација параметара, како геометријских тако и материјалних, спроведена је параметарска нумеричка студија заснована на валидираним нумеричким моделима приказаним у претходном потпоглављу.

Параметарска студија се састоји од тридесет три нумеричка модела Т-елемената са четири завртња у реду. У њу се убрајаја и девет модела заснованих на експерименталним испитивањима, чији су резултати већ приказани. Помоћу осталих двадесет и четири модела, покушано је детаљније и прецизније испитати утицај одређених параметара на понашање Т-елемената. У вариране параметре убрајају се: дебљина плоче Т-елемента, пречник завртњева, квалитет материјала завртњева (класа чврстоће), димензија m , положај спољашњег завртња и ширина плоче. У свим анализама константном је задржан материјала плоче и коришћени су експериментално утврђени подаци основног челичног материјала узорака Т1-19. Овај челик је изабран јер највише одговара теоријским вредностима конструкцијског челика S275, и према свим механичким особинама налази се између материјала коришћеног за узорке серија Т1-10 и Т1-14. Разлог зашто није одабрана нека једноставнија репрезентација материјала, ближа билинеарној дефиницији материјала у Еврокоду, је што постојање платоа пластичности и неуједначеног ојачања представља карактеристику свих конструкцијских челика, те стога овакав модел ближе и реалније описује стварне ситуације и понашање реалних Т-елемената. Генерално је овакав приступ задржан колико је то могуће у комплетном истраживању, а то је да су испитиване геометрије (и експериментално и нумерички) могуће у стварним конструкцијама и пројектантским ситуацијама. Овај критеријум је донекле олакшан у параметарској анализи како би се испитало понашање у граничним областима и у ширем опсегу. Тако су на пример у неколико модела параметарске анализе плоче Т-елемената дебљине 28 милиметара спојене завртњевима М16, што ће се ретко појавити у пракси, али са друге стране нису испитиване потпуно нелогичне и у пракси избежаване геометрије попут спајања оваквих плоча (од 28 mm) завртњевима М12.

Такође, постоји јасна тенденција при избору вредности варираних параметара у параметарској анализи. Она се заснива на резултатима експерименталних испитивања и законитостима уочљивим у њиховим резултатима. Овде се мисли на чињеницу да Т-елементи са четири завртња у реду немају посебан бенефит нити оправдање за мале дебљине плоча. Јасно је уочено да услед мале крутости плоче, спољни завртањ не доприноси преносу оптерећења готово уопште. Наравно, дебљина плоче се мора постматрати релативно у односу на пречник завртња, но претходно објашњена логика примењивости практично ограничава величину завртњева са доње стране на завртњева М16. Готово је немогућа ситуација да ће се елементи чије ножице имају довољну ширину

за четири завртња у реду спајати завртњевима М14 или М12. Стога је интересантније и употребљивије испитати понашање Т-елемената са релативно дебљим плочама.

Табела 6-4: Геометрија модела за параметарску анализу

Р. бр.	Ознака модела	t_{pl}	d_b	b	e_1	e_2	m
1	M1-10-1	10.0	16.0	300.0	40.1	27.3	70.7
2	M1-10-2	10.0	16.0	300.0	40.1	57.3	40.7
3	M1-10-3	10.0	16.0	300.0	70.1	27.4	40.6
4	M1-14-1	14.0	16.0	298.3	39.9	26.1	62.8
5	M1-14-2	14.0	16.0	298.3	40.0	56.2	32.6
6	M1-14-3	14.0	16.0	298.3	70.0	26.2	32.6
7	M1-19-1	18.5	16.0	302.5	40.0	29.4	59.8
8	M1-19-2	18.5	16.0	302.5	39.6	58.3	31.3
9	M1-19-3	18.5	16.0	302.5	60.1	28.8	40.3
10	M1-19-4	18.5	16.0	302.5	55.0	30.0	44.2
11	M1-19-5	18.5	16.0	302.5	50.0	50.0	29.2
12	M1-12-1	12.0	16.0	300.0	40.0	27.0	62.0
13	M1-12-2	12.0	16.0	300.0	40.0	57.0	32.0
14	M1-12-3	12.0	16.0	300.0	70.0	27.0	32.0
15	M1-24-2	24.0	16.0	300.0	40.0	52.0	29.7
16	M1-24-3	24.0	16.0	300.0	70.0	22.0	29.7
17	M1-28-2	28.0	16.0	300.0	40.0	52.0	29.2
18	M1-28-3	28.0	16.0	300.0	70.0	22.0	29.2
19	M1-24-2-400	24.0	16.0	400.0	40.0	100.0	31.7
20	M1-24-3-400	24.0	16.0	400.0	113.0	27.0	31.7
21	M1-24-4-400	24.0	16.0	400.0	75.0	65.0	31.7
22	M1-24-5-400	24.0	16.0	400.0	50.0	60.0	61.7
23	M1-28-2-500	28.0	16.0	500.0	40.0	156.5	24.7
24	M1-28-4-500	28.0	16.0	500.0	80.0	60.0	81.2
25	M1-28-2-B20	18.5	20.0	300.0	40.0	52.0	29.2
26	M1-28-3-B20	18.5	20.0	300.0	70.0	22.0	29.2
27	M1-19-3-B24	18.5	24.0	302.5	70.1	28.8	31.3
28	M1-24-2-B20	24.0	20.0	300.0	40.0	52.0	29.65
29	M1-24-3-B20	24.0	20.0	300.0	70.0	22.0	29.65
30	M1-24-2-400-B24	24.0	24.0	400.0	70.0	57.0	44.65
31	M1-14-2-K10.9	14.0	16.0	300.0	40.0	56.2	32.6
32	M1-19-3-K10.9	18.5	16.0	300.0	60.1	28.8	40.3
33	M1-24-3-K10.9	24.0	16.0	300.0	70.0	22.0	29.7

Са овако конципираним фокусом испитивања, дефинисани су модели за параметарску анализу, и њихове геометријске карактеристике су приказане табелом 6-4. Ознаке су

релативно јасне јер је задржана логика називања тестираних узорака Т-елемената. Ознака након прве повлаке означава дебљину плоче, док наредна ознака одређује распоред завртњева на плочи. Како би се додатно испитао утицај положаја завртњева на плочи уведене су две додатне конфигурације обележене са ознакама 4 и 5. Последњих 14 модела представљених у табели 6-4 имају измењен још један параметар, па је из тог разлога уведен четврти део ознаке. Ознаке које почињу словом В означавају да је коришћен завртањ пречника различитог од 16mm, а пречник коришћеног завртња је у наставку ознаке. Такође, дебљине плоче од 24 и 28 милиметара одговарају дебљинама ножици стандардизованих европских континенталних пресека НЕВ 400 и НЕВ 500, респективно. Стога је ширина плоче испитивана управо за ове ширине ножици, тј. плоча Т-елемената. У овим случајевима четврти део ознаке представља ширину плоче Т-елемента. У овим случајевима дебљина ребра је усвојена која одговара дебљини ребра профила НЕВ 400/500. Дебљина ребра и радијус прелаза код узорака који су нека варијација испитиваних модела (нпр. 19-4 и 19-5) усвојена је иста као измерена у експерименту и коришћена у еквивалентним моделима (19-1, 19-2 итд.) како би се ови модели међу собом минимално разликовали. Са друге стране, сви модели редног броја већег од 14 имају дебљину ребра и радијус прелаза (са ребра на плочу) према номиналним димензијама за стандардизоване профиле које репрезентују. У сваком случају користећи ове вредности прерачуната је димензија m која је дата за сваки модел у последњој колони табеле 6-4.

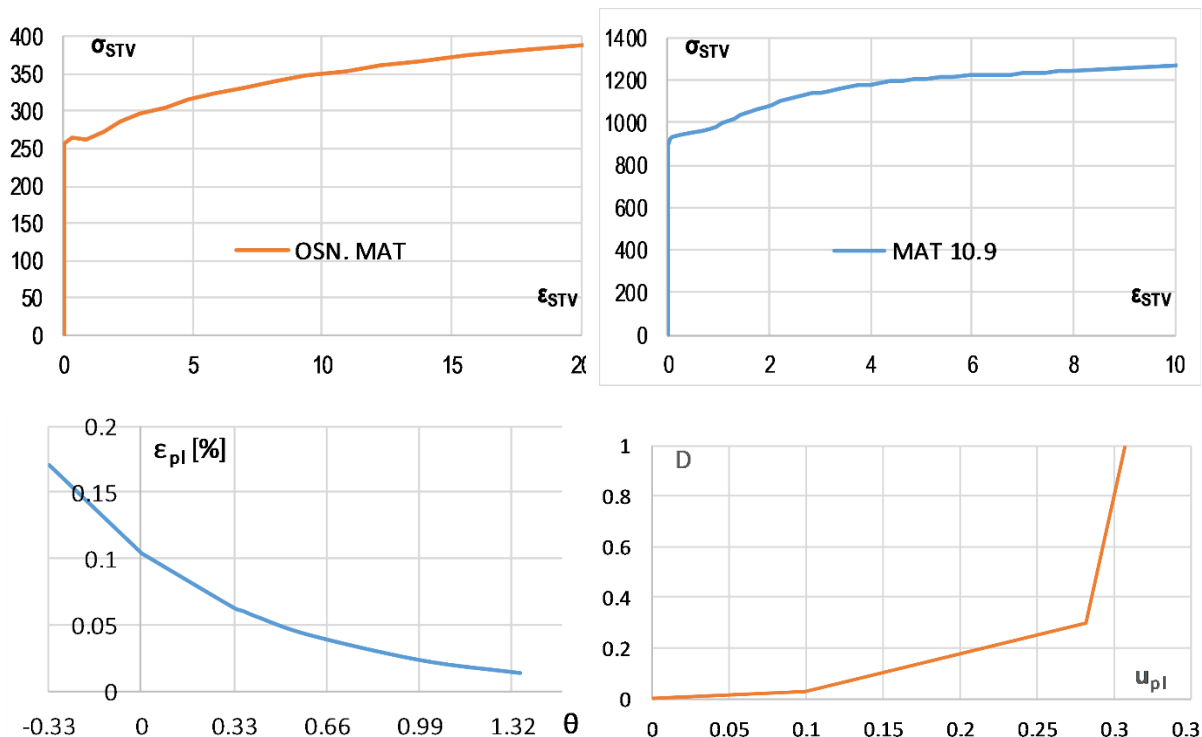
Карактеристике материјала завртњева класе 10.9 су вештачки конфигуриране на основу испитивања материјала завртњева коришћених у експерименталном делу истраживања. Као и за основни челични материјал, није се усвојила би- или три- линеарна репрезентација ојачања, већ је правило ојачања задато са око 30 тачака. Особине материјала су добијене скалирањем делова експерименталне криве утврђене за класу 8.8, тако што је граница течења усвојена једнака номиналној (900 МПа), ојачање скалирано тако да ефективни напон у тачки n износи такође номиналних 1000 МПа, а пластичне дилатације умањене за 25% с обзиром су прописане минималне дилатације при лому за класу 10.9 девет посто, наспрам 12 процената за 8.8. Ово је наравно утицало и на правило почетка оштећења у моделу. Радни дијаграм моделираног материјала 10.9 је приказан на слици 6-25, заједно са материјалом коришћеним за основни материјал у свим моделима (сем првих шест модела, М1-10 и М1-14). Криве су дате као зависност стварних напона од стварних дилатација. На доњем левом делу слике 6-25 приказано је правило почетка оштећења зависно од триаксијалности за материјал 10.9. С обзиром да је овај материјал изгенерисан на објашњени начин, он није широко коришћен у параметарској анализи, већ само у три модела.

Табела 6-5: Збирни приказ најважнијих резултата параметарске анализе

Р. бр.	Ознака модела	P_{max}^*	U_{ult}	$F-SEP_{max}$	$P_{\epsilon_{OM}=5\%}^{**}$
1	M1-10-1	146	59.1	155	86
2	M1-10-2	192	27.6	152	129
3	M1-10-3	195	12.9	120	128
4	M1-14-1	203	18.2	162	183
5	M1-14-2	290	7.1	161	/
6	M1-14-3	285	5.5	140	/
7	M1-19-1	267	8	239	/
8	M1-19-2	367	6.1	144	/
9	M1-19-3	305	4.3	218	/
10	M1-19-4	300	2.6	220	/
11	M1-19-5	363	2.4	156	/
12	M1-12-1	187	15.9	200	135
13	M1-12-2	254	6.3	153	219
14	M1-12-3	259	6.6	168	216
15	M1-24-2	433	2.5	134	/
16	M1-24-3	362	2.35	166	/
17	M1-28-2	473	2.9	93	/
18	M1-28-3	402	2.8	127	/
19	M1-24-2-400	468	2.5	104	/
20	M1-24-3-400	351	2.1	181	/
21	M1-24-4-400	410	2.3	159	/
22	M1-24-5-400	350	3.4	206	/
23	M1-28-2-500	523	2.5	50	/
24	M1-28-4-500	330	3.6	231	/
25	M1-28-2-B20	652	3.8	256	/
26	M1-28-3-B20	533	3.3	282	/
27	M1-19-3-B24	558	7.3	224	/
28	M1-24-2-B20	595	4.5	243	/
29	M1-24-3-B20	492	2.9	318	/
30	M1-24-2-400-B24	615	6.7	278	/
31	M1-14-2-K10.9	333	5.2	160	/
32	M1-19-3-K10.9	356	3.2	237	/
33	M1-24-3-K109	428	2.1	281	/

* P_{max} представља максималну силу коју пренесе Т-елемент. Код свих модела одговор је испитан до лома унутрашњег завртња

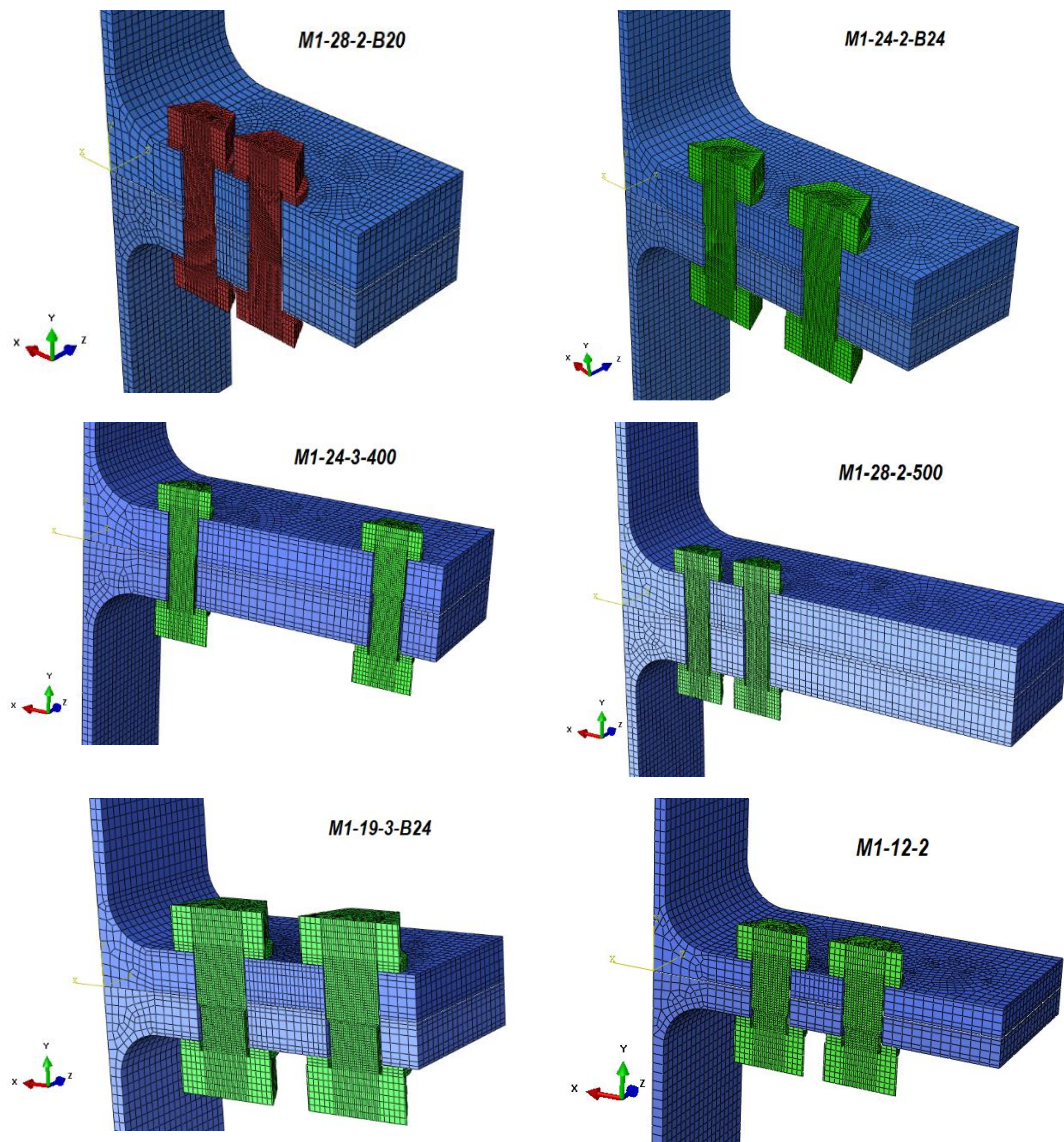
** $P_{\epsilon_{OM}=5\%}$ представља силу коју преноси Т-елемент при појави главне дилатације у основном материјалу у износу од 0,05



Слика 6-25: Зависност стварни напон – стварна дилатација за основни челични материјал (горе лево) и материјал завртњева квалитета 10.9 у параметарској студији (горе десно) и моделирана θ - ϵ_f зависност за исти материјал завртњева (доле лево) и еволуција оштећења (доле десно)

Неки од резултата за све моделе разматране параметарском анализом су приказани збирно табелом 6-5. Максимална сила коју преноси Т-елемент је обележена са P_{max} , и ова сила се не јавља по правилу у тренутки лома завртња, већ код већих дебљина плоча долази до пада носивости пред сам лом. Тако је са индексом max обележена по износу максимална сила која се јавља током оптерећења. Са друге стране, приказана померања u_{ult} која су приказана у четвртој колони табеле 6-5 односе се на померања Т-елемента пред сам лом, а не по правилу на месту највеће силе. Стога и другачији индекс - ult . У последњој колони дате су израчунате вредности максималних сила услед ефеката полуге и обележене са $F-SEP_{max}$. Ове силе се такође не развијају у сваком моделу при лому, већ тренутак развоја максималних сила услед ефекта полуге се разликује зависно од положаја завртњева и дебљине плоче. Међутим, код неких конфигурација Т-елемената максималне силе се развијају након отказа унутрашњег завртња. Вредности СЕП-а приказане у табели 6-5 не укључују ове вредности, већ су одређене као максималне силе контакта плоча Т-елемената које се јављају до тренутка отказа унутрашњег завртња. У свим моделима, као и до сада, лом Т-елемента настаје ломом унутрашњег завртња, што је и очекивано, након експерименталних резултата Т-елемената дебљине плоче 10 mm, код којих је коначан лом настао такође пуцањем завртњева. О другачијим критеријумима лома, али и детаљнијем приказу резултата параметарске анализе биће више речи у наредном поглављу – анализа резултата.

За крај овог описа изведене параметарске анализе, на слици 6-26 дати су изгледи неких од карактеристичнијих модела.



Слика 6-26: Приказ неких од МКЕ модела коришћених у параметарској анализи

6.4. ЗАКЉУЧЦИ НУМЕРИЧКИХ АНАЛИЗА

Спроведене нумеричке анализе, валидиране експерименталним резултатима, донеле су закључке у вези моделирања разматраних веза, и веза са завртњевима уопште, али и одређених физичких величина суштинских за понашање ових веза, а које је немогуће директно мерити тестовима. Овде се првенствено мисли на развој, интензитет и положај контактних сила између плоча Т-елемената. Изведени закључци ове фазе се могу сумирати као:

- За потребе нумеричких симулација Т-елемената до отказа, експлицитна динамичка шема имплементирана у софтверском пакету ABAQUS показала се као

оптималан избор. Док год се ограничава утицај динамичких ефеката, вођењем рачуна о скалирању масе, добијени резултати су веома блиски експерименталним, а анализа је стабилна. Посебно је дефиниција контакта коришћена у овом модулу софтвера ABAQUS добродошла код анализа овог типа, у коме постоји веома много контаката између елемената.

- При развијању нумеричког модела којим се теже симулирати експериментални резултати, од највећег је значаја прецизна дефиниција материјала. Дефиниција особина материјала до појаве врата на узорку захтева само поуздано тестирање материјала, на довољном броју епрувета. Закључак је да је пожељно и дефинисати закон ојачања материјала са пар десетина тачака, уместо поједностављених билинеарних или три-линеарних репрезентација.
- Међутим, при развијању модела који укључује оштећење, додатно је неопходно вршити нумеричке симулације самог теста затезања епрувете. Претпоставка стварног напона након тачке локализације, као и претпоставка развоја оштећења, морају се симултано и итеративно мењати док се не постигне сагласност између теста материјала и нумеричке симулације тог теста, на глобалном (сила-померање) нивоу.
- Модел дуктилног оштећења имплементиран у софтверу ABAQUS дао је сасвим задовољавајуће резултате у овој студији, и при тестирању материјала само тестом затезања, овај модел представља логичан и оптималан избор. За вредност критичног оштећења материјала завртњева у нумеричким моделима, задовољавајуће резултате дала је вредност од $D_{cr} = 0,3$.
- Нумеричке анализе којима се жели обухватити лом материјала морају обухватити зависност дилатације при лому од триаксијалности напона у материјалу. Да је потпуно неопходно лако се илуструје чињеницом да за вредност триаксијалности мању од $-0,33$ ни не долази до лома материјала, без обзира колика је пластична дилатација. Ова тема је опширно описана у дисертацији, и за теоретски модел ове зависности усвојен је предлог који потписују Rice и Tracey. Но, за веће очекиване промене у триаксијалности напона материјала у коме се очекије лом, неопходно је испитати отказ материјала при различитим вредностима овог фактора. Детаљне облике епрувета и тестова за ове тестове, као и опсежан списак литературе приказан је у овом раду.
- Пожељно је при нумеричким анализама које за циљ имају испитивање склопа до лома, између модела епрувете материјала и модела целог склопа, валидирати нумерички модел и на нивоу самог завртња. Ово је посебно неопходно у случају да је немогуће генерисати мрежу коначних елемената у завртњу на исти начин као што је то урађено на моделу епрувете. Ово ће бити случај са мрежама састављеним од тетраедарских коначних елемената.

- Како би се направио нумерички модел који ће се валидирати експерименталним резултатима, неопходно је посебну пажњу посветити избору типа и величини коначних елемената. Познато је да нелинеарни тетраедарски коначни елементи немају добро понашање у контакту, те их треба избегавати на тим местима. Колико је могуће, пожељно је користити хексаедарске коначне елементе, иако они у експлицитној формулацији постоје само као линеарни у коришћеном софтверу. Стога мрежа елемената треба бити довољно густа, посебно на местима од интереса и местима већих дисконтинуитета напона.
- Нумеричким анализама закључено је да се код Т-елемената са четири завртња у реду, контакт не развија на деловима плоча слично као код Т-елемената са два завртња, тј. на једнакој ширини плоче. Код Т-елемената са четири завртња у реду, контакт је посебно у почетним фазама оптерећења, или код тањих плоча, највише између два завртња и у тој линији иза спољашњег завртња.
- Прегледом резултата сила контакта (сила услед ефеката полуге) закључује се да њихов положај, или тачније положај резултанте, лежи далеко ван граница усвојених у Еврокоду. Ове границе су иначе преузете из истраживања Douty и McGuire-а на Т-елементима са два завртња у реду, и то највише због једноставности предложеног израза. Међутим, посебно код Т-елемената са дебљим плочама, положај резултанте сила услед ефеката полуге се најчешће помера на сами крај плоче, што драстично мења понашање Т-елемента у односу на претпоставке дате у француском националном анексу.
- Коначно, нумеричке студије на другачијем - раванском типу модела, довеле су до закључака и по питању упрошћених модела Т-елемената. Многи истраживачи дали су своје предлоге за упошћене, а овде се пре свега мисли на раванске, моделе Т-елемената којима би се могло испитивати понашање са далеко мање умешности у нумеричким анализама, а са приближно истом тачношћу. Преглед ових истраживања и њихових модела дат је у поглављу прегледа литературе. Међутим, ниједан од ових модела не укључује круту везу између завртња и плоче Т-елемента. У овом истраживању, коришћена је оваква веза ова два елемента, и резултати су више него задовољавајући. Овај закључак се не односи само на Т-елементе са четири завртња у реду, већ и на оне са два.

7. АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА И ДИСКУСИЈА

7.1. О КРИТЕРИЈУМУ НОСИВОСТИ

Како би се могло приступити поређењу резултата, и међусобно и са постојећим предлозима прорачуна, неопходно је дефинисати тренутак који одређује носивост неког узорка. Иако наизглед веома једноставан систем, Т-елемент са четири завртња у реду посматран из најреалистичнијег угла, са нелинеарним понашањима материјала и контактима између појединачних делова, те утицајима које ови контакти изазивају, није лако описати. Овако посматран проблем је крајње нелинеаран, услед два извора нелинеарности, па је такав и одговор Т-елемента на спољашње оптерећење. Готово ниједан резултат од интереса није константан, нити приближно константан током целог опсега оптерећивања. Како би се могли поредити резултати параметарске студије, али и тестираних узорака, неопходно је дефинисати тренутке у току оптерећења за који се ови резултати пореде.

Постоји много критеријума лома, понајвише зависно од области инжењерства или механике у којој се одређени лом посматра. Ових критеријума је толико много, да их не вреди ни набрајати. Поставља се питање који од ових критеријума је прикладан разматраном проблему и да ли проблем посматрати само из перспективе грађевинске науке, или уопштено, као инжењерски проблем који се јавља у многим другим областима. Конкретно, већина знања о силама услед ефеката полуге и долази из машинских наука, што и не чуди с обзиром на количину спојева које се у машинским конструкцијама изводе помоћу завртњева. Наравно да је фокус ових разматрања Т-елемент као део веза са чеоном плочом, и да је Еврокод за челичне конструкције документ на који се комплетно истраживање највише ослања. Ипак, основна тежња целог истраживања је реалан опис понашања везе, а првенствено Т-елемента. При овом задатку није посебно корисно, а ни пожељно ослањање на концепте усвојене у Еврокоду, од којих ће се многи и у овом поглављу доказати као нетачни. Што се тиче коефицијената сигурности, које Еврокод намеће особинама материјала, они се не требају сматрати као једини тачни, нити заборавити основну логику и генезу самог Еврокода. Треба узети у обзир чињеницу да коефицијенти сигурности представљају одређену резерву између прорачунске носивости и стварне носивости. У Еврокоду, за затегнуте елементе, али и за завртњеве, носивост на затезање се рачуна као производ нето површине, затезне чврстоће, и вредности $0,9/\gamma_{M2}$. Овај последњи члан износи 0,72, што значи да Еврокод усваја сигурност од 28% (или фактор сигурности од 1,39) услед природне расподеле чврстоћа у елементима, али и других фактора, када разматра лом по материјалу. Напон од 72% затезне чврстоће је за челике, а посебно оне од којих се праве завртњеви веома близак граници развлачења. Тако да, иако ово вероватно није била оригинална замисао, разматрајући стање напона које Еврокод сматра за прорачунску отпорност, заправо се разматра и стање напона на граници између еластичног и пластичног понашања. За један затегнут елемент, овако

наметнут коефицијент сигурности (1,39) заиста представља однос силе коју је прорачуном дозвољена у елементу и његове стварне носивости. Међутим, код комплекснијег система, какав је Т-елемент, наизглед остаје нејасно да ли треба посматрати резултате у тренутку када је материјал који је највише напрегнут достигао затезну чврстоћу, или у тренутку када је достигао 72% те затезне чврстоће, односно када је достигао границу течења. Показаће се да су најеминентији стручњаци који су се у последње две деценије бавили питањем Т-елемената са четири завртња сматрали да треба посматрати резултате у тренутку када се у материјалу први пут јаве напони које дозвољава Еврокод (или пластификација). Аутор се са оваквим приступом потпуно не слаже, јер при дубљем разматрању унутрашњих појава које се одвијају у склопу Т-елемента, јасно је да се оваквим приступом далеко потцењује његова носивост, те добија прорачунска носивост која је далеко мања од „планираних“ 72% стварне носивости. Наравно, са друге стране остаје критеријум главне дилатације од 5%, и претходна расправа се не односи на случајеве када је он меродаван. Не ограничавајући се на Еврокодове коефицијенте сигурности за материјале, или једноставно не интерпретирајући их на овај начин, долази се до бољег увида у стварно понашање Т-елемента при „стварном“ лому. Када се одреди теоретски модел којим ће се довољно прецизно проценити та „стварна“ носивост, онда је поприлично једноставно уврстити коефицијенте сигурности, било да су везани за материјал или нешто друго.

Са друге стране, може се ићи и корак даље, те гранични напон поставити на месту критичног оштећења, тј. посматрано према дилатацијама, на месту дилатације лома. Ово је превише несигуран начин и према ауторовом мишљењу (и саветима релевантних стручњака) није пожељан. Иако стварни лом заиста настаје при дилатацијама лома, оштећење материјала почиње на месту затезне чврстоће (f_u), где почињу и локализација како у микроструктури, тако и на макро плану. Елемент чији материјал је оптерећен до напона једнаких затезној чврстоћи, ако се растерети, остаће пластично деформисан, али ће овиме практично само ојачати, Јангов модул еластичности ће остати непромењен, и осим пластичних деформација неће бити никаквих других негативних последица. Са друге стране, материјал који је прешао границу затезне чврстоће ће бити оштећен, а тип и величина оштећења су превише непознати и неуједначени да би се на њих могло рачунати. Такође, ако би тај материјал био растерећен пре настанка лома, његове особине, па и у области еластичности, би остале непознате. Стога, за границу напона при којој треба одредити носивост Т-елемента која ће се звати максималном, или коначном, боље је усвојити затезну чврстоћу. Посматрано на конкретним Т-елементима који су испитивани, ова дискусија се највише односи на материјал завртњева, но уопштено важи и за основни материјал Т-елемената. Као што је бројним резултатима приказано у претходним поглављима, за материјал завртњева, разлика између инжењерских напона при дилатацији лома ϵ_f и затезне чврстоће није посебно велика, те овакво ограничење напона који ће се називати напонима при лому не утиче значајно на укупну силу коју преноси Т-елемент. Другим речима, максималне носивости Т-елемената су приближно

једнаке силама које Т-елемент преноси у тренутку када се у завртњевима први пут јави напон f_u .

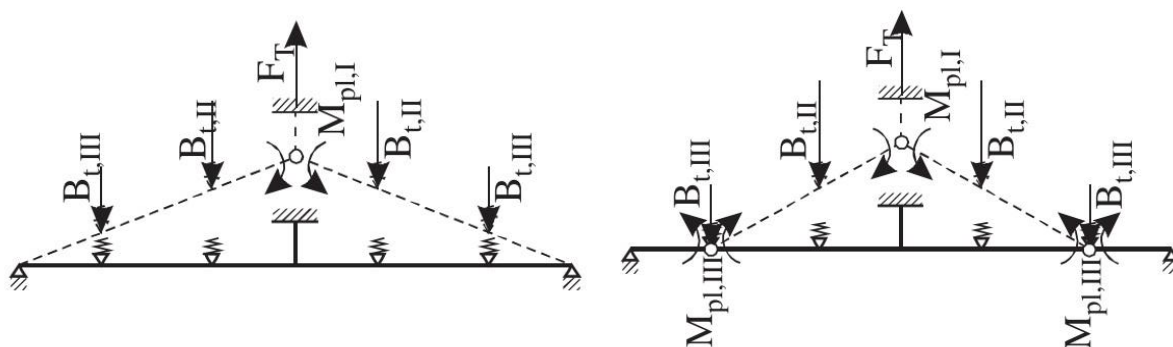
Убеђење аутора је да је најкоректнији приступ посматрати понашање Т-елемента при вредностима напона једнаким затезној чврстоћи, и за то стање одредити зависности и прерасподеле сила. Потом, за тако добијено понашање, за прорачунске потребе, умањити носивости завртњева спрам генералног правила Еврокода на $0,9f_u/\gamma_{M0}$. Један је разлог мишљење да је овакав приступ више у духу Еврокода, који базира свој прорачун на пластичним носивостима елемената, и који сличан приступ допушта и при прорачуну комплетних конструкција. Други разлог је што неvezано од Еврокодових правила, тежња истраживања је одредити максималну носивост Т-елемента са четири завртња у реду, како би се она познавала и ван оквира грађевинских конструкција. Са друге стране, проблем Т-елемента, сила услед ефеката полуге, а посебно Т-елемента са четири завртња у реду се не може убројити у атрактивне теме данашњице, о чему сведочи скроман број истраживања у последњој деценији. То донекле објашњава недостатак студија на тему Т-елемената, а посебно студија које се труде одговорити на питање шта сматрати за лом Т-елемента. У сваком случају, спроведено истраживање ће потенцијално покренути дискусију на ову тему у научној заједници, те довести до прецизније дефиниције. Како је одговор на ово питање конвенција, нема сумње да одговор постоји. У недостатку јасно изражене такве конвенције, усвојен је природан и логичан принцип, који се везује за стварни капацитет материјала, те су за ту границу дате законистости у понашању Т-елемената са четири завртња у реду, и веза са чеоним плочама и четири завртња у реду.

7.2. ПОРЕЂЕЊА СА ПОСТОЈЕЋИМ ИЗРАЗИМА ЗА НОСИВОСТ Т-ЕЛЕМЕНАТА

Резултати експерименталних и нумеричких испитивања, али и параметарске анализе, биће графички представљени у овом поглављу, али и упоређени са постојећим прорачунским препорукама. Од постојећих препорука као основна усвојиће се прорачунски модел који су предложили Demonceau и Weynand [48, 49, 214], али који са њима потписује и Jaspert. Овај прорачунски третман је усвојен и у француском националном анексу, и приказан је у поглављу 2 овог рада, а изрази су дати у табели 2-1. Такође, прокоментарисаће се и мала модификација коју су усвојили у свом истраживању Pisarek et al. [166]. Оба теоријска модела су у јасној сагласности са моделом који Еврокод усваја за Т-елементе са два завртња, док модел који који су предложили Demonceau et al, представља најизгледнијег кандидата за евентуално уврштавање у неки будући Еврокод. Како би се поједноставила дискусија, овај модел ће ради једноставности бити називан FA-ES модел (француски анекс Еврокода).

Лом Т-елемента се према овом теоријском моделу се такође може поделити на три групе, потпуно сагласно теорији обичних Т-елемената. Суштински се први модел лома уопште не разликује за Т-елементе са два и четири завртња, с обзиром да се односи на лом плоче, па су и изрази на носивост исти. Трећи облик лома је лом по завртњевима, где не долази

до пластификације плоче ни у пресеку уз ребро, а укупна носивост Т-елемента једанак је збиру сила у завртњевима. Овај модел подразумева и то да се не јављају силе услед ефеката полуге, као и то да при максималној сили у унутрашњем завртњу, сила у спољашњем завртњу износи 80% те силе. Тако се добија укупна носивост Т-елемента са четири завртња у овом облику лома као $P_{\max}=0,9 \cdot 4 \cdot F_{t,Rd}$. Однос 10:8 сила у завртњевима при овом типу лома представља наслеђе закључака експерименталних испитивања вршених у Немачкој почетком седамдесетих година прошлог века, која су служила као експериментална база стандарду DSTV који је и код нас био преведен и до скоро важећи. Прелазни, други облик лома, представља симултани лом плоче и унутрашњих завртева. Овај лом се дели на два могућа облика, зависно да ли се у плочи јавља један или два пластична зглоба. Први начин лома настаје уз појаву сила услед ефеката полуге чија је резултатна са спољне стране спољашњег завртња (слика 7-1), те лом настаје услед пластификације плоче (али не и преласка плоче у механизам) и лома завртњева. Други подтип приказан на слици 7-1 има носивост исту као и Т-елемент са два завртња у другом облику лома, а подразумева други пластични зглоб у плочи на месту спољашњег завртња. Силе услед ефеката полуге у овом случају прихвата самостално спољашњи завртња.



Слика 7-1: Под типови облика лома 2 Т-елемента са четири завртња

Који облик лома ће бити меродаван код Т-елемента са два завртња је лако одредити на начин како је то приказано на слици 2.8. Тип облика лома, па тиме и носивост Т-елемента зависи од параметра β који представља однос носивости завртња и носивости плоче Т-елемента. Овај параметар се израчунава према једначини 2.30, која ће овде бити поновљена ради прегледности:

$$\beta = \frac{2M_{pl}^p}{m \cdot B_{Rd}} \quad (6.1)$$

Границе које деле меродавне облике ломова код Т-елемента са четири завртња нису нигде представљене нити израчунате, али ће у овој анализи бити од користи, па су оне изведене и дате једначинама (7.2) и (7.3). Ове границе се односе на FA-ЕС теоријски модел, и логично не могу се описати само параметром λ , који представља однос n/m као код Т-елемента са два завртња, већ је неопходно увести и додатни геометријски

параметар који одређује положај другог завртња. Неважно је да ли је тај параметар λ_1 или λ_2 . С обзиром да постоје два израза за носивост при лому у другом облику лома Т-елемента, постоје и две границе са сваке стране, само је за горњу границу један од израза по дефиницији увек мањи, те је зато само он и представљен једначином (7.3).

Граница између првог и другог облика лома је дате са:

$$\beta \leq \min\left(\frac{2(\lambda_2^2 + \lambda^2)}{\lambda + \lambda^2}; \frac{2\lambda_1}{1 + 2\lambda_1}\right) \quad (6.2)$$

док је граница између другог и трећег модела лома:

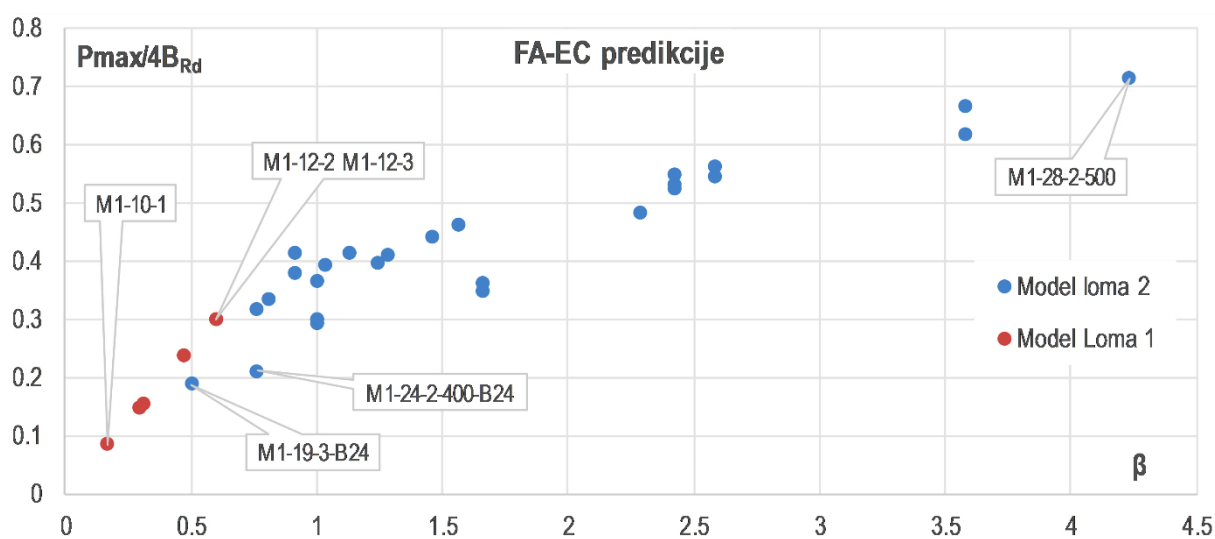
$$\beta \leq 3.6 + 1.6 \cdot (\lambda - \lambda_2) \quad (6.3)$$

где су:

$$\lambda = \frac{n}{m} \quad ; \quad \lambda_1 = \frac{n_1}{m} \quad ; \quad \lambda_2 = \frac{n_2}{m} \quad ; \quad \lambda_1 + \lambda_2 = \lambda \quad (6.4)$$

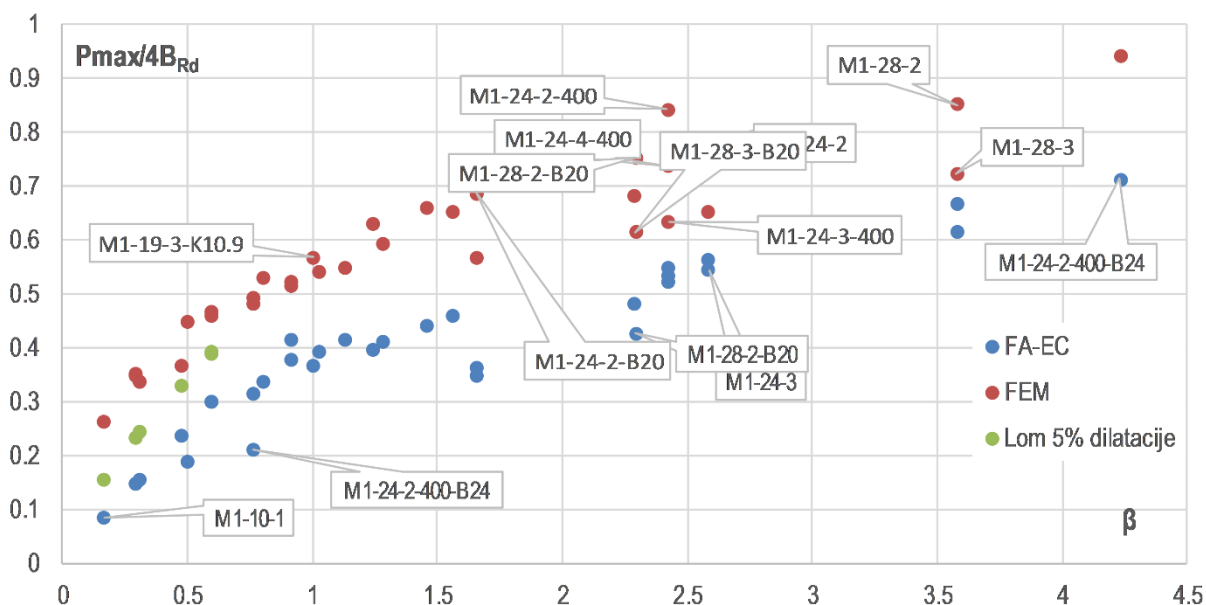
$$n = \min(n_1 + n_2, 1.25 \cdot m) \quad ; \quad n_1 = e_1 \quad ; \quad n_2 = \min(e_2, 1.25 \cdot m + n_1) \quad (6.5)$$

Ако се носивости свих конфигурација Т-елемента коришћених у параметарској анализи израчунају према датим FA-EC моделу, и прикажу у зависности од параметра β , добија се график дат на слици 7-2. Црвеном бојом су означене носивости модела код којих је меродаван лом плоче, док су плавом бојом означени модели код којих је меродаван облик лома 2. Као што се види, ни у једној конфигурацији није меродаван модел лома по завртњевима. За модел M1-28-2-500, који има највеће β , граница за трећи облик лома, према једначини (7.3) се налази на $\beta=6.2$.



Слика 7-2: Процене носивости свих модела параметарске анализе према FA-EC моделу

Ако се сада упореде ови резултати са резултатима носивости добијених нумеричком анализом, добија се график приказан на слици 7-3. Носивост сваког Т-елемента је скалирана према носивости четири завртња која се налазе у склопу датог Т-елемента. У свим изразима којима су израчунате предикције моделом FA-EC коефицијенти сигурности су усвојени једнаки 1,0. Такође, у изразима за носивост завртњева V_{Rd} није коришћен коефицијент 0,9, већ је носивост израчуната као $A_s \cdot f_u$. Све карактеристике материјала су коришћене идентичне онима из нумеричких модела. На графику су приказане и носивости Т-елемента код којих долази до лома по плочи, и код којих је за критеријум лома усвојена главна дилатација од 5% као што то прописује Еврокод. Ове вредности су раније приказане табелом 6-5.



Слика 7-3: Поређење носивости према FA-EC моделу и носивости добијених нумеричком анализом

Као што се види са слике 7-3, FA-EC модел значајно потцењује носивости Т-елемента са четири завртња. Изражено у односу на носивост четири завртња, грешка је у распону од 10 до преко 45% ($0,45 \cdot 4V_{Rd}$), и за мање вредности β је поприлично уједначена, док се за веће вредности не може уочити правило. Ако се грешка изрази као релативна, онда је она до преко 60% за конфигурације са мањим и средњим β вредностима, док је за веће β релативна грешка наравно мања, али је јасно да је модел и даље веома конзервативан и за ове вредности β . Додатно, као што се види на слици 7-3, код модела M1-24-2-400, M1-24-3-400 и M1-24-4-400, постоји јасна и изражена разлика у носивостима ових Т-елемента, која је дефакто последица односа димензија m , e_1 и e_2 . Ову разлику модел FA-EC очигледно не описује, већ предвиђа готово идентичне носивости свих ових модела, док је за модел M1-24-3-400 релативна грешка најмања, тј. модел даје најпрецизнију предикцију носивости. Интересантно је и да је модел најнепрецитнији за моделе M1-28-2-B20, M1-24-2-400-B24 и M1-24-2-B20. Закључује се да је утицај завртњева на носивост Т-

елемента у FA-EC моделу потцењен, па се и са повећањем завртњева, релативна грешка модела повећава.

Прве тачке са десна на дијаграму на слици 7-3 представљају модел M1-24-400-B24, и његова носивост према нумеричкој симулацији износи $0,94 \cdot 4B_{Rd}$, док је прорачунска вредност носивости свега $0,71 \cdot 4B_{Rd}$. Ова конфигурација је интересантна из разлога што иако је његова вредност β још увек далеко од границе за модел лома 3 према прорачуну, у стварности он има носивост и већу од $0,9 \cdot 4B_{Rd}$. Ово не само да показује да је нетачна тврдња да завртњеви могу максимално носити силу једнаку $0,9 \cdot 4B_{Rd}$, већ да је и граница између облика ломова изведена из израза модела FA-EC непрецизна.

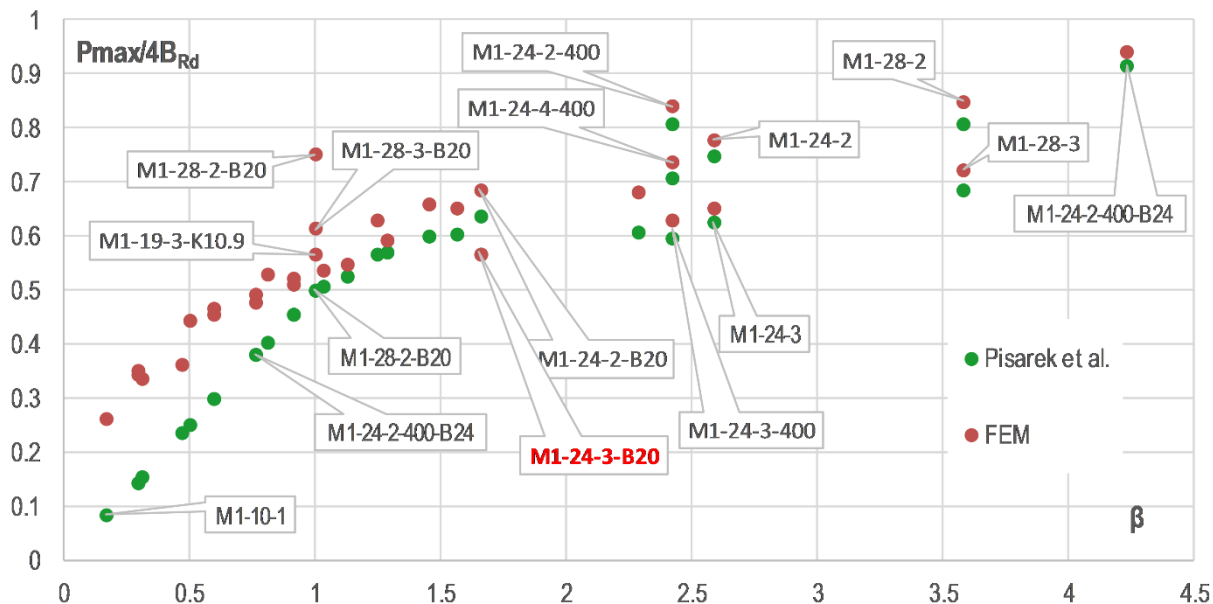
Овако велика конзервативност аналитичког модела последица је претпостављеног односа сила у унутрашњим и спољашњим завртњевима. Као што је показано у извођењу приказаном у поглављу 2.1.3, FA-EC модел претпоставља еластичну силу у оба завртња, па стога и однос сила у завртњевима као $B_s = B_u \cdot n_2 / (n_1 + n_2)$ што је и приказано једначином 2.51.

Са друге стране, Pisarek и Kozłowski [164, 166] претпостављају да су силе у оба завртња једнаке, и да не постоје никаква правила о положају силе услед ефеката полуге, већ да се она по правилу налази на крају плоче. Њихови изрази за носивост T-елемента са четири завртња дати су у табели 2.2. Ако се предикције носивости T-елемента њиховог модела упореде са резултатима параметарске анализе, добија се график приказан на слици 7-4.

Прецизност њиховог аналитичког модела је очигледно много боља од FA-EC модела. Како у њиховим изразима други облик лома има већу носивост, то је први облик лома (лом плоче) меродаван у већем опсегу вредности β . Стога резултати модела за вредности β између 0 и 1 леже на правој која се може уочити на графику на слици 7-4. Овај аналитички модел за већину конфигурација даје одличне предикције носивости, а посебно за $\beta > 2$. За мале вредности β формула и није измењена, те су и одступања идентична као и у претходном моделу. Ова конзервативност првог облика лома T-елемента је широко позната и последица је не разматрања плоче као површинског елемента, већ упрошћеног T-елемента. Овај аналитички модел има највећа одступања на моделе са завртњевима M20, мада су генерално грешке за $\beta < 2$ поприлично разнолике, али и просечно мање него код претходно приказаног модела.

Највећи проблем овог модела, и поред релативно добрих резултата је што је он изведен на основу само два прелиминарна експериментална теста, са T-елементима дебљине плоче 17,3 mm, завртњевима M12, и варирани класе челика завртњева 5.6 и 8.8. За ове случајеве силе услед ефеката полуге ће заиста и бити близу краја плоче, али са овако малим експерименталним испитивањем немогуће је одбацити целокупну усвојену теорију Еврокода која се тиче сила услед ефеката полуге. Овај модел уопште не узима у обзир ниједну од релација датих једначином (7.5), већ независно од било каквих геометријских димензија подразумева силе услед ефеката полуге или на крају плоче, или

на месту спољашњег завртња. Ако се још узме у обзир да претпоставља и једнаке силе у завртњевима, веома је изненађујуће како предикције овог модела нису на страни несигурности, тј. не премашују стварне носивости Т-елемената за већину случајева. Истина, у случају модела M1-24-3-B20 модел премашује стварну носивост Т-елемента, и процењује нормирану носивост на графику у износу од 0,57, док је према нумеричком моделу она 0,567.



Слика 7-4: Поређења резултата аналитичког модела Pisarek-а и Kozlowsk-ог са резултатима параметарске анализе

Како се претходно приказана два постојећа аналитичка модела за прорачун носивости Т-елемената са четири завртња разликују суштинску у две претпоставке, обе ове претпоставке ће бити детаљно анализирани како за нумеричке моделе, тако и за експериментално испитане моделе. Те две претпоставке су положај сила услед ефеката полуге и однос сила у завртњевима. У наредна два потпоглавља приказаће се детаљна анализа ових резултата.

ОДНОС СИЛА У ЗАВРТЊЕВИМА Т-ЕЛЕМЕНАТА

Познавање односа сила у завртњевима представља незаобилазан корак у сваком извођењу аналитичких модела носивости Т-елемента. Нажалост, чак и за Т-елемент са два завртња у реду, постоји свега пар експерименталних података овог типа. За Т-елементе са четири завртња оваквих података нема у литератури. Овај однос се може добити и аналитички, наравно уз претпоставке које се усвоје у таквом поступку, али и такви резултати су више него скромни. Наиме, аналитички поступци углавном посматрају проблем у зони еластичности, те и овај однос сила важи само за тај опсег понашања. Аналитички модели су различите прецизности, али они са једноставнијим изразима су веома апроксимативни, а они који су прецизнији имају опет прекомпликоване изразе, у

смислу да се решења траже итеративним решавањем система једначина. Такав приступ, и генерално од свих предложених најсвеобухватнији, дат је за L-елемент (са једним завртњем) од стране Mael Cochau и сарадника [41–44]. И сви остали изрази за прорачун контактних сила и деформација плоче, из којих би се и могао извести однос сила у завртњевима (само за еластично понашање) баве се само T-елементима са два завртња у реду. Стога наредни приказ како нумеричких, тако и експерименталних резултата односа сила у завртњевима у T-елементима са четири завртња у реду представља јединствени такав случај у литератури.

С обзиром да се однос сила у завртњевима мења током оптерећења, неопходно је дефинисати ситуације у којима ће се овај однос посматрати. За ову сврху су одабрана два тренутка:

- 1) када сила у (унутрашњем) завртњу достигне вредност једнаку прорачунској носивости према Еврокоду, обележена са V_{Rd} . Као што је већ поменуто ова сила је јако блиска сили V_y на граници течења материјала завртња. Разлике ове две силе су приказане у табели 7-1. За одређивање вредности V_{Rd} коришћени су коефицијенти сигурности које прописује Еврокод, тако да је ова сила израчуната према $V_{Rd}=0,9 \cdot f_u \cdot A_s / 1.25$. Највећа разлика између ове две силе је за завртње квалитета 10.9. Ова сила је разматрана како би се могла испратити логика коју су усвојили Demonceau et al. у разматрању носивости T-елемента, и лакше увидети које апроксимације у њиховом приступу јесу или нису оправдане.
- 2) када сила у (унутрашњем) завртњу достигне максималну вредност - V_u , тј. прецизније када је сила у завртњу једнака $V_u = f_u \cdot A_s$.

Табела 7-1: Вредности сила V_y , V_{Rd} и V_u за разматране завртње

Величина завртња	Квалитет челика	V_y [kN]	V_{Rd} [kN]	V_u [kN]
M16	8.8	99,61	100,04	138,95
M20	8.8	155,45	156,11	216,82
M24	8.8	223,98	224,93	312,41
M16	10.9	141,30	113,04	157,00

Ова разматрања не укључују разлику у напонима у завртњу насталу савијањем завртњева. Тако да се врло често и при сили V_{Rd} јављају пластичне дилатације у завртњу, као последица савијања завртњева, но ово сада није предмет разматрања. За разматране ситуације посматране су укупне силе које преноси један завртањ, интеграцијом напона по пресеку, и посматран је тренутак када оне тако израчунате достигну вредности V_{Rd} и V_u . Нису посматрани максимални напони у завртњу.

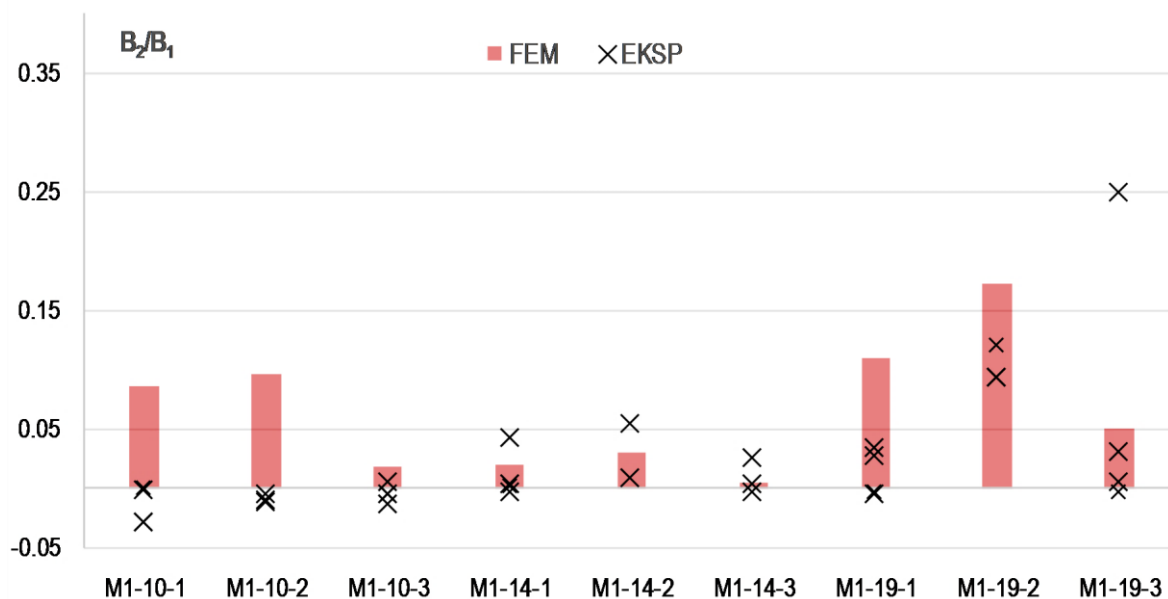
Иста логика је коришћена и за интерпретацију експерименталних мерења дилатација у оси завртња, са малом изменом. Наиме, пошто је немогуће одредити укупну силу коју

преноси један завртањ (у пластичној области) само познавајући дилатације у његовој оси, тренуци аналогни претходно описаним су узети као тренуци у којима је:

- дилатација у мерној траци одговара дилатацији на граници развлачења материјала, и у том тренутку је сматрано да је укупна сила коју преноси завртањ једнака V_{Rd} (мада би прецизније било рећи V_y , но разлике су мале за М16...8.8)
- дилатација у мерној траци једнака 0,02 m/m. За овај случај сматрано је да је сила у завртњу приближно једнака V_u . Ни ово није довољно тачно, с обзиром да граница чврстоће настаје при већим дилатацијама, али с обзиром на радни опсег мерних трака, сматрано је да је превише несигурно узимати веће измерене дилатације.

Из разлога нешто другачијег одређивања тренутка у ком се рачунају односи сила у завртњевима, одступања између експерименталних и нумеричких резултата су нешто већа. На слици 7-5 приказано је поређење нумеричких и експерименталних резултата односа сила $\xi = V_2/V_1$ за случај када је $V_1 = V_{Rd}$, где је са V_2 обележена сила у спољашњем завртњу, а са V_1 сила у унутрашњем. Ова расподела сила у завртњевима одговара еластичном понашању завртњева.

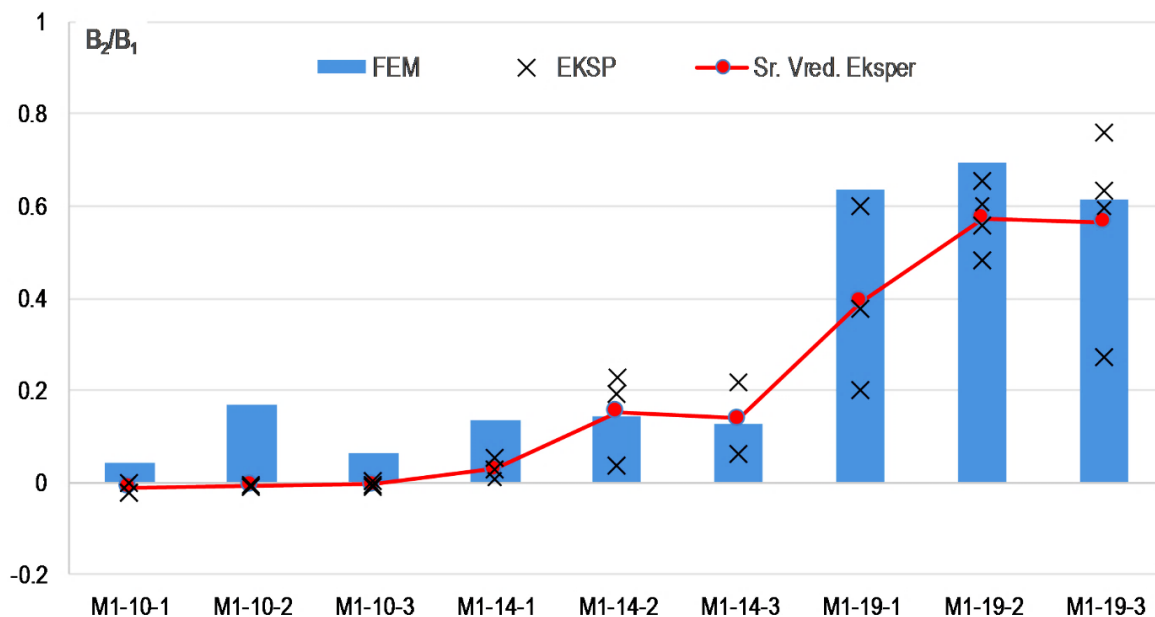
На слици 7-5 црвеним стубцима је приказана вредност ξ добијена нумеричким симулацијама, док су тачкастим ознакама приказани експерименталне вредности. Њихов број од узорка до узорка варира, јер су код неких узорака коришћени завртњеви са четири траке, па резултати ових мерења нису поређени на овај начин, услед различитих положаја мерних трака, и различитог слабљења пресека. Негативне вредности ξ које се могу видети за Т-елементе са плочом дебљине 10 mm не значе силу притиска у завртњу, већ смањење дебљине плоча Т-елемената на месту завртњева. С обзиром да се код ових Т-елемената спољашњи завртањ налази у зони контакта између плоча, очигледно долази до одређеног растеређења завртња. У сваком случају, ови резултати сведоче да спољашњи завртањ не преноси практично никакву силу док је унутрашњи завртањ у еластичној области. Такође, слично је и за Т-елементе дебљине плоче од 14 mm, иако у екстремним случајевима је забележен максималан однос $\xi = 0,05$. Генерално, и ове вредности значе да у еластичној области спољашњи завртањ практично не преноси никакву силу, у случају Т-елемената чији је отказ контролисан ломом плоче. Међутим, према поделама датим у FA-EC моделу, узорци Т-14-2 и Т-14-3 не спадају у лом по плочи. Наиме, према том моделу, прва четири узорка дата на сликама 7-5 и 7-6 имају облик лома 1 (лом по плочи), док сви остали имају облик лома 2, али такав да се пластични зглоб ствара уз други завртањ, те да он не доприноси носивости Т-елемента. Са друге стране када се погледа, чак и у еластичном подручју, узорци дебљине плоче 19 mm показују одређени утицај спољашњих завртњева у преносу оптерећења, иако доста скроман, и само у екстремном случају он износи 25%. Може се слободно сматрати да је код овог појединачног резултата услед имперфекција на узорку, овај спољашњи завртањ носио већу силу него што би преносио при идеалној геометрији.



Слика 7-5: Однос сила у завртњевима ξ при еластичном понашању завртњева ($B_1 = B_{Rd}$) – експериментална мерења и нумерички резултати

На слици 7-6 дат је исти однос ξ за тренутак када је сила у унутрашњем завртњу једнака B_u , односно измерена дилатација у оси завртња једнака 0,02. Просечна вредност измерених односа представљена је црвеном линијом. Поклапање експерименталних и нумеричких резултата је задовољавајуће, имајући у виду чињеницу да су експериментални резултати свакако очекивано нижи, из разлога тренутка очитавања овог односа. Евидентно је да за најтање плоче ни у стању пластификације унутрашњег завртња не долази до преноса силе преко спољашњег. Такође, узорци М-14-1 и М-19-1 показују мање односе ξ него што се добија нумеричком анализом. Ипак, сигурно је да би се касније услед додатног издужења завртња за веће дилатације, овај однос такође повећао. Подсећања ради, ова два узорка имају унутрашњи завртањ максимално удаљен од ребра Т-елемента, тј. имају димензију m највећу од свих варираних. За остале узорке, поклапања су задовољавајућа. Као што се види, код дебљина плоча до 19 mm јавља се сила у спољашњем завртњу једнака 60% силе у унутрашњем.

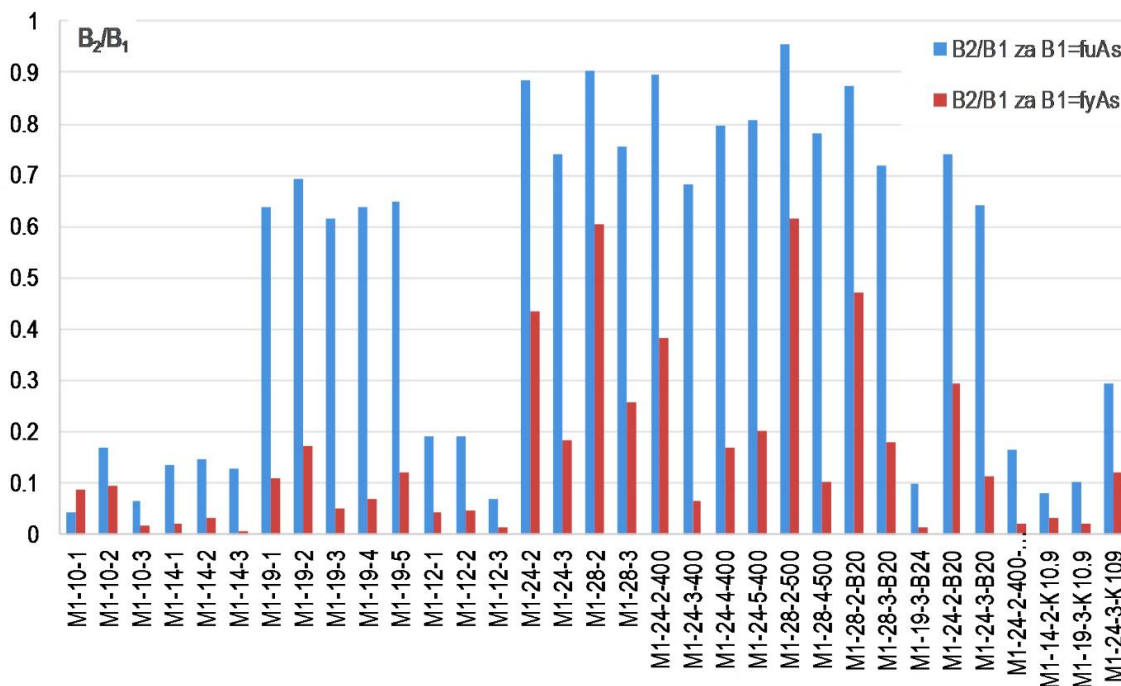
Коначно, односи ξ за све моделе параметарске анализе, како за еластично понашање, тако и за пластично понашање завртњева, приказани су на слици 7-7. Уочљиво је да је релативна разлика између различитих конфигурација далеко већа за еластично понашање (црвени ступци), док се за пластично понашање суштински разликују два типа понашања. Прву групу чине конфигурације код којих однос ξ не прелази 0,2, и овде спадају сви модели код којих лом настаје услед лома плоче, а пластични зглоб се ствара уз унутрашњи завртањ (сви модели М-10- и сви модели М-12-), али и модели М-14- као и занимљиво модел М-24-400 и М-19-3-В24.



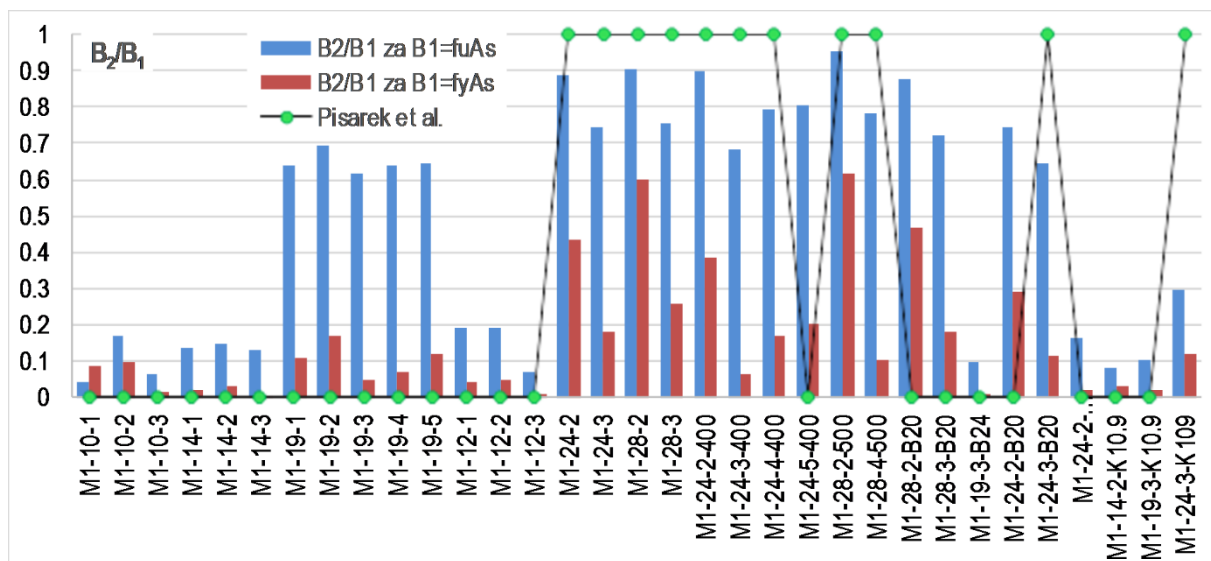
Слика 7-6: Однос сила у завртњевима ξ при пластичном понашању завртњева ($B_1 = B_u$) – експериментална мерења и нумерички резултати

Другу групу чине модели код којих независно од нивоа еластичне прерасподеле силе између завртњева, при пластификацији, однос ξ је већи од 0,6. Претпостављену максималну расподелу од 0,8 према Немачким стандардима, прелази чак 5 модела, док је код још три ξ практично једнако 0,8. Максималну вредност односа достиже модел M-28-6-B20 код кога је чак $\xi=0,94$. Самим тим, претпостављено ограничење ξ на 0,8 је очигледно неоправдано, и конзервативно. Штавише, аналитички модели потпуно погрешно претпостављају ове односе сила у завртњевима за све приказане моделе. Наиме, код свих приказаних модела, аналитички модел FA-EC предвиђа однос сила у завртњевима једнак нули, из разлога што према овом моделу све конфигурације отказују или ломом плоче (облик 1, те је пластични зглоб уз унутрашњи завртањ, па ни он не носи силу – такви су модели M-10-#, M-12-#, M-14-1) или симултаним обликом лома плоче и завртњева, али оним који подразумева да је други пластични зглоб у плочи уз спољашњи завртањ, те тај спољашњи завртањ и није оптерећен. Овакве претпоставке су очигледно озбиљно погрешне.

Са друге стране, према аналитичком моделу Pisarek-а који је показао изузетно добро слагање са нумеричким резултатима, сила у спољашњем завртњу би требала или да је 0 или да је једнака унутрашњем, тј. ξ је или 0 или 1. На наредној слици приказане су пројекције односа ξ према овом аналитичком моделу. Други аналитички модел (FA-EC) претпоставља однос сила једнак нули у свим поменутих случајевима, тј. конфигурацијама, па стога није експлицитно приказан. Из резултата приказаних на слици 7-8 јасно се увиђа да ниједан од два постојећа аналитичка модела за прорачун носивости Т-елемената не претпоставља ни приближно задовољавајуће однос сила у завртњевима.



Слика 7-7: Односи сила у завртњевима ξ за све моделе параметарске анализе при еластичном и пластичном понашању завртњева



Слика 7-8: Поређење усвојених односа сила у завртњевима ξ у аналитичким моделима са резултатима параметарске анализе

7.3. СИЛЕ УСЛЕД ЕФЕКТА ПОЛУГЕ – ВЕЛИЧИНА, ПОЛОЖАЈ И ПОРЕЂЕЊА

Као што се могло закључити из претходно потпоглавља, основну улогу, како у одређивању односа сила у завртњевима, тако и у процени носивости Т-елемента, игра положај (и нешто мање интензитет) сила услед ефекта полуге. Без модела који предвиђа где ће се развити силе услед ефекта полуге, апроксимације које се уводе у аналитичке предикције су превелике. Такође, треба узети у обзир да су правила о положају СЕП усвојена у

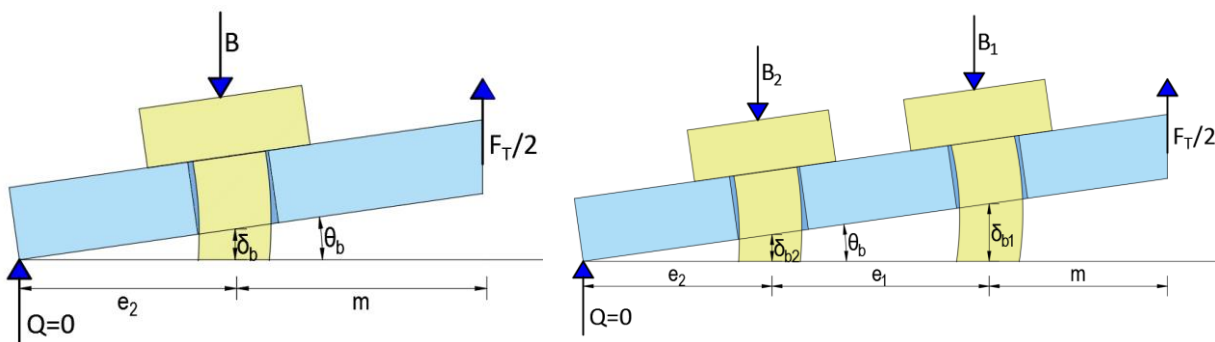
Еврокоду настала 1965. године, да се односе само на Т-елементе са два завртња у еластичном опсегу рада, и да ни тада нису специјално изведена, већ емпријиски усвојени. Њихова таква употреба за процену носивости Т-елемената са четири завртња је готово потпуно неоправдана, осим чињеницом да боља решења, посебно за овакве Т-елементе, нису ни понуђена.

Ово потпоглавље ће почети разматрањем услова који Еврокод намеће, и којим се одређује да ли ће доћи до појаве СЕП или не. У Еврокоду 1993-1-8 овај услов је (за Т-елемент са два завртња у реду) дефинисан као:

$$L_b \leq \frac{8,8 \cdot m^3 A_s}{l_{eff,t}^3} = \frac{0,73 \cdot m^3 A_s}{I_f} = L_b^* \quad (6.6)$$

Ако би се посматрала плоча Т-елемента за случај приказан на слици 7-9 лево, у тренутку када СЕП (Q) престаје да постоји, тј. $Q=0$, може се написати:

$$L_b^* = \frac{m^2 \cdot e_2 \cdot A_s}{I_f} \quad (6.7)$$



Слика 7-9: Гранична ситуација нестанка сила услед ефекта полуге за Т-елемент са два завртња у реду (лево) и са четири завртња (лево)

Начин извођења претходне једначине аналоган је начину којим ће се извести вредност L_b^* за Т-елемент са четири завртња у реду. Треба додати да се условом датим у неједначини (7.6) према Еврокодovим правилима одређује може ли (или не) настати симултани лом завртњева и плоче. Када је дужине завртњева већа од дате вредности L_b^* неће доћи до развоја СЕП. Недостају смернице ка истраживању којим се потврђује овако одабрана вредност граничне дужине завртња, а вредност 8,8 упућује да се ради о емпријском изразу.

Ако се посматра Т-елемент са четири завртња у реду, у тренутку када СЕП постају једнаке нули (слика 7-9 десно), важе следеће релације:

$$F_T / 2 = B_1 + B_2 \quad (6.8)$$

$$\delta_{b2} = e_2 \cdot \theta_b \quad (6.9)$$

где издужења завртњева одговарају сили у завртњевима према:

$$\delta_{bi} = \frac{B_i}{k_b} \quad (6.10)$$

а крутост сваког завртња се рачуна према:

$$k_b = \frac{EA_s}{L_b / 2} \quad (6.11)$$

Дужина L_b се израчунава према препорукама Еврокода и укључује дебљину спојених плоча, двоструку дебљину подлошке и по половину висина главе и навртке.

Нагиб греде на месту завртња B_2 може се израчунати као нагиб еластичне конзолне греде, јер у овом случају не постоји пластични зглоб на месту силе F_T . Стога се нагиб θ_b може израчунати као:

$$\theta_b = \frac{B_1 m^2}{2EI_f} + \frac{B_2 (m + e_1)^2}{2EI_f} \quad (6.12)$$

Заменом једначина (7.10), (7.11) и (7.12) у једначину (7.9), и уз претпоставку да је Јангов модул еластичности завртњева једнак модулу еластичности плоче, добија се:

$$L_b = \frac{e_2 A_s}{I_f} \left(\frac{B_1}{B_2} m^2 + (m + e_1)^2 \right) \quad (6.13)$$

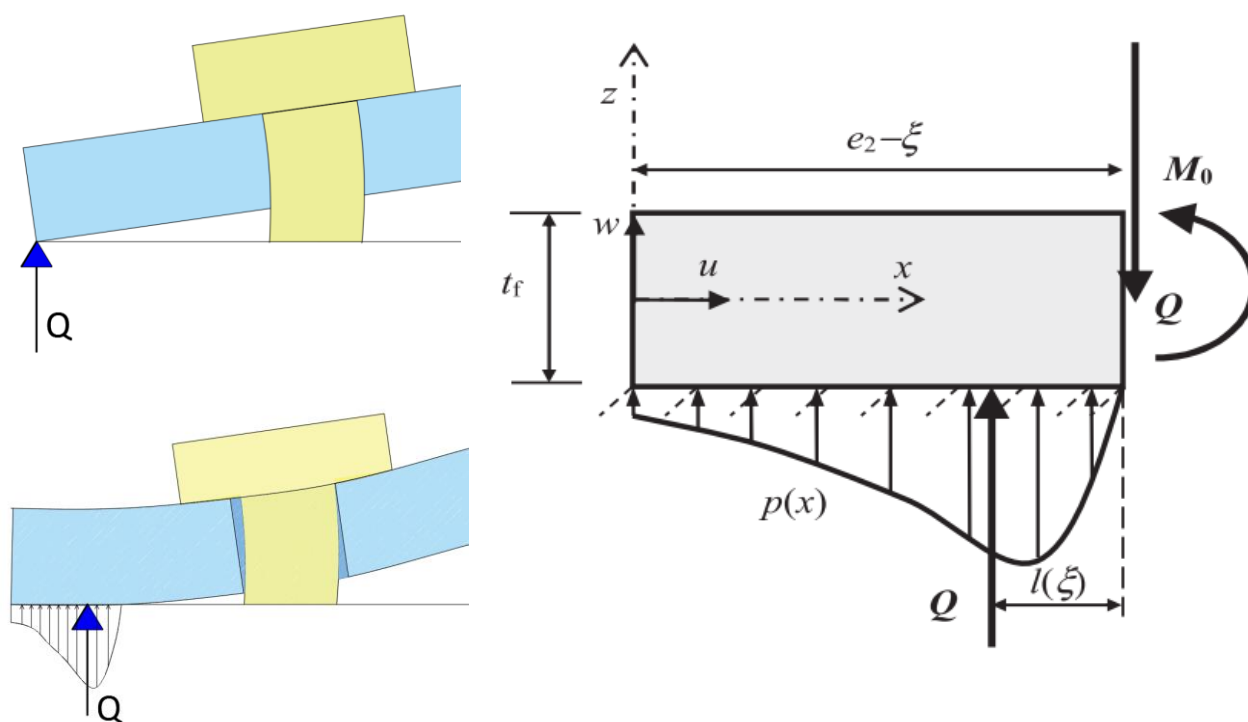
Из ове једначине може се одредити гранична дужина завртња, али само ако се познаје однос сила у завртњевима. Из свега до сада наведеног, за овај случај ($Q=0$) сила у завртњевима је веома блиска, те се може ради једноставности усвојити $B_1/B_2=1$. Онда следи да до сила услед ефеката полуге код Т-елемента са четири завртња неће доћи уколико су завртњеви дужи од:

$$L_b^* = \frac{e_2 A_s}{I_f} (2m^2 + 2me_1 + e_1^2) \quad (6.14)$$

Ако се према једначини (7.14) израчуна потребна дужина завртња за све моделе параметарске анализе како не би дошло до појаве СЕП, добија се да је најмања од свих вредности за модел М-28-3, и износи 144mm, затим М-28-2 ($L_b^*=179.5\text{mm}$), па потом М-24-3 за који L_b^* износи 231,5 mm. Из оваквих резултата јасно је да је се модел лома 3 неће јавити ни у једном реалном Т-елементу, као и да ће увек бити могућ модел лома 2. То јест, силе услед ефеката полуге ће за све практично могуће конфигурације Т-елемента

постојати, и утицати на његово понашање, те је њихова карактеризација незамењив корак у разумевању и опису понашања Т-елемената са четири завртња.

Када се јављају силе услед ефеката полуге, онда теоријски постоје две опције њиховог карактера. Прва опција је да се оне заиста јављају само у тачки краја плоче, и да практично представљају концентрисану силу на крају плоче Т-елемента. Овај случај ће се јавити код дебелих плоча, тј. за дужине завртњева које су ближе граници датој једначином (7.15). Са друге стране, много чешће ће се СЕП јавити на одређеној дужини плоче, па се у том случају може говорити о дужини простирања СЕП, и месту њихове резултанте. На крају зоне плоче у контакту (слика 7-10 десно) вертикално померање плоче и ротација плоче су једнаки нули, те се овај пресек понаша као укљештење. Момент тог укљештења једак је моменту који прави резултанта (Q) СЕП на растојању $l(\xi)$. За случај да се контакти јављају на делу плоче између спољног завртња и краја плоче, дужина површине у контакту је једнака $e_2 - \xi$, јер је са ξ обележено растојање од почетка контакта до суседног завртња. Ради симплификације, димензија $l(\xi)$ се најчешће сматра једнаком нули, те се на месту одизања плоче налази и резултанта Q . Ово наравно неће бити тачно код јако танких плоча, али без овакве апроксимације, математички третман СЕП постаје превише комплексан.

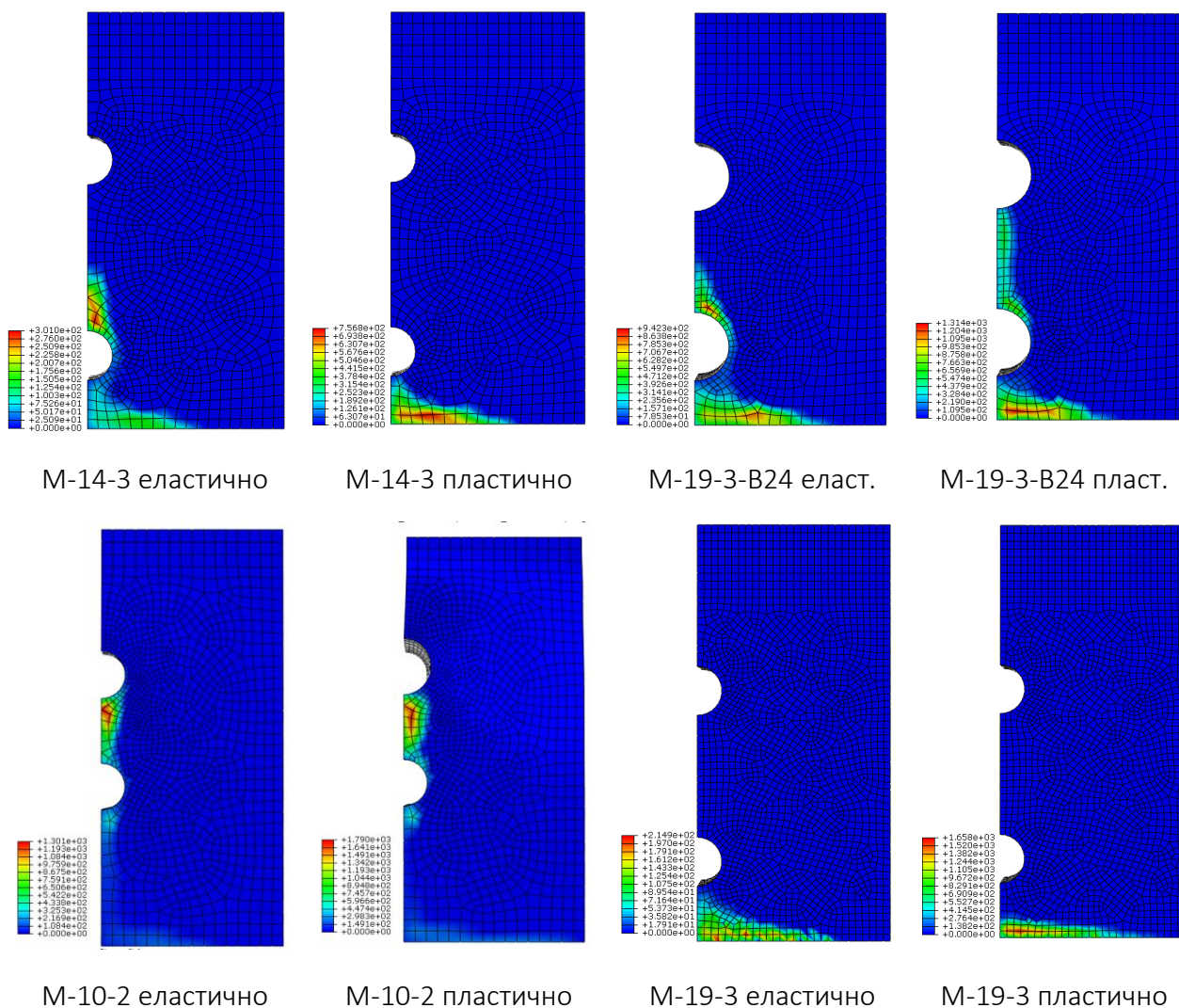


Слика 7-10: Силе услед ефеката полуге и њихова резултанта (лево) и површина плоче у контакту са ознакама према Couchaux et al. [41]

Развој контактних напона је експериментално веома тешко измерити, али их је са друге стране, у нумеричким симулацијама веома лако прерачунати. Наравно, овако процењени контактни напони су одговарајући само онолико колико је и цео нумерички модел прецизан. Додатна одступања (између нумеричких процена и стварног понашања) услед

слабог познавања параметара стварног контакта сигурно постоје. И поред овога, нумерички резултати контакта су најбољи алат у сагледавању СЕП. Овај метод је коришћен и у готово свим другим савременим студијама које се баве силама услед ефеката полуге.

Распоред и интензитет контактних напона за одабране моделе параметарске анализе дати су у анексу Е. У овом анексу приказани су резултати свих интересантнијих модела, тј. изостављени су само одређени модели са најдебљим плочама, за које је јасно да ће се контакти развијати само на самом крају плоче. Сви распореди контактних напона приказани су два тренутка оптерећења, сагласно принципу коришћеном за приказ односа сила у завртњевима у претходном потпоглављу. Тако да је посматрајући силу у унутрашњем завртњу, дат приказ контактних напона између плоча Т-елемената у тренуцима када ова сила постане једнака вредностима V_{Rd} и V_u из табеле 7-1.

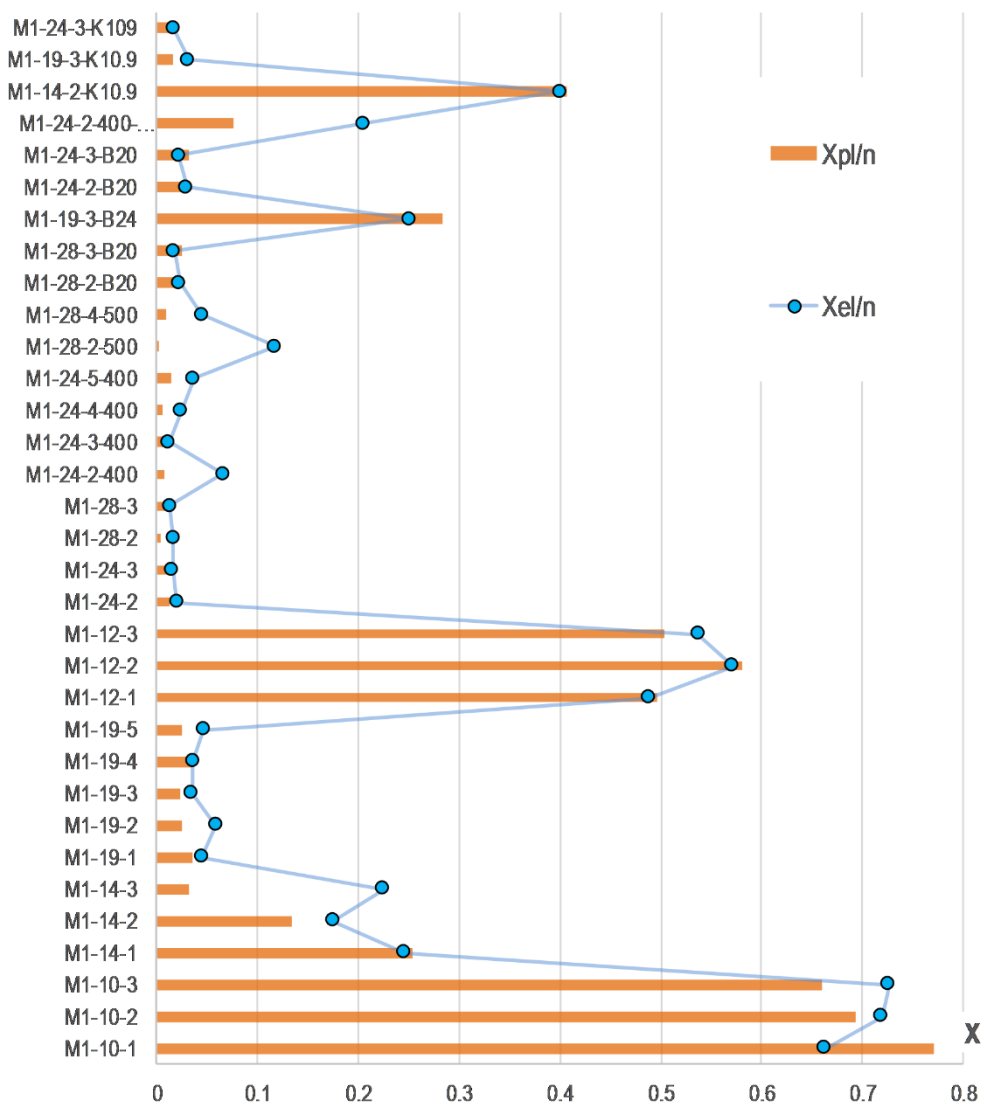


Слика 7-11: Контактни напони између плоча Т-елемената за неке од модела параметарске анализе

За већину модела се површина контакта очекивано помера ка крају плоче након пластификације унутрашњег завртња. Као примери оваквог понашања дати су контакти модела М-14-3 и М-19-3. Разлика је што код М-14-3 се током еластичног понашања унутрашњег завртња, контакт простира и између завртњева, да би се касније при већим оптерећењима повукао иза спољашњег завртња. Са друге стране, код дебљих плоча, као у случају М-19-3, овај контакт је и при еластичним деформацијама завртњева у зони између спољашњег завртња и краја плоче (на делу који је дужине e_2 , па можемо назвати ту зону ради концизности e_2 , а зону између завртњева - зона e_1). Међутим, код два модела М-19-3-В24 и М-14-2-k109 долази до супротне појаве: при пластификацији унутрашњег завртња контактна површина се шири ка унутрашњем завртњу. Код танких плоча, контакти се успостављају као што је приказано на слици 7-11 за пример М-10-2. Они се простиру и у зони e_1 током целог опсега оптерећења до лома, што је последица њиховог лома по плочи. Сви модели са дебљим плочама и завртњевима М16 имају зону плоче у контакту сличну приказаном моделу М-19-3, тј. сила Q се налази у зони e_2 и при пластификацији унутрашњег завртња се додатно помера ка крају плоче.

Резултати положаја резултанте сила услед ефеката полуге за све моделе параметарске студије приказани су на слици 7-12. Наранџастим стубцима приказани су положаји силе Q при сили унутрашњег завртња једнакој V_u док је плавом линијом обележен положај када је сила у истом завртњу једнака V_{Rd} . Вредности на ординати, обележене са X представљају однос положаја силе од краја плоче и растојања од унутрашњег завртња до краја плоче, тј:

$$X = \frac{e_2 - \xi - l(\xi)}{e_1 + e_2} = \frac{e_2 - \xi - l(\xi)}{n_{stv}} \quad (6.15)$$



Слика 7-12: Положај резултанта (Q) сила услед ефекта полуге за моделе параметарске анализе

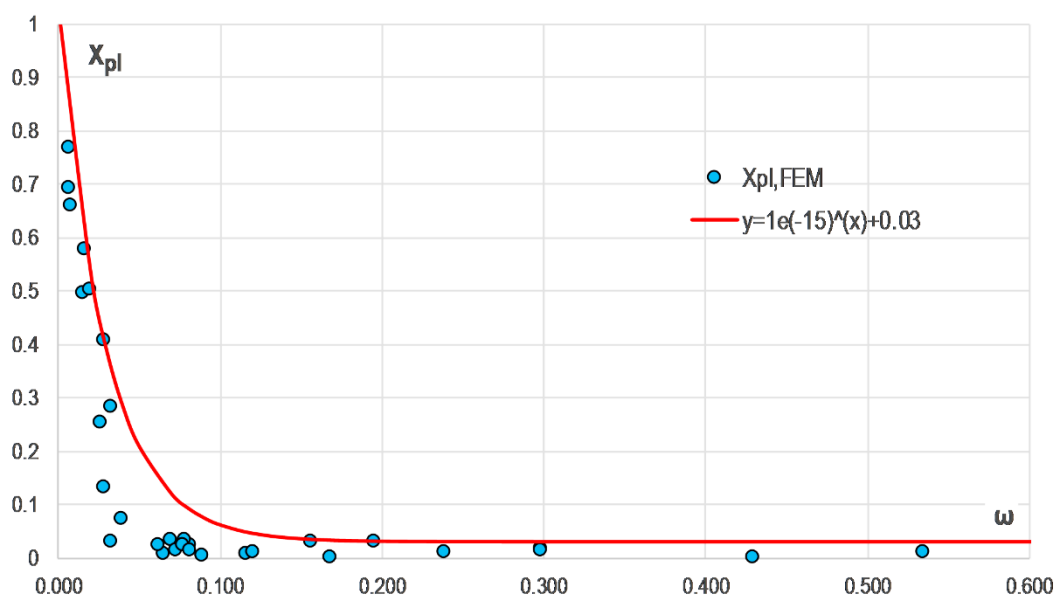
У изразу (7.15) са n_{stv} названа је удаљеност унутрашњег завртња од краја плоче, и она представља збир растојања e_1 и e_2 . Индекс stv служи да би се нагласило да ова димензија не подлеже ограничењима Еврокода датим једначинама (7.5), већ се односи на стварне положаје завртњева на плочи. Тако да када је вредност X једнака нули, резултанта СЕП се налази на самом крају плоче, као што је то представљено на слици 7-10, а за теоријску вредност $X=1$, резултанта би се налазила на месту унутрашњег завртња.

Као што се може уочити са слике 7-12, у већини модела је положај силе Q при пластификацији завртња додатно померен ка крају плоче, а само у два случаја поменутих модела, смер померања је обрнут. Конфигурације које отказују ломом плоче, тј. обликом лома 1, имају велике вредности X на графику са слике 7-12. Разлог је што је већина контакта концентрисана уз унутрашњи завртњ, где плоча услед израженог савијања има највеће контактне притиске са подлогом. Са друге стране, код модела који не отказују у

облику лома 1, већ у облику лома 2, резултанта је при пластификацији завртња веома близу краја плоче. Такође, увиђа се да је независно од односа димензија положаја завртњева у Т-елементу ($m-e_1-e_2$) резултанта сасвим блиска крају плоче, што сведочи да прорачунска ограничења дата једначинама (7.5) нису прецизна, нити осликавају стварно понашање.

Резултати приказани на слици 7-13 не упућују на зависност положаја силе Q између модела. Како би се могла одредити ова зависност, резултати X_{pl} са графика на слици 7-13 представљени су у зависности од параметра ω изведеног из једначине (7.6):

$$\omega = \frac{I_f L_b}{e_2 A_s \cdot (2m^2 + 2me_1 + e_1^2)} \quad (6.16)$$



Слика 7-13: Релативни положај силе Q при пластификацији унутрашњег завртња у зависности од параметра ω

У овом изразу L_b представља прорачунску дужину завртња у Т-елементу према препорукама Еврокода. У случају када је ω једнако 1,0, силе услед ефеката полуге престају да постоје, тако да је домен $X_{pl}(\omega) = D_{X_{pl}}$: $\omega \in (0,1)$. Обвојница резултата је такође представљена на графику и усвојена је функција:

$$X_{pl} = (10^{-15})^\omega + 0.03 \quad (6.17)$$

Вредност од 0,03 је усвојена као конзервативна резерва за све конфигурације код којих је ω веће од 0,2. Ипак, померање резултате СЕП за 3% ка ребру не утиче значајно на носивост Т-елемента. У суштини, примећује се да се положај резултате СЕП драстично помера ка унутрашњем завртњу тек за вредности ω мањим од 0,05. Ово су уједно и конфигурације код којих лом настаје услед лома плоче. Треба нагласити да се нумерички

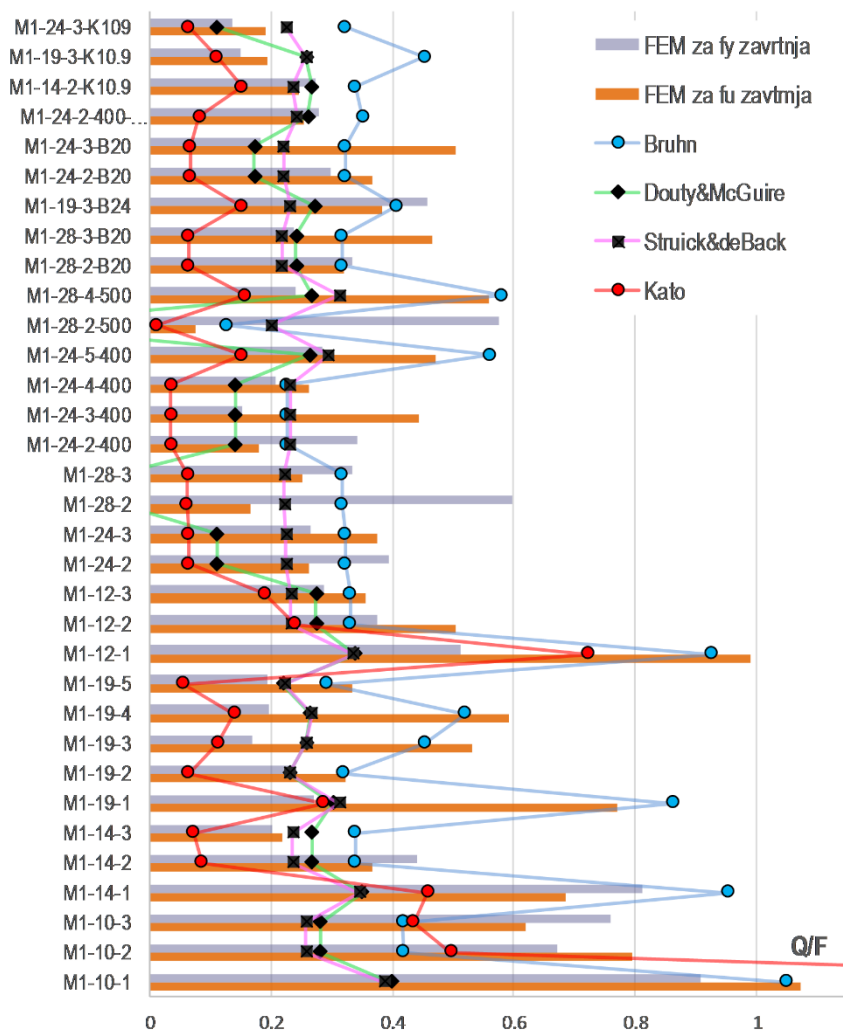
резултати приказани на графику на слици 7-13 односе на израчунати положај резултанте СЕП интеграцијом контактних напона и не укључују поменућу симплификацију да је положај резултанте на крају површине у контакту. Такво поједностављење се користи у аналитичким разматрањима ради упрошћења прорачуна, али у нумеричким резултатима за тим нема потребе.

Поред положаја, пожељно је сагледати и интензитет сила услед ефеката полуге. Иако је за одређивање носивости далеко важнији положај резултанте, интензитет сила такође даје увид у понашање Т-елемента. Интензитет сила је изражен у односу на силу F којом је ребро Т-елемента оптерећено, тако да су СЕП приказане као однос Q/F . На исти начин као и до сада, разматрани су тренуци када сила у унутрашњем завртњу достигне вредности B_{Rd} и B_u из табеле 7-1. Резултати свих модела параметарске анализе за ова два тренутка приказани су наранџастим и сивим ступцима на слици 7-14. Поред ових вредности, на истом графику приказане су и вредности односа Q/F добијене аналитичким изразима, према неколико аутора.

Предвиђања односа Q/F према Bruhn-у израчуната су једначином (2.69), где је за a усвојена вредност n према једначини (7.5), а за b вредност m . Овим су уважена правила Еврокода која се односе на положај сила услед ефеката полуге. Резултати названи према ауторима Douty&McGuire, срачунати су уз помоћ формуле (2.75). Опет је за a усвојена вредност n према једначини (7.5). Коначно, приказани су, и упоређени, и резултати израза (2.92) који предлажу Struick и deBack. Проблем њихове једначине је што је потребно познавати однос момената у пресеку до ребра и у пресеку плоче код унутрашњег реда завртњева (α). Приказани резултати су срачунати за $\alpha=1$, иако ово наравно одговара само плочама код којих долази до облика лома 1. За крај, уврштени су и резултати аналитичког модела који предлажу Kato и Такака [99], а који нису дати у прегледу модела у поглављу 2. Из њиховог израза за силу у завртњу, могао би се поједностављењем датим уз једначину (1.19) дати израз за однос сила Q/F као:

$$\frac{Q}{F} = \frac{m^2}{\xi^2 + 2\xi m} \quad \text{uz pretp. } l(\xi) = 0 \quad (6.18)$$

У овај израз, уврштен је положај почетка контакта на месту резултанте Q , и ове вредности су уврштене за сваки модел из резултата претходног потпоглавља. Ово наравно обесмишљава ову методу, јер је положај сила у општем случају непознат, али је то једини начин да се прикажу предикције и овог аналитичког модела, како би се могла направити поређења.



Слика 7-14: Односи сила услед ефеката полуге и оптерећења T-елемента (Q/F) за све моделе параметарске анализе

Посматрајући резултате приказане на слици 7-14 испоставља се да су најпрецизније пројекције интензитета СЕП оне које предлаже Bruhn [25]. Треба нагласити да су сви приказани аналитички модели изведени за T-елементе са два завртња, да се сви односе на еластичну област понашања. Поред овога, Dauty и McGuire предвиђају преднапрезање завртњева, Bruhn и Nui су свој модел развили за спојнице у аеронаутици, док модели Struic-deBack и Kato-Танака увршћују величине које реално не могу бити познате у фази израчунавања СЕП. Поред овога, већина израза даје задовољавајуће предикције само за опсег геометрија који је сличан тестираним узорцима у истраживањима којима су формуле и потврђиване. Другим речима, сви аналитички изрази за интензитет СЕП су мање или више непоуздани и представљају мање или више грубу процену чак и када се односе за конкретан случај за који су развијене. Постојање додатног завртња у T-елементу са четири завртња потпуно излази из домена ових формула, те их и не треба користити за ове сврхе. Неке разлике у моделима, посебно у оним у којима се јављају највећи односи Q/F ови модели ипак могу да забележе, те се примећује коректан тренд већине модела,

ипак генерално, грешке су у већини случајева превелике да би биле допустиве. Треба напоменути да су у изразима за крутост завртњева у Еврокоду, коришћене претпоставке да је сила у завртњима услед ефеката полуге једнака $0,64Q$, тј. да СЕП износе 28% силе Q (слика 3-9). Као што се види са слике 7-14, оваква оцена сила услед ефеката полуге није задовољавајућа за Т-елементе са четири завртња у реду. Свега око 50% модела има интензитет СЕП који су у овој граници.

7.4. САВИЈАЊЕ ЗАВРТЊЕВА У Т-ЕЛЕМЕНТИМА

Ефекти полуге играју најважнију улогу у оптерећењу завртњева Т-елемента које се у свим аналитичким разматрањима сматра центричним затезањем. У стварности, постоје два феномена у вези са ефектима полуге. Први представљају поменути ефекти полуге који представљају контактне напона између плоче и подлоге, и резултују повећањем силе у завртњу, која је и даље приближно аксијална. Други су локални ефекти полуге који се јављају на глави навртци завртња, изазивајући како аксијалну силу тако и савијање завртња [118]. Стварно понашање ће бити контролисано од стране оба ова феномена, од којих ће углавном један бити израженији.

Експериментални докази показују да је савијање завртњева значајно и у еластичној и у еласто-пластичној фази понашања [44]. Као што је већ напоменуто, практично ниједан аналитички модел не узима ово у обзир. У поглављу 5 ове дисертације, приказани су и завртњеви након тестова спроведених у оквиру овог истраживања, који недвосмислено сведоче о савијању завртњева. Ради описа пластичне интеракције савијања и затезања у завртњу, следећа апроксимација за кружни пресек се може усвојити као што предлажу и Cauchaux et al. [44] :

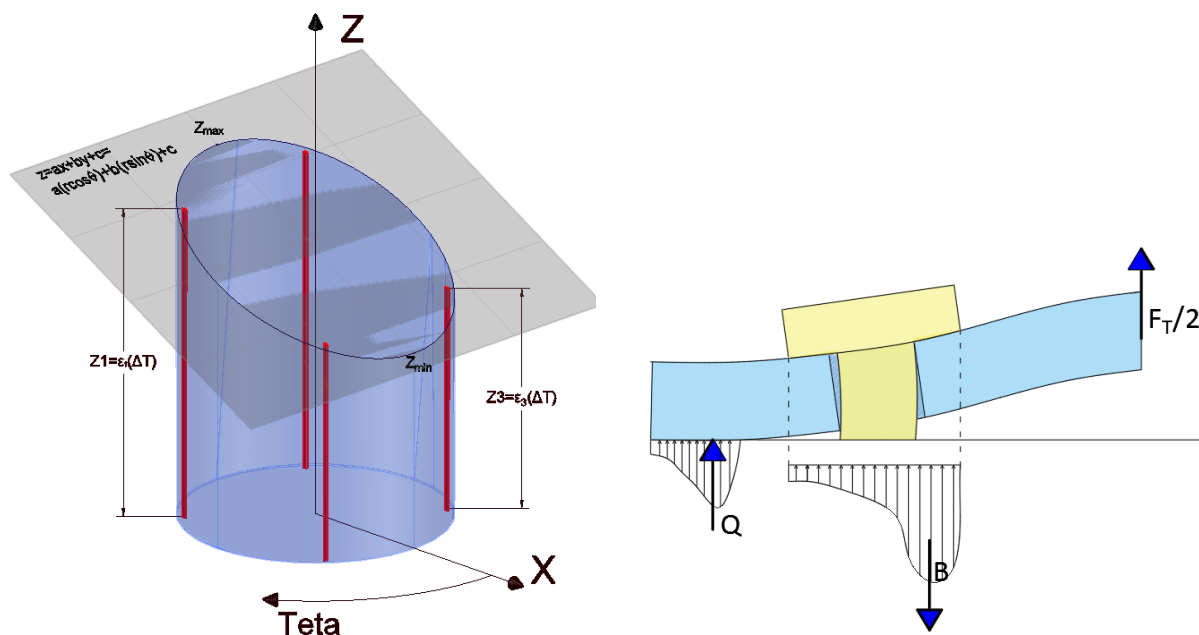
$$\left(\frac{M_{pl,z,MN}}{M_{pl,z}} \right) + \left(\frac{B_{pl,MN}}{B_{pl}} \right)^2 = 1 \quad (6.19)$$

где су

$$B_{pl} = A_s f_{yb} ; \quad M_{pl,b} = \frac{4R_s^3}{3} f_{yb} ; \quad R_s = \sqrt{\frac{A_s}{\pi}} \approx 0.45d \quad (6.20)$$

Савијање завртњева је најизраженије када се завртањ налази веома блиско ребру Т-елемента. Такође, код танких плоча, као што је и приказано експерименталним резултатима овог истраживања, услед мале елонгације завртњева, а великих ротација плоча, савијање завртњева ће имати одлучујући ефекат на носивост завртњева.

Проблем се своди у одређивању величине момента савијања завртња. Како су у овом истраживању експериментално мерена савијања завртњева одређених узорака, прво ће се приказати резултати ових мерења.



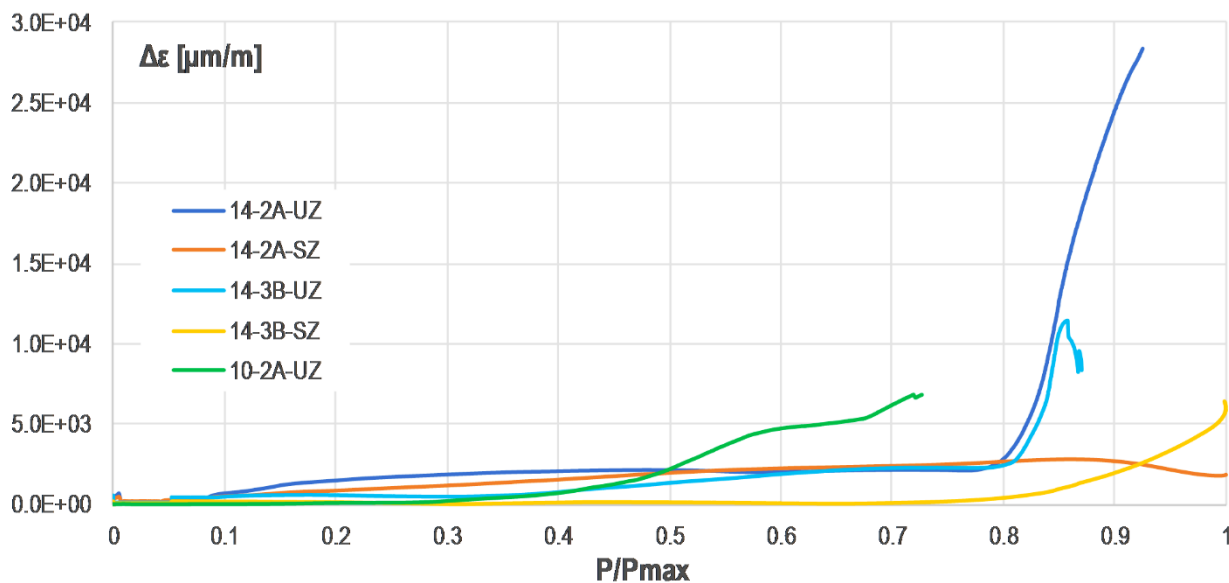
Слика 7-15: Графичка илустрација прорачуна дилатација услед савијања (лево) и глобални и локални ефекти полуге (десно)

Начин мерења савијања у завртњевима појединих узорка Т-елемената са четири завртња састојао се од мерења подужних дилатација по обиму тела завтња. Овакав начин мерења је коришћен и у [182] али са само две траке по обиму наспрамно постављене. Резултати су према самом аутору [182] били бескорисни јер није било познато где се траке налазе у односу на плочу, те стога резултати нису ни приказани. У овом истраживању су дилатације мерене са четири траке постављене по обиму на сваких 90 степени. Међутим, у половини случајева, једна од трака није радила, или је престала са радом брзо након почетка оптерећивања узорка. Но, и са три траке, као и са четири, коришћена процедура обраде података је иста. Наизглед једноставан проблем одређивања максимума криве у простору која се налази у пресеку равни и цилиндра, а чије су само три или четири тачке познате, није нимало једноставан за аналитичке решење. Стога такво решење није ни покушавано да се изводи, већ је проблем решен нумерички. Физичка интерпретација проблема одређивања дилатација изазваних савијањем представљена је сликом 7-15. Треба нагласити да релативни положај равни у односу на мерна места није познат, јер се завртањ приликом инсталације помера (окреће) око своје осе. Раван представља очекивано поље дилатација услед једноосног савијања, а z-оса подужне дилатације у завртњу. Корази за одређивање дилатација услед савијања, који су имплементирани у MATLAB, и којима су израчунати касније приказани резултати могу се поделити на:

- Одређивање релативног положаја мерних трака (сваке у односу на остале) по обиму завртња и учитавање њиховог записа по читавом времену трајања теста
- За сваки тренутак појединачно ($t=0:\Delta t:t$):

- У цилиндричном координатном систему са почетком у оси завртња дефинишу се тачке чије су координате $\langle r, \theta, z \rangle$ једнаке $\langle R', \theta_{\text{mer.tr}}, \epsilon(\Delta t) \rangle$, где је R' полупречник суженог пресека завртња на ком су постављене мерне траке, а $\theta_{\text{mer.tr}}$ је на ком се конкретна мерна трака налази. Оваквих тачака има 3 или 4, зависно од броја оперативних мерних трака током теста.
- Налазе се коефицијени равни у простору која или пролази кроз три дефинисане тачке (у случају да постоје мерења са само три мерне траке) или која је методом најмањих квадрата фитована између четири тачке у простору
- Израчунава се координата z за све тачке које се налазе на пресеку обима тела завртња и дефинисане равни, тако што се за $r = \text{const.} = D_{\text{zav}}/2$ варира угао θ за по један степен, у распону од 0-360 степени, и према коефицијентима равни одређује z за сваку од ових тачака које припада дефинисаној равни.
- Коначно, од свих 360 вредности z (тј. $\epsilon(\Delta t)$), снимају се минимум и максимум, тј. њихова разлика, као и средња вредност дилатације која одговара оси завртња

Овако израчунате вредности разлика у дилатацијама на месту највеће и најмање дилатације, приказане су за тестиране узорке на слици 7-16.

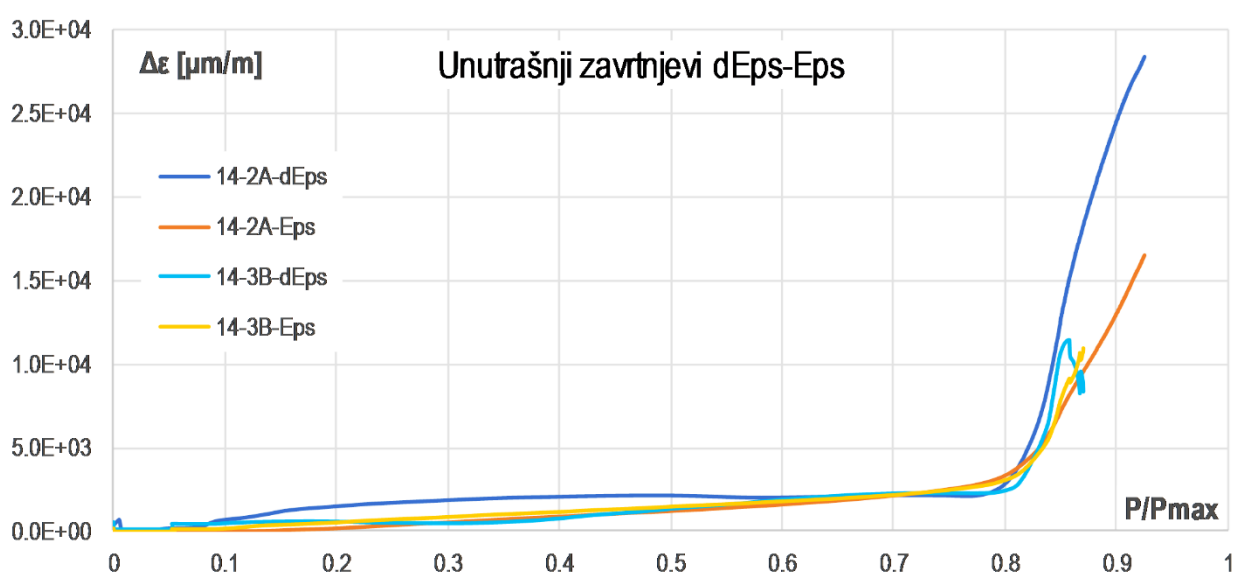


Слика 7-16: Максимална разлика дилатација у завртњевима за три експериментална узорка у односу на скалирано спољашње оптерећење

На апсциси дијаграма на слици 7-16 приказане су максималне разлике у дилатацији израчунате према објашњеном поступку. На ординати су оптерећења T-елемената скалирана спрам максималног оптерећења сваког теста. Број мерених узорка је скроман из разлога лошег понашања мерних трака на обиму, што је објашњено у поглављу 5. Такође, за све унутрашње завртњеве криве се завршавају пре достизања максималног

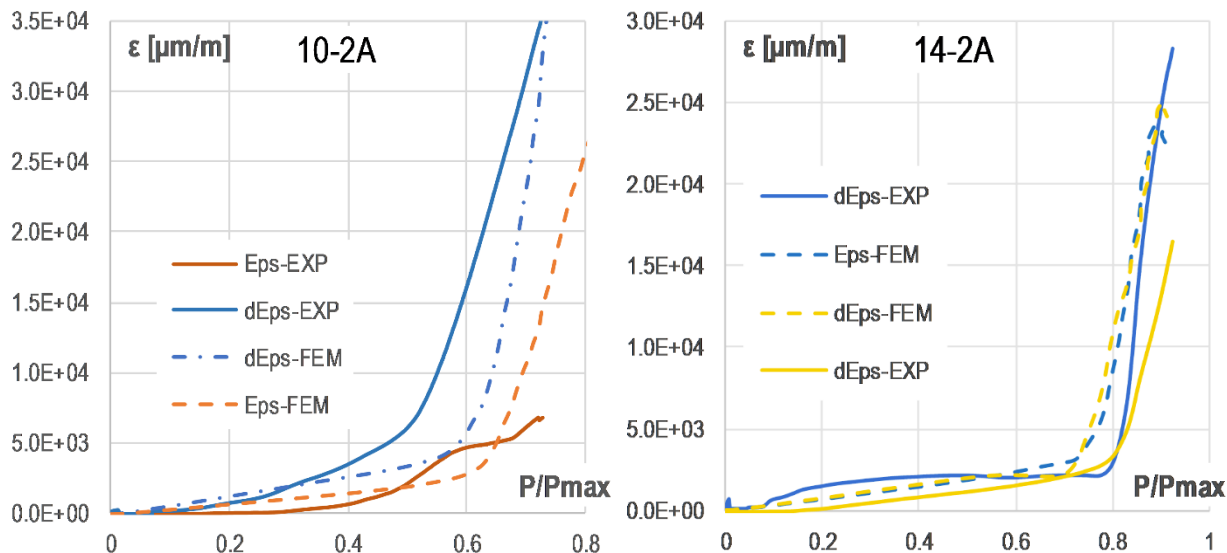
оптерећења. Ово је зато што су резултати приказани само до тренутка док постоји одзив најмање три мерне траке. Након овог тренутка не може се израчунати раван деформисаног пресека. Резултати на слици 7-16 показују изражене дилатације услед савијања. Пластификација материјала завртњева почиње на дилатацијама од приближно $3000 \mu\text{m}/\text{m}$. Тако да практично само савијање изазива половину дилатација пластификације крајњих влакана и при оптерећењима која су једнака половини максималног оптерећења. Нажалост, мерне траке на завртњу узорка Т-10-2А су престале да раде пре достизања већих нивоа оптерећења, но као што се види, при оптерећењу једнаком 70% максималног, дилатације у крајњим влакнима услед савијања достићи ће границу пластичности. Ако се пореде резултати узорака 14-2А и 14-3В, Види се да се понашање унутрашњег завртња не разликује. Након достизања 80% граничног оптерећења, долази до наглог пораста дилатација услед савијања. Спољашњи завртњеви су далеко мање напрегнути на савијање и ово се не мења до скоро самог отказа унутрашњих. Треба нагласити да се мерене дилатације односе на тело завртња у зони без навоја, и да ће у зони навоја дилатације услед савијања бити још израженије.

Ако се посматрају сада само узорци Т-14-2А и Т-14-3В, али се паралелно посматра и дилатација у оси завртња (E_{ps}), која успут није мерена, већ је прерачуната као средња дилатација по обиму, резултати су за унутрашње завртњеве приказани графиком на слици 7-17. Разлика дилатација у крајњим влакнима обележена је у легенди са dE_{ps} . Уочљиво је да положај спољашњег завртња нема посебног утицаја на савијање завртњева, као и да за овај однос дебљине плоче и димензије m , величине E_{ps} и dE_{ps} током читаве историје оптерећења имају готово једнаке вредности. Ово значи да у крајњем влакну, $2/3$ дилатација настају затезањем, док $1/3$ услед савијања завртња. Наравно да при пластификацији завртња услед затезања, ротација посматраног пресека драстично расте, што се и види на кривама dE_{ps} .



Слика 7-17: Унутрашњи завртњеви узорака Т-14-2А и Т-14-3В – разлика дилатација услед савијања и дилатације услед затезања

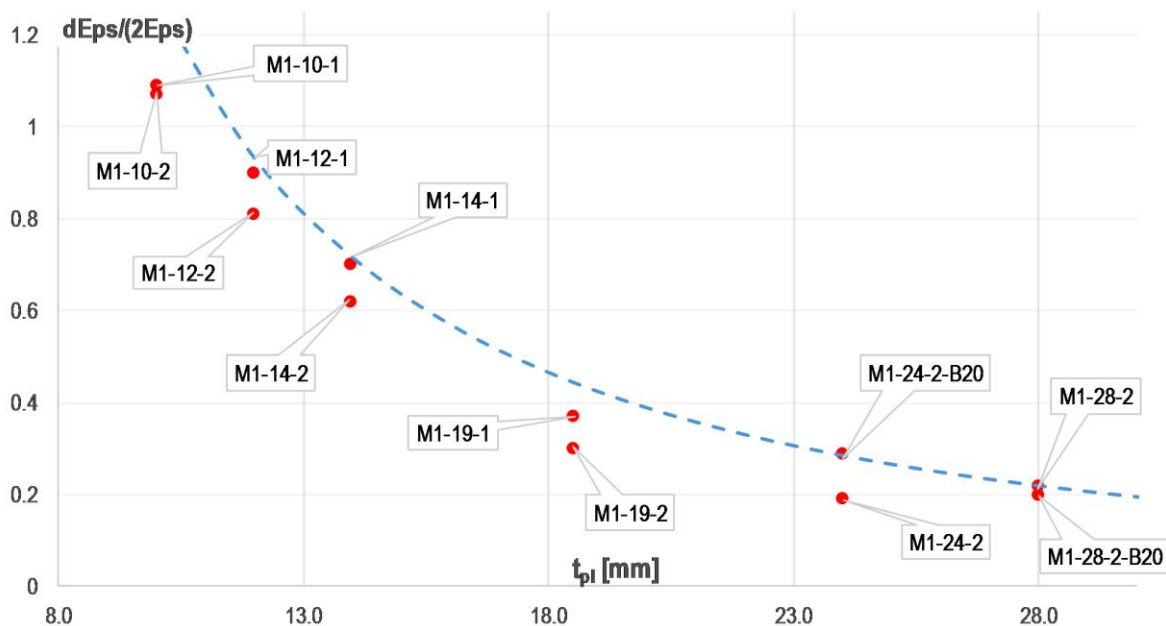
Поређећи експерименталне са нумеричким подацима, добијају се за узорке Т-10-2А и Т-14-2А дијаграми приказани на слици 7-18.



Слика 7-18: Поређења дилатација у ивичним влакнима и оси завртња добијених експериментално и нумерички

Подударана експерименталних и нумеричких резултата су за узорак Т-14-2А изузетно добра. Однос ивичне и осне дилатације је за овај случај већ коментарисан. Но, за узорак Т-10-2А, разлика експерименталних и нумеричких резултата је нешто већа, иако се тренд подудара. У експерименту је скок осних дилатација завележен нешто раније него у нумеричком моделу, што може бити последица неуједначеног преноса оптерећења леве и десне стране Т-елемента. Такође, плоча Т-елемента је код узорака ове серије била изузетно пластично деформисана, те велики број ефеката има значајну улогу, попут: величине рупе, налегања тела завртња на обод рупе, деформација навртке, трење итд. Ови параметри су сувише непознати да би се могло добити потпуно прецизна симулација савијања завртњева при овако израженим деформацијама плоче, те се и резултати са слике 7-18 лево могу сматрати веома задовољавајућим. Додатно, разлика је што су за нумеричке моделе дате дилатације логаритамске, док су мерене дилатације инжењерске.

Како би се овај утицај испитао, селектовани модели параметарске анализе су узети за компарацију савијања и затезања у завртњевима.



Слика 7-19: Дилатације услед савијања завртњева за селектоване моделе параметарске анализе

Резултати ових модела приказани су на слици 7-13. На ординати су дате разлике дилатација у правцу осе завртња за два ивична влакна тела завртња, скалиране двоструком дилатацијом у осе завртња. Тако да у случају када је овак количник $dEps/2Eps$ једнак јединици, дилатација у једном крајњем влакну пресека тела завртња износиће 0, док ће у наспрамном влакну износити двоструку вредност дилатације у осе завртња. На апсциси су дате дебљине плоче Т-елемента. Након анализе ових резултата и поређења њихове зависности са разним параметарима (попут односа крутости плоче и завртња, односа пречника завртња и дебљине плоче са различитим степенима сваког од њих, параметра m у комбинацији са поменутиим величинама итд.) дошло је се до закључка да убедљиво најизраченији утицај на савијање завртња има сама дебљина плоче Т-елемента. Као што се види на примерима модела M1-28-2 спрам M1-28-2-B20, и M1-24-2 спрам m1-24-2-B20, утицај величине завртња је постојећи, али скроман. На примеру осталих модела, види се да утицај димензије m има такође скроман утицај на величину савијања завртњева, и тај утицај готово нестаје код веома танких плоча (10 mm). Најизраженији је утицај дебљине плоче, и савијање очигледно расте степеном функцијом како се смањује дебљина плоче. Линија којом је конструисана обвојница резултата приказаних на слици 7-19 дата је једначином:

$$\frac{\Delta \varepsilon_M}{2\varepsilon_N} = 67t_{pl}^{-1.72} \tag{6.21}$$

Као што се види из резултата са слике 7-19, савијање ће код плоча тањих од 11 милиметара, изазивати дилатације крајњих влакана једнаке или веће дилатацијама услед затезања, док ће код дебљих плоча, овај однос се кретати између 0,2 и 0,4.

Када би се савијање завртњева желело повезати са ротацијом плоче Т-елемента на месту завртња, то би се могло урадити посматрајући завртањ као конзолни носач, оптерећен на свом крају силом затезања и моментом савијања.

$$M_b = \frac{2EI_s}{L_b} \theta_b \quad (6.22)$$

Ако се сила затезања у завртњу В изрази једначином (7.10), и занемарујући еластичне деформације плоче, угао ротације плоче на месту завртња изрази као:

$$\theta_{b1} \approx \frac{\delta_{b1}}{n} \quad (6.23)$$

добива се да је

$$B_{t,pl,MN} = B_{t,pl} \frac{\sqrt{4 + \alpha^2} - \alpha}{2} \approx B_{t,pl} (1 - 0.48\alpha) \quad (6.24)$$

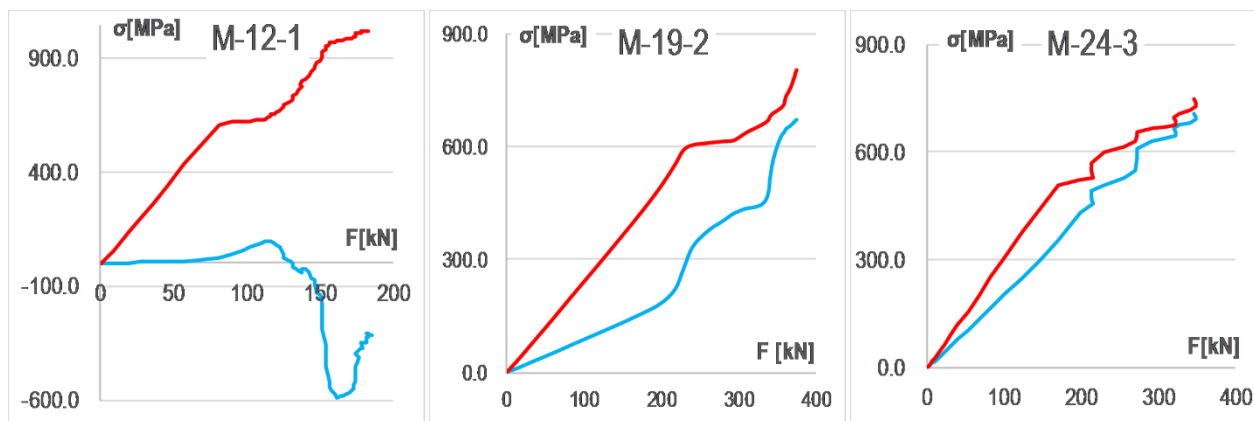
где је:

$$\alpha = \frac{3\pi R_s}{16n} \approx 0.27 \frac{D_b}{n} \quad (6.25)$$

До претходно приказаног решења дошли су и Cauchaux et al. у [43].

Међутим, разматрање савијања изражавањем момента савијања у завртњу много је пригоднији под претпоставком савршеног билинеарног материјала пластичног материјала. У свим досадашњим анализама спроведеним у оквиру овог истраживања, тежило се што реалнијој репрезентацији стварног понашања, па самим тим и избегавању овако грубих апроксимација понашања материјала. Стога претходно приказане једначине треба окарактерисати као не много корисне, из разлога нелинеарности материјала у пластичној области. Једначина (7.22) укључује модул еластичности Е, који је док је и најоптерећеније влакно у зони еластичности једнак по целом пресеку завртња. Међутим, након достизања границе течења у том влакну, модул еластичности се разликује од влакна до влакна. Чак ни билинеарна представа материјала са једнаким пост-еластичним модулом није реална, већ се тангента криве напон-дилатација константно мења између границе пластичности и затезне чврстоће. При вредностима напона блиским затезној чврстоћи, стварни тангентни модул постаје близак нули. Стога и завртањ који је услед затезања напрегнут до те мере да је цео пресек у зони пластичности, имаће изузетно малу крутост на савијање, те ће вредност момента савијања у њему бити драстично мања него при истим ротацијама, али без силе затезања. Са друге стране, у еластичној области, законитост дата једначином (7.22) стоји, и модул еластичности целог пресека је исти и познат, али у том опсегу, не важи једначина (7.23). Из овог разлога су и дијаграми на сликама 7-17, 7-18 и 7-19 дати у форми дилатација насталих услед савијања, а не

моментата или напона. Ова комплексност израчунавања момента савијања завртња илустрована је сликом 7-20 на којој су за три модела параметарске анализе приказани напони у ивичним влакнима унутрашњег завртња. Треба додати да се сви резултати (слике 7-18 и 7-19) односе на тело завртња ван навоја. Како навој није ни моделиран, а кривина једнака по целом завртњу, сматрано је да се савијање може приказати и на овом делу завртња. У стварности, проблем је комплекснији из разлога постојања навоја и преношења савијања при тако комплексној геометрији.



Слика 7-20: Напони у ивичним влакнима унутрашњег завртња у односу на оптерећење Т-елемента за моделе М-12-1, М-19-2 и М-24-3

Као што се види са дијаграма приказаних на слици 7-20, разлика у напонима у еластичној фази је очигледа код сва три модела, с тим што је израженија код тањих плоча. Међутим, након пластификације ивичног влакна најближег ребру Т-елемента, код модела М-19-2 и М-24-3 долати до смањења разлике у напонима, што осликава и смањење момента савијања који се преноси телом завртња, док код модела М-12-1 ова разлика се повећава, што сведочи да лом завртња код модела М-12-1 настаје превасходно савијањем завртња.

Треба се подсетити да сви приказани равански модели Т-елемента нису посматрали завртањ укљештен у плочу Т-елемента. Међутим, из приказаних резултата, јасно је да је стварно понашање завртњева далеко прецизније репрезентовано ако се завртњеви посматрају круто везани за плочу Т-елемента. Ова крута веза последица је локалних ефеката полуге који су јављају између главе (и навртке) и плоче Т-елемента. Додатне нумеричке симулације гредним влакнастим (fiber) елементима које су вршене у склопу овог истраживања, додатно сведоче да је исправно посматрати везу завртњева и плоче као круту. Наиме, ови равански линијски модели су укључивали круту везу завртња и плоче за све нивое оптерећења, и резултати су веома блиски експерименталним. Разлог зашто ови модели нису приказани у дисертацији су комплексне поставке нумеричког апарата и коришћених теоријских претпоставки, које би захтевале преопширну дигресију од тока дисертације. За те анализе, коришћен је академски софтвер развијен на Факултету техничких наука у Новом Саду, Matrix3D, те се не може референцирати документ који

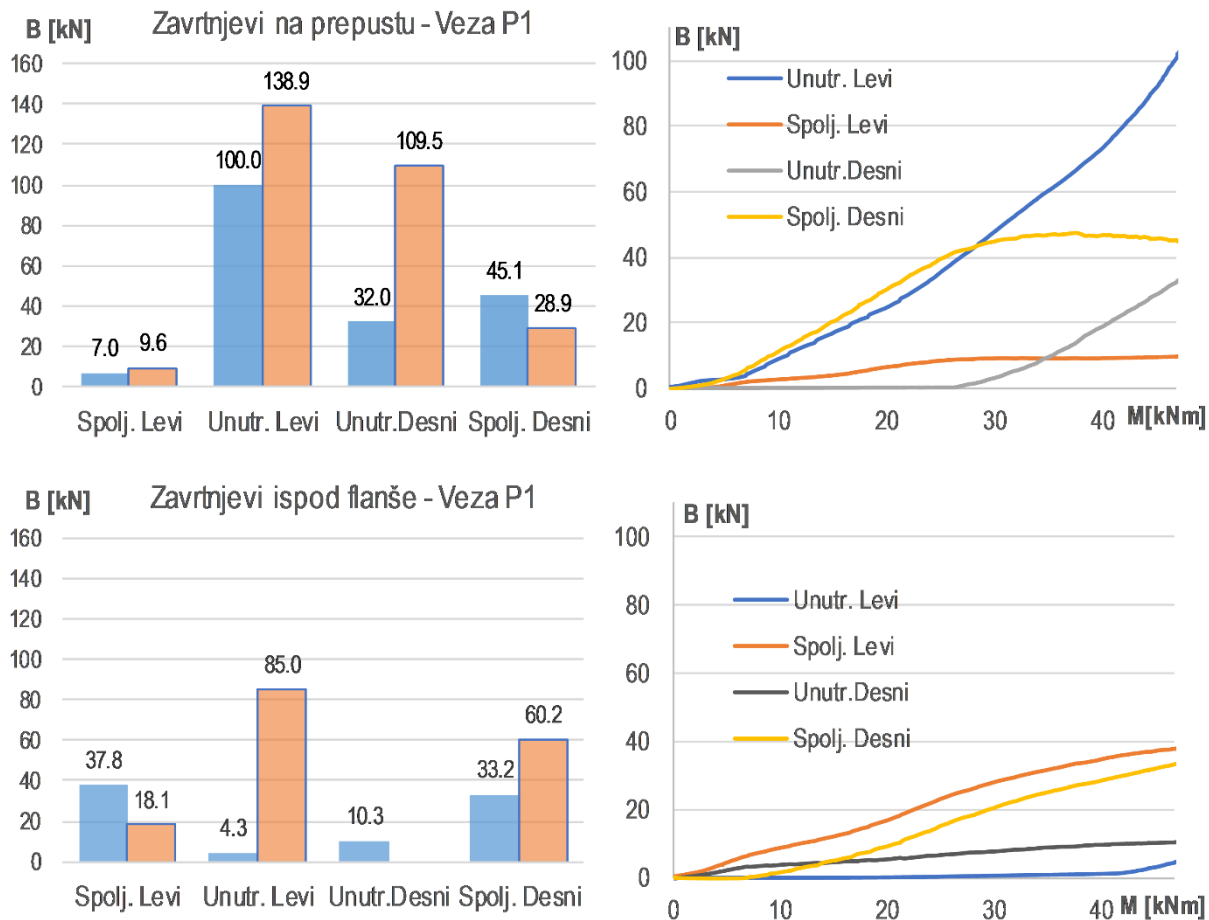
обухвата теоријске поставке, већ би се оне морале комплетно представити. Резултати ових модели ће ипак бити публиковани заједно са резултатима овог истраживања.

7.5. АНАЛИЗА ПОНАШАЊА ВЕЗА СА ЧЕОНИМ ПЛОЧАМА

Други део експеримента који је обухватао тестирање понашања целих веза са четири завртња у реду, послужио је као верификација усвојене парадигме о компоненталној методи, али и донео додатна сазнања о понашању Т-елемената у склопу комплетне везе. Геометрије веза су тако конципиране да најслабија и меродавна компонента везе буде Т-елемент у ножици стуба, који садржи четири завртња у реду.

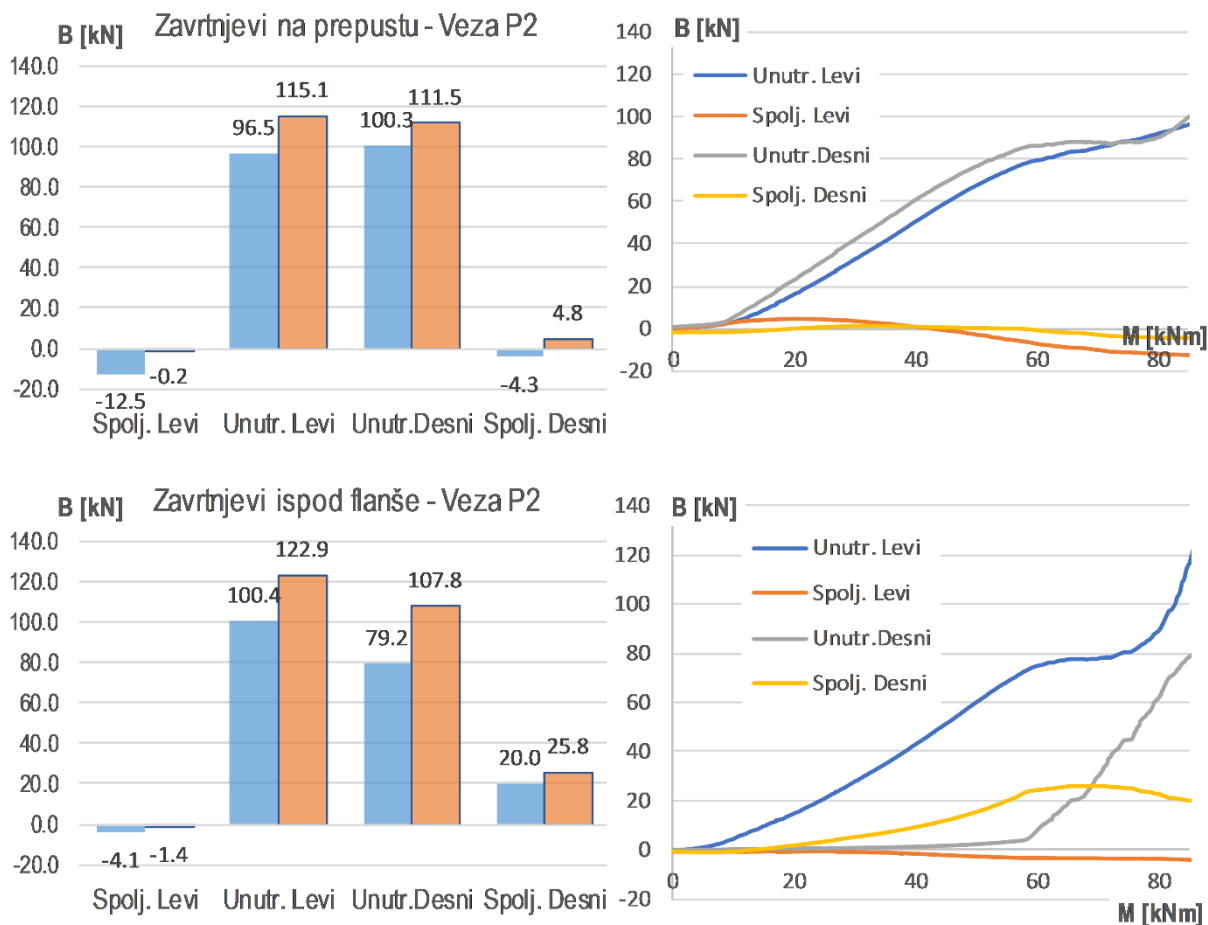
Од највећег интереса је распоред сила у затегнутим завртњевима тестираних веза. Силе у завртњевима су до границе течења материјала завртњева израчунате уз помоћ калибрационих кривих, утврђених калибрацијом мерних трака у завртњевима. Након достизања границе течења, немогуће је прецизно утврдити силу у завртњу из податка о дилатацији на месту мерне траке. Ипак, како би ова анализа била што свеобухватнија, претпостављена је линеарна зависност напона и дилатација између тачке пластификације и тачке затезне чврстоће на дијаграму напон-дилатација материјала завртњева. Тако да су за овакву претпоставку израчунате силе из познатих дилатација. Јасно је да ове процене сила нису потпуно тачне, али је и оквирна вредност сила у пластичној зони рада завртњева од интереса за ову анализу.

На сликама 7-21 и 7-22 приказане су силе у свим затегнутим завртњевима веза Р1 и Р2, у тренутку када је најоптерећенији завртањ достигао силу течења (100,03 kN) и када је достигао дилатацију од 25000 $\mu\text{m}/\text{m}$. Прва расподела је обележена плавим ступцима, док је друга обележена наранџастим. Граница од 25000 $\mu\text{m}/\text{m}$ је усвојена спрам резултата измерених мерним тракама, с обзиром да су све сем једне мерне траке давале сигнал и до преко 30000 $\mu\text{m}/\text{m}$. Дилатација материјала при којој се достиже затезна чврстоћа је око 7%, тј. 70000, али с обзиром да је јасно постојало и савијање у завртњу, толика дилатација у оси завртња би значила да је на омотачу завртња прекорачена затезна чврстоћа, а и мерења са мерних трака у завртњевима нису могућа до тако високог нивоа дилатација. Такође, трака се налази у делу тела без навоја, па је за сигурно да су дилатације у делу са навојем веће. Са друге стране, дилатације добијене мерним тракама су бележиле и вредности од 40000 микродилатација.



Слика 7-21: Силе у завртњевима везе P1

На слици 7-21 приказане су силе у оба реда завртњева везе P1. Са десне стране приказани су дијаграми сила у завртњевима спрам момента савијања у вези, до тренутка док најоптерћенији завртањ није достигао границу течења. Као што се може видети, унутрашњи леви завртањ је имао драстичан прираст силе, те се силе у осталим завртњевима до тренутка када се у њему јавља сила од 100 kN практично још увек стохастички развијају. У реду испод ножице силе у спољашњим завртњевима су веће него у унутрашњим у овом тренутку. Момент при коме је унутрашњи леви завртањ достигао вредност од 100 kN износи 46,8 kNm.

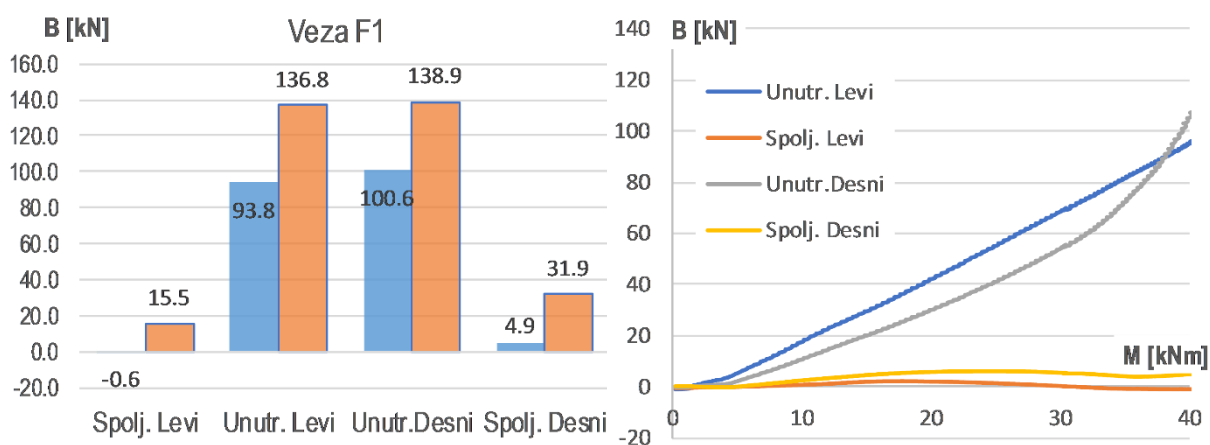


Слика 7-22: Силе у завртњевима везе P2

Код наспрамне везе истог теста, развој сила у завртњевима је далеко правилнији. Оба унутрашња завртња реда на препусту имају практично уједначен прираст силе, тако да је разлика свега нешто мање од 4%. Спољашњи завртњеви истог реда дају негативне вредности силе, што је објашњено у поглављу 5 тиме да долази до јачих контактних напона између плоча, па се завртњеви практично скупљају. У сваком случају ове дилатације су занемарљиве и сведоче да спољашњи завртњеви на препусту не преносе никакво оптерећење у фази еластичности. Но, изненађујуће је да у истом тренутку када унутрашњи десни завртањ на препусту достиже границу течења, то чини и унутрашњи леви завртањ у реду испод ножице. Ипак, просечно гледано, када је сила у унутрашњим завртњевима на препусту једнака 98,4 кN, просечна сила у истим завртњевима следећег реда је 89,8, те је овај однос 0,91. За еластичну расподелу према слици 3-2, очекивани однос сила би био сразмеран односу кракова $h_2/h_1=0.71$. Ово поређење иде још више у исту крајност ако се посматра укупна сила у редовима завртњева, а то је онда $196,8/199,6\approx 1$. За везу F1 овај однос износи $85,6/184=0,46$. Но ова веза није репрезентативна због драстичних разлика у силама најоптерећенијег завртња и осталих (чак и унутрашњих) завртњева у вези.

Када завртњевим уђу у пластичну зону свог понашања, силе се донекле уједначавају, мада мерна трака у унутрашњем десном завртњу везе P1 није била у функцији у овом тренутку. Ако се посматра веза P2, види се да су се унутрашњи завртњеви оба реда пластификовали, те су силе веће од 100 kN.

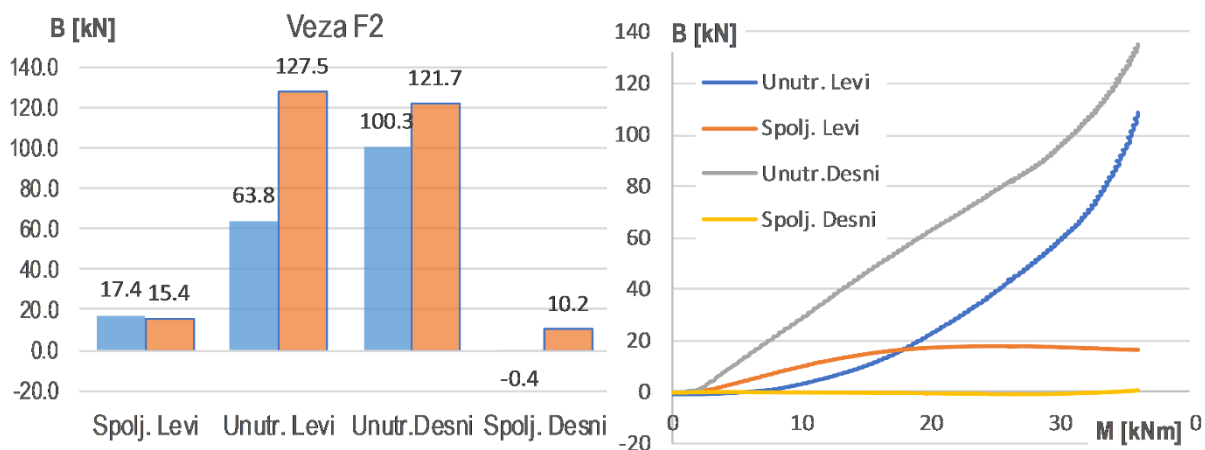
Однос сила у спољашњим према унутрашњим завртњевима, просечно, је за први ред у вези P1 једнак 0,15, колико износи и за други ред у вези P2. Први ред у вези P2 има просечан однос B_2/B_1 приближно једнак нули. Ово је у сагласности са резултатима на T-елементима, где је се овај однос за плоче дебљине 12mm кретао између 0,07 и 0,2. Може се приметити и да се увек јавља ситуација да када један унутрашњи завртањ носи мању силу од свог наспрамног парњака, спољашњи завртањ до њега преузима већу силу. Ово је уочљиво на свим дијаграмима на сликама 7-21 и 7-22.



Слика 7-23: Силе у завртњевима везе F1

Распоред сила у завртњевима веза F1 и F2 приказани су на сликама 7-23 и 7-24, на исти начин као и за везе са препустом. За везу F1 распоред сила у завртњевима далеко уједначенији, но и даље у еластичној зони, спољашњи завртњеви не преузимају готово никакву силу. Са друге стране, при достизању максималне силе унутрашњих завртњева, спољашњи завртњев заједно доприносе преносом 47,4 kN, што износи 17,2% силе пренете унутрашњим завртњевима.

Ко везе F2 у еластичној зони рада постоји дисбаланс сила унутрашњих завртњева, но при пластификацији он нестаје, и оба унутрашња завртња примају приближно исту силу. У том тренутку, спољашњи завртњеви преносе 10,3% силе коју преносе унутрашњи завртњеви.



Слика 7-24: Силе у завртњевима везе F2

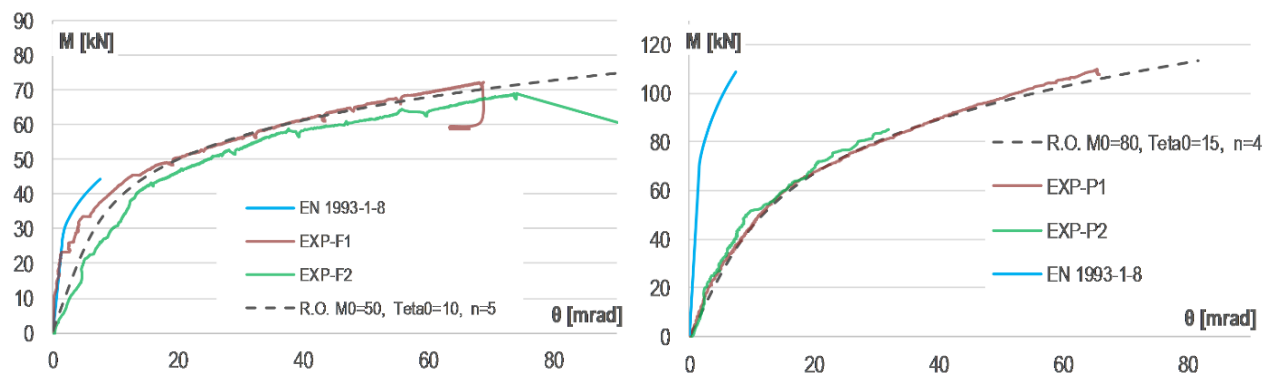
Основни закључци ове кратке анализе распореда сила у завртњевима измереним током тестова над везама са чеоним плочама су:

- 1) Разлика у силама по завртњевима је далеко већа у стварној вези са чеоном плочом него што је то код изолованих Т-елемената. Услед далеко већих крутости елемената који се спајају, и геометријских несавршености које су неминовност сваке стварне везе у челичним конструкцијама, распоред сила је далеко неуједначенији у односу на испитиване изоловане Т-елементе. Ово је посебно изражено у еластичној фази рада. До тренутка пластификације завтњева практично ниједна претпоставка аналитичких модела Т-елемената са четири завртња, али и Еврокода у вези са силама по редовима завртњева, не важи. Тек при пластификацији завртњева, успоставља се расподела сила која је очекивана за ову дебљину плоче Т-елемента. Ово сведочи о изнесеној тврдњи са почетка овог поглавља да је неопходно посматрати граничну (пластичну) силу у завртњевима, и за то стање извести изразе, а тек потом увести коефицијенте сигурности.
- 2) Веза са четири завртња у реду са плочом дебљине 12,5mm није оптималан избор, с обзиром да се спољашњи завртњеви практично не активирају услед мале крутости плоче. Максимални забележен допринос спољашњих завртњева је износио 17.2%.
- 3) Однос сила по редовима завртњева се такође на развија како би према теорији било очекивано. Очекивала би се расподела сила спрам крака од притиснуте ножице, све до пластификације плоче Т-елемента првог реда. Међутим, ово није случај. Нажалост, једна трака у унтрашњем завртњу није била оперативна након еластичне фазе, па је овај однос измерен у свега једној вези (P2) и за еластичну и пластичну фазу. Ипак, резултати везе P2 сведоче о једнакој носивости оба реда, док резултати везе P1 (истина неуверљиво) сведоче супротно. Сигурно је да је и мала дебљина ножице стуба утицала на то да дође до неправилније расподеле сила по редовима, јер су деформације овако танке плоче велике, те се силе у завртњевима по редовима не распоређују како Еврокод претпоставља.

- 4) Спољашњи завртњеви, чак и код нерационално танких плоча, обављају пар функција. Прва је функција робусности, те представљају сигурност од лома везе у случају отказа једног од унутрашњих завртњева услед непредвиђених околности. Као што је виђено, овакве ситуације у стварним везама су далеко реалније, и одређени завртњеви могу бити несразмерно оптерећенији од других, услед компликоване монтаже или сличних разлога. Друга функција се огледа у преузимању одређеног дела оптерећења у ситуацијама када се јавља супротан сценарио, тј. када унутрашњи завртањ прима мању силу од очекиване.

Треба напоменути и да код завртњева у реалним везама долази до двоосног савијања. Савијање око једне осе представља савијање завртња настало деформацијом плоче Т-елемента, како је то било виђено и у изолованим Т-елементима. Савијање око друге осе настаје услед ротације чеоне плоче, око осе попречне на греду. С обзиром да је завртањ кружног попречног пресека, ово двоосно савијање не мења ништа значајно, сем износа момента савијања, који се сада добија као векторски збир ова два момента. Ипак, момент услед ротације чеоне плоче потиче директно из угла ротације целе везе, те ће за мање ротације бити готово занемарљив. Такође, израженији је код тањих ножица стуба, када је и момент савијања услед деформације ножице стуба такође велики, те је за очекивати да су momenti савијања били изражени код завртњева у изведеним тестовима.

Зависности момент-кривина за тестиране везе упоређене су са моделом ротационе крутости везе коју прописује Еврокод. Коришћен је комплетан модел прописан у EN 1993-1-8, али су наравно ефективне дужине и носивости компоненте Т-елемента са четири завртња усвојени према формулама датим на сликама 2-20 до 2-23, и FA-EC моделу, респективно. На слици 7-25 приказана су поређења основног модела ротационе крутости прописаног у Еврокоду са стварним понашањима веза. Обе везе према Еврокодовој класификацији спадају у полу-круте и делимично-носиве. Очигледно је да Еврокод значајно подцењује деформабилност веза, док је носивост значајно подцењена само у случају везе без препуста. На истим сликама приказана је и репрезентација понашања веза Ramberg-Osgood-овим моделом према једначини (2.10). Параметри коришћени за сваку криву представљени су у легенди дијаграма.



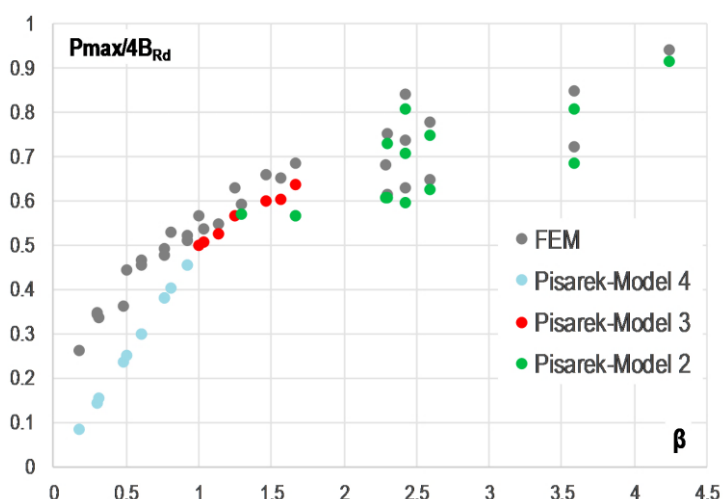
Слика 7-25: Поређења M - θ зависности тестираних веза са Еврокодним моделом и Ramberg-Osgood моделом

7.6. ПРЕДЛОЖЕН ТЕОРИЈСКИ МОДЕЛ Т-ЕЛЕМЕНТА СА ЧЕТИРИ ЗАВРТЊА

Из приказа аналитичких модела Т-елемента са четири завртња у реду, јасно је да оба модела подразумевају четири могућа типа лома. Облици ових ломова приказани су на слици 2-11. На почетку овог поглавља изведен је услов при коме је могућ лом Т-елемента без појаве сила услед ефеката полуге, и он је дат једначином (7.14). Такође, закључено је да се овакав лом готово никад неће појавити у реалним конструкцијама, јер је за његов развој неопходна неубичајено велика дебљина плоче Т-елемента.

У овом поглављу анализираће се остали типови лома Т-елемента са четири завртња. Први тип лома који ће се размотрити је „тип лома 3“ на слици 2-11, тј. лом који наступа формирањем пластичног зглоба у плочи уз спољашњи завртња, и сматра се симултаним ломом, јер заједно са ломом плоче наступа и лом унутрашњег завртња.

Посматрањем резултата једина постојећа два аналитичка модела, датих за све моделе параметарске студије, на сликама 7-3 и 7-4, уочена је неочекивана прецизност Pisarek-овог модела. Каснијим анализама показано је да претпоставке о расподели сила у завртњевима овог модела нису тачне, па се намеће питање како су предикције овог модела тако прецизне. Разлог за ово лежи у чињеници да за одређени број модела параметарске студије, овај аналитички модел предвиђа управо тип лома 3 са слике 2-11, те самим тим и непостојање силе у спољашњем завртњу. Ово је јасно представљено сликом 7-8. На наредној слици, истакнути су црвеном бојом резултати Pisarek-овог модела код којих је меродаван управо овај тип лома. И аналитички модел FA-EC такође предвиђа овај тип лома, иако га сврстава у облик лома 2. Носивости Т-елемента при овом типу лома FA-EC модел дефинише једначином (1.36).

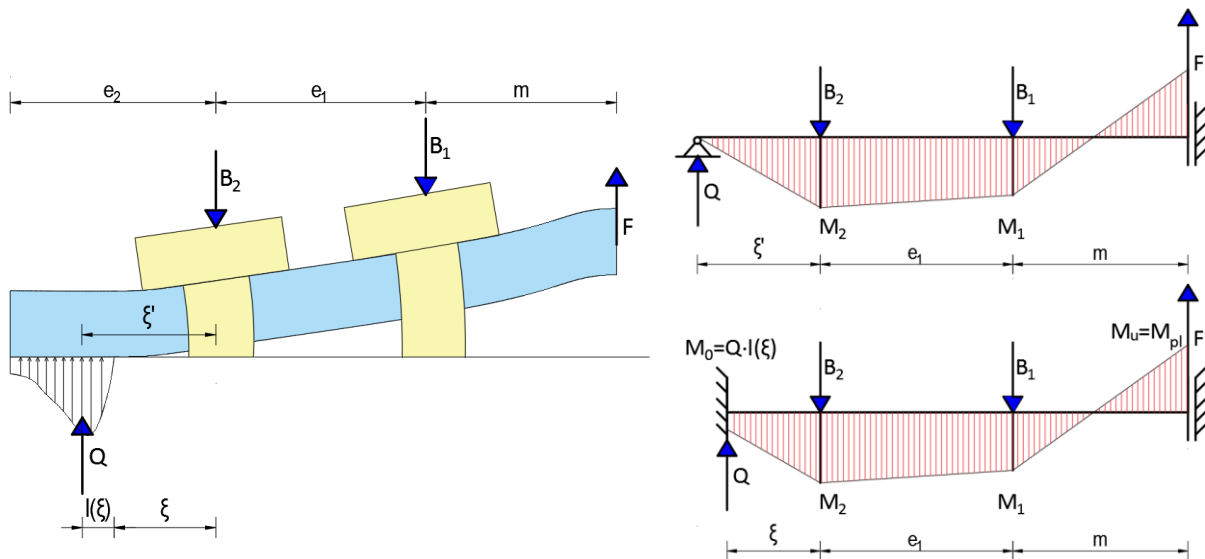


Слика 7-26: Приказ резултата Pisarek-овог аналитичког модела по облицима лома

Анализом експерименталних и нумеричких резултата, уочено је да иако кинематички могућ, оваквог типа лома се не јавља ни у једној конфигурацији Т-елемента. Подсећања ради, сви изрази досадашњих аналитичких модела изведени су директном методом

принципа виртуелног рада, теоремом горње границе, те је стога неопходно размотрити све могуће механизме који се могу појавити у конструкцији. Међутим, облик лома 3 који урачунавају оба поменута аналитичка модела није могућ код Т-елемената са четири завртња у реду.

На слици 7-27 приказана је половина Т-елемента, на којој су назначене силе које се јављају као последица спољашњег оптерећења F . Треба нагласити да овај модел подразумева симетрију Т-елемента, те је у овом случају укупно оптерећење Т-елемента једнако $2F$, но ово није значајно за овај доказ. Како би се појавио пластични зглоб у плочи на месту спољашњег завртња, неопходно је да резултанта СЕП буде ван спољашњег завртња. Већ је поменуто да се резултанта налази на растојању $l(\xi)$ од почетка контактне површине, а ради концизнијег записа, укупно растојање од спољашњег завртња до резултанте Q биће обележено са ξ' . Статички системи приказане половине Т-елемента дати су на истој слици десно. Могуће је разматрати оба статичка система с обзиром да су еквивалентна. За ову сврху посматраће се први са слободним ослањањем на месту силе Q .



Слика 7-27: Положај сила које делују на Т-елемент (лево) и еквивалентни статички системи (десно)

За приказани систем у сваком тренутку важи:

$$F + Q = B_1 + B_2 \tag{6.26}$$

$$B_2 \cdot \xi' + B_1 \cdot (e_1 + \xi') + M_u - F(m + e_1 + \xi') = 0 \tag{6.27}$$

Такође, у тренутку када момент савијања M_2 достиже вредност момента пластичности плоче M_{pl} (што је основна претпоставка модела лома 3), онда је:

$$M_2 = M_{pl} = Q \cdot \xi' \quad \Leftrightarrow \quad Q = \frac{M_{pl}}{\xi'} \tag{6.28}$$

Механизам лома 3 подразумева да се пластични зглоб ствара у плочи на месту спољашњег завртња, а да при томе не постоји пластични зглоб на месту унутрашњег завртња. Јер ако би се прво створио пластични зглоб на месту унутрашњег завртња, постигао би се лом по плочи, па се не би могао ни развити трећи пластични зглоб на месту спољашњег завртња. Тако да се у механизму лома 3 момент M_1 са слике 7-27 подразумева мањим од M_{pl} . Момент M_1 износи :

$$M_1 = Q \cdot (e_1 + \xi') - B_2(e_1) < M_{pl} \quad (6.29)$$

Заменом M_{pl} из (7.28) у (7.29), добија се неједнакост

$$Q < B_2 \quad (6.30)$$

што узимајући у обзир једнакост (7.26) такође значи да важи и:

$$F > B_1 \quad (6.31)$$

Како момент M_1 није већи од M_{pl} , важи да је $F \cdot m < 2M_{pl}$. Такође, с обзиром да су силе у завртњевима директно сразмерне вертикалним померањима плоче на местима завртњева, јасно је да је сила у унутрашњем завртњу већа од силе у спољашњем. Тако да се све ове неједнакости могу записати као:

$$\frac{2M_{pl}}{m} > F > B_1 > B_2 > Q \quad (6.32)$$

Комбинацијом израза (7.28) и (7.32) добија се:

$$\frac{2Q\xi'}{m} > Q \quad \rightarrow \quad \xi' > \frac{m}{2} \quad (6.33)$$

За гранични случај, када је $\xi' = m/2$, моменти M_1 и M_2 су једнаки и износе M_{pl} . У том случају важи:

$$Q = F = B_2 = B_1 \quad (6.34)$$

Овакав однос сила је сасвим немогућ, и након приказаних разматрања у претходним поглављима није неопходно описивати зашто. Наравно, неједнакост (7.32) се може записати строжије, узимајући у обзир однос сила B_1 и B_2 , те би се тако показало да ξ' мора бити далеко веће од $m/2$. Овакав третман овде неће бити приказан јер захтева увођење бројних нових израза. Са друге стране, димензија ξ' не може прећи вредност e_2 , а већ је показано да се ξ' блиско e_2 јавља код дебљих плоча, код којих момент пластичности расте, а силе услед ефеката полуге опадају. У сваком случају, већ из израза (7.30) јасно је да није могуће стварање механизма какав се подразумева у облику лома 3, већ свакако долази

до развоја сила у спољашњем завртњу, што такав лом сврстава у следећи разматрани облик лома.

За случај облика лома 2, тј. лом завртња уз развој СЕП и пластификације плоче Т-елемента уз ребро, два основна параметра су положај резултанте СЕП и однос сила у завртњевима. Већ су приказане драстично различите апроксимације оба ова параметра коришћене у постојећим аналитичким моделима. Из нумеричких студија, али и резултата Pisarek-овог модела, и у овом предлогу ће се усвојити да је положај резултанте СЕП практично увек на крају плоче Т-елемента за овај облик лома. Као што се може закључити и са слике 7-14, ограничења која прописује Еврокод за положај резултанте СЕП представљају добру апроксимацију када се покушава одредити интензитет ових сила, посебно према Bruhn-у, но ни приближно добру апроксимацију из перспективе положаја ових сила. Стога се ограничења, дата једначином (7.5) неће усвојити. Овакво поједностављење наравно неће важити за тање плоче, али код њих и неће бити меродаван овај облик лома, те је могуће овако упростити прорачун.

При разматрању односа сила у завртњевима, важно је приметити да у случају померања резултанте СЕП на крај, или сасвим близу краја плоче, тај крај плоче је слободан да ротира, и може се посматрати као слободно ослоњен. На другом крају плоче, уз ребро, неминовна је појава пластичног зглоба. О величини ротација у пластичном зглобу биће више речи уз следећи облик лома. Тако да, спрам ротација које се јављају на крајевима плоче, еластичне ротације плоче могу се сматрати занемарљивим. Основна разлика предложеног прорачунског модела је што се не усваја ни еластична сила у унутрашњем завртњу (као код FA-EC модела), нити једнаке силе у оба завртња (као што то ради Pisarek), већ се однос сила рачуна при достизању затезне чврстоће у унутрашњем завртњу.

$$F_{t,Rd,2} = \frac{M_{pl,Rd} + B_{t,Rd}(e_1 + e_2(1+k))}{m + e_1 + e_2} \quad (6.35)$$

где се однос сила у завртњевима k , рачуна према:

$$k = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_y}{\varepsilon_u - \varepsilon_y} + \frac{\sigma_y}{\sigma_u} \cdot \frac{\varepsilon_u - \varepsilon_2}{\varepsilon_u - \varepsilon_y} \quad \text{за } \varepsilon_2 > \varepsilon_y$$

$$k = \frac{\varepsilon_2 E}{\sigma_u} \quad \text{за } \varepsilon_2 \leq \varepsilon_y \quad (6.36)$$

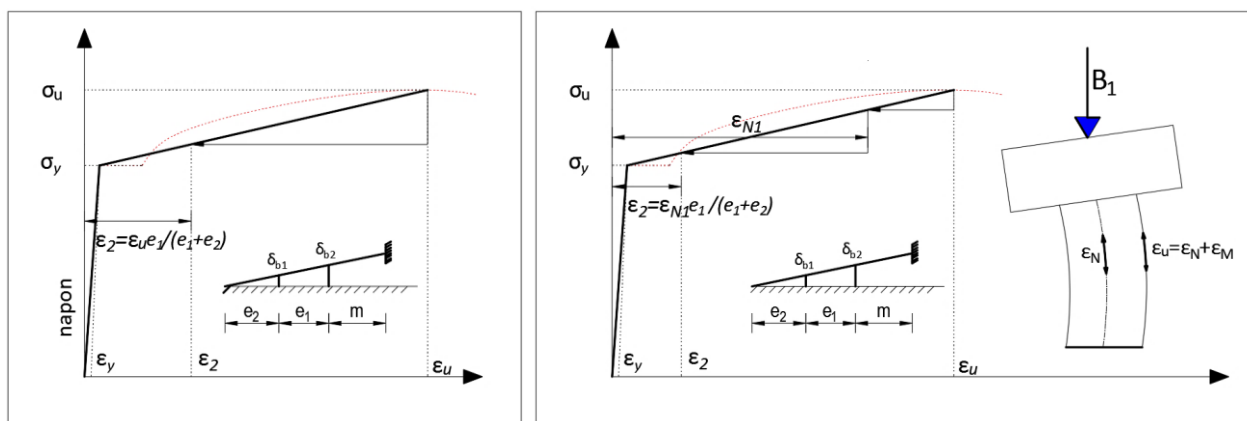
где су ε_u и ε_y дилатације материјала завртњева при затезној чврстоћи (σ_u) и граници течења (σ_y), респективно. Дилатација у оси спољашњег завртња, ε_2 , рачуна се према:

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_u \frac{e_2}{e_1 + e_2} \quad (6.37)$$

Коректније би било урачунати и савијање завртња, па дилатацију ε_2 рачунати према:

$$\epsilon_2 = \frac{\epsilon_u}{1 + 1.67 \cdot t^{-1.72}} \cdot \frac{e_2}{e_1 + e_2} \quad (6.38)$$

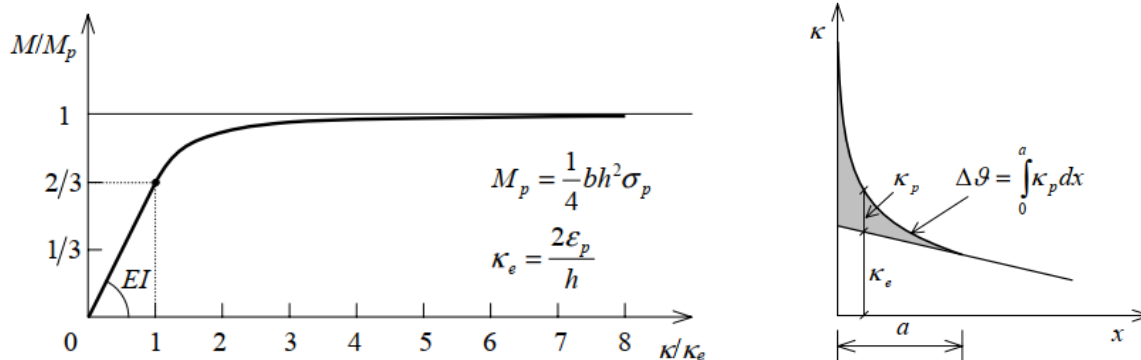
Ипак, резултати су показали да овај прецизнији приступ не утиче драстично на резултате, те се њиме не мора додатно компликовати израз (7.37). Приказане једначинаме подразумевају издужења завртњева сразмерна удаљености од краја плоче, а не силе у завртњевима као код FA-EC модела. Такође, за материјал завртњева усвојен је билинеарни дијаграм напон-дилатација са ојачањем. Графички приказ одређивања дилатације у спољашњем завртњу према једначинама (7.37) и (7.38) дат је на слици 7-28.



Слика 7-28: Графички приказ прорачуна дилатације ϵ_2

Последњи облик лома који треба размотрити је лом по плочи. Овај лом се не разликује за Т-елементе са четири завртња и оне са два завртња. Стога је овај тип лома екстензивно испитиван у свим поменутих истраживањима Т-елемената са два завртња. Општи је закључак свих тих истраживања да је израз $F = 4M_{pl,Rd}/m$ конзервативан, и да се за прецизнију процену носивости треба узети у обзир понашање плоче према теорији површинских носача, но ово доводи до прекомпликованих израза за инжењерску употребу. Ипак, у прегледаној литератури није уочено разматрање гредног елемента у области еласто-пластичног понашања. Поред тога, сви истраживачи занемарују савијање завртњева, па стога ни оно није разматрано, иако је у овом истраживању доказан изражен утицај савијања завртњева управо код танких плоча. Стога је у наставку представљен један другачији приступ понашању Т-елемената при лому плочом. Како се комплетна анализа првенствено концентрисала на стварни лом Т-елемената, који се осликава ломом завртњева, овде ће се задржати такав приступ, али ће се у обзир узети и критеријум лома који прописује Еврокод у документу EN 1993-1-5. У анексу овог документа, као критеријум лома усвојена је вредност главне дилатације од 5 процената.

Пластични отпорни момент за правоугаони пресек је већи од еластичног за 50%, а момент савијања који се преноси пресеком тангира M_{pl} како се кривина пресека на укљештењу повећава. Ова законистост је приказана са слици 7-29.



Слика 7-29: Момент савијања правоугаоног пресека зависно од кривине (лево) и промена кривине по дужини пластичног зглоба (десно) [209]

Кривина κ пресека на месту плоче Т-елемента на коме се сматра да се налази укљештење, може се одредити ако се познаје дилатација ивичног влакна. За случај када се за ову дилатацију усвоји гранична вредност из Еврокода од 5%, добија се кривина κ као:

$$\kappa = \frac{\varepsilon_{EC}}{\varepsilon_y} \kappa_y = \frac{0.05}{\frac{\sigma_y}{E}} \cdot \frac{M_y}{EI} = \frac{0.05 \cdot 2}{t} = \frac{0.1}{t} \quad (6.39)$$

Интересантније је видети колико је кривина ослоначког пресека већа од кривине при појави пластификације. Код материјала коришћених у експерименталним испитивањима за узорке серије Т-10, однос $\varepsilon_{EC}/\varepsilon_y$ је износио 41,6. То значи да је кривина при достизању ивичне дилатације од 5% била више од 40 пута већа до κ_y . За овај однос јасно је да није потребно детаљније разматрати моменте савијања који се преносе у еласто-пластиној области (при кривинама мањим од $5\kappa_y$). Овако посматрано, момент на крају плоче ће бити једнак M_{pl} . Пре него што се предложи додатни извор носивости, само на кратко ће се описати ротација пластичног зглоба.

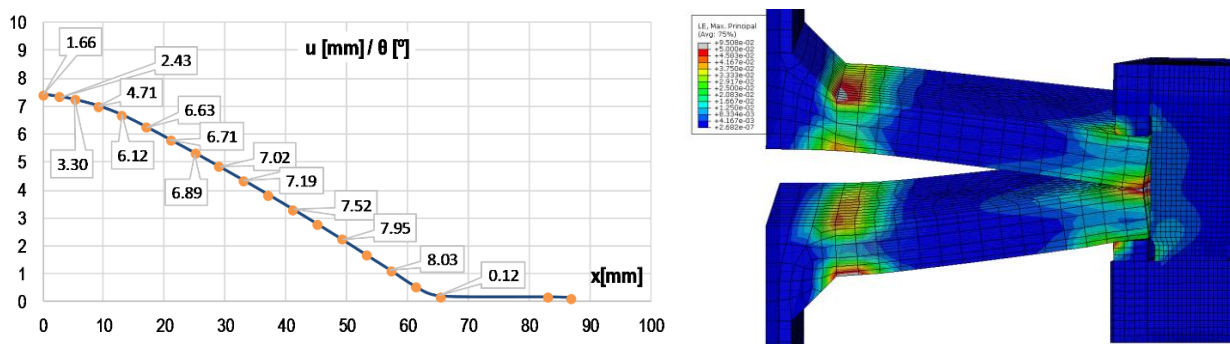
Дужина пластичног зглоба a на слици 7-29 одређује се из дијаграма момената савијања на конзоли. У пресеку удаљеном a од укљештења, момент савијања је једнак еластичном моменту M_{el} . На дужини пластичног зглоба, кривина расте параболично, те се ротација крајњег пресека пластичног зглоба ($x=a$ на слици 7-29) може добити као:

$$\theta_{pl,zgl} = \int_0^a \kappa(x) dx \approx \frac{1}{3} \cdot a \cdot \kappa_u \quad (6.40)$$

где је κ_u кривина у пресеку на месту укљештења. Ако се посматра граница од 5% дилатације ивичног влакна као лом, онда се κ_u рачуна према једначини (7.39). Максимална дужина пластичног зглоба која може да се развије на конзоли оптерећеној силом на крају износи трећину дужине конзоле. На слици 7-30 приказана је деформација средње линије плоче модела Т1-10-1, на којој су обележени углови ротације означених

пресека. Приказана крива представља деформацију у тренутку достизања дилатације од 5% у ослоначком пресеку плоче. Види се да на левом делу плоче у пластичном зглобу, ротација драстично расте, док су касније промене ротација мале, јер еластичне ротације постају далеко мање од пластичних при овако великим напрезањима. За конкретан случај еластичне ротације десног краја износе свега $0,86^\circ$, док су укупне нешто веће од 8° . Укупна ротација на крају конзоле (код унутрашњег завртња) може да се израчуна као

$$\theta_{k,uk} = \theta_{pl,zgl} + \theta_{el} = \frac{1}{3} \cdot a \cdot \kappa_u + \int_a^m \frac{M}{EI} dx \quad (6.41)$$



Слика 7-30: Деформација средње линије плоче модела T1-10-1 између ребра и унутрашњег завртња

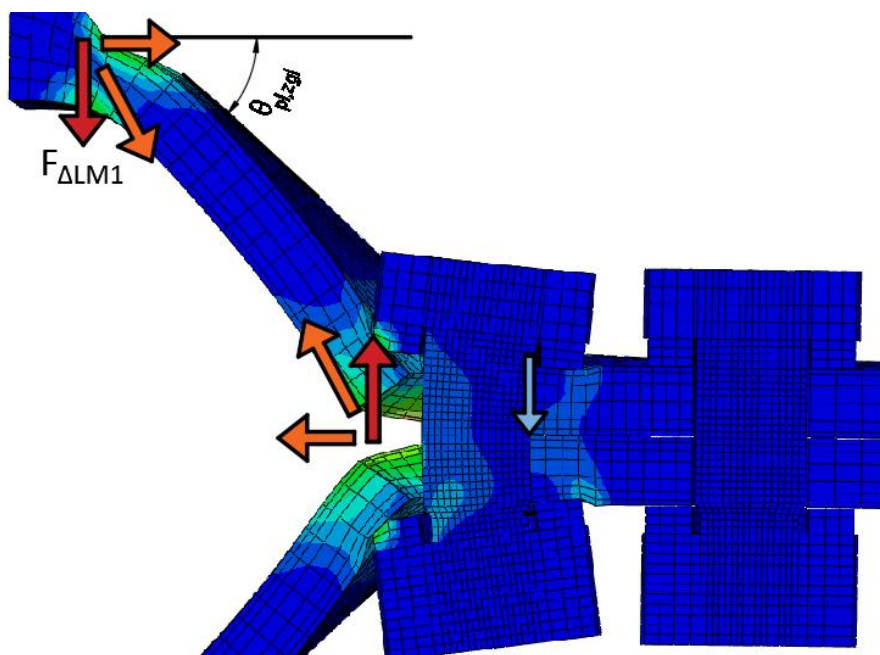
Како се развијају веће кривине пресека, тако еластични део ротације постаје занемарљив у односу на укупну. Максимални момент не може премашити вредност M_{pl} . Могуће је урачунати и ојачање материјала, али за овако мале дилатације (спрам ϵ_u материјала) оно је готово занемарљиво. Како би се повећала прорачунска носивост Т-елемената при лому по плочи, предлагане су манипулације положаја силе завртња. Као што је приказано у другом поглављу, усвојен је алтернативни израз у Еврокоду, којим се линија лома помера ка ребру, и смањује размак два пластична зглоба, на начин како је приказано сликом 2-9. На скромном броју узорака Т-елемената са танким плочама код којих настаје лом по плочи, а који су тестирани или прорачунати у овом истраживању, упоређиване су ротације плоча добијене нумеричким симулацијама, са оним добијеним према изразу (7.41). Закључено је да се веома прецизне аналитичке предикције добијају ако се усвоји

$$m_{ML1} = m - \frac{D_{zav}}{2} \quad (6.42)$$

где је m_{ML1} димензија m за модел лома 1, тј. лом по плочи. Ипак, код веома малих димензија m оваква корекција драстично утиче на носивост, те се препоручује само када је $m > 2.2D_b$. У Еврокоду је усвојено смањење за четвртину пречника подлошке (d_w), но таква претпоставка није потврђивана поређењем деформација, већ само поређењем сила које се преносе.

Ако се занемари критеријум лома од 5% главне дилатације, већ се тежи описати гранично оптерећење Т-елемента при настанку стварног лома који је код свих тестираних узорака инициран ломом завртња, неопходно је описати евидентан и значајан извор додатне носивости. При оваквом разматрању овог типа лома, независно од прихватљивости деформација које се јављају при таквом лому, не тежи се пронаћи алтернативни израз за техничке прописе, већ описати стварно понашање при лому, далеко у пластичној зони и при великим деформацијама. Овакав израз не мора бити примењив за димензионисање, али је свакако од користи за инжењерску струку, јер далеко приближније описује граничну носивост и механизам којим настаје стварни лом.

На слици 7-31 приказан је овај механизам. Плоча Т-елемента је исцрпела своју способност примања додатног оптерећења савијањем, и развили су се пластични зглобови на оба краја дела дужине m . Након тога, без прираста силе који се преноси савијањем, долази до озбиљних ротација укљештеног пресека, што доводи до све већих деформација. Плоче Т-елеманата су у контакту одмах иза унутрашњег завртња. Момент савијања завртња настаје услед силе која се преноси на крај подложне плочице. Како се подложна плочица одупире од плочу Т-елемента са друге стране, та тачка је релативно непокретна. Са друге стране је идентична ситуација на симетричном Т-елементу, па се ове две силе притиска преносе контактом и међусобно потиру, повећавајући интензитет СЕП непосредно уз завртањ. Сила која изазива момент савијања у завртњу долази са дела плоче дужине m , али не као последица савијања, већ као затезања плоче. Што је већа ротација овог дела плоче, то ће ова сила бити већа. Ово објашњава прилично уједначен прираст силе до лома.



Слика 7-31: Додатни извор носивости и силе које узрокују савијање завртња и коначни лом Т-елемента са танким плочама

У граничном стању пред лом, може се сматрати да је завртњак оптерећен само савијањем. Ово је симплификација, и свакако постоји ексцентрично затезање, али како би се поједноставили изрази, ово ће бити посредно узето у обзир краком сила. При потпуном искоришћењу капацитета завртња, момент савијања биће једнак

$$M_{ult,B} = W_{pl} \cdot f_{ave} \quad (6.43)$$

За идеално пластичан материјал, вредност осредњеног напона који се јавља по пресеку завртња био би једнак напону на граници течења, f_y . Како материјал завртњева има незанемарљиво ојачање, а тежи се испитати грачни лом завртњева, може се претпоставити да ће вредност f_{ave} бити једнака просечној вредности напона на граници течења f_y и затезне чврстоће f_u . Ако се ово замени у једначину (7.43), уз замену пластичног отпорног момента кружног пресека, добија се момент:

$$M_{ult,B} = \frac{1}{6} D_b^3 \cdot \frac{f_{y,b} + f_{u,b}}{2} \quad (6.44)$$

Сила која изазива овај момент на завртњу десјтвује на краку који је једнак половини пречника подложне плочице. Међутим, утицај затезања је апроксимативно узет у обзир померањем крака силе на место ивичног влакна тела завртња. Пред лом завртња, услед додатног затезања, али и разлика тангентног модула материјала, пластична неутрална оса ће се померити ка овом ивичном влакну. То влакно, обележено плавом стрелицом на слици 7-31 ће се и последње пластификовати. Оваква апроксимација крака силе добро одговара нумеричким и експерименталним резултатима Т-елемената са танким плочама. Према оваквом моделу, додатна сила коју може пренети Т-елемент и која доводи до лома завртњева савијањем, једнака је:

$$F_{\Delta,LM1} = \frac{D_b^3 \cdot (f_{u,b} + f_{y,b})}{6 \cdot (d_w + D_b)} \quad (6.45)$$

Укупна сила Т-елемента при лому по плочу износи:

$$F_{t,Rd,1} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m - \frac{D_b}{2}} + \frac{D_b^3 \cdot (f_{u,b} + f_{y,b})}{6 \cdot (D_b + d_w)} \quad (6.46)$$

Ипак, с обзиром да за овакав лом долази до неприхватљиво великих деформација, као препорука изрази за инжењерску праксу, предлаже се само усвајање првог сабирка, тј:

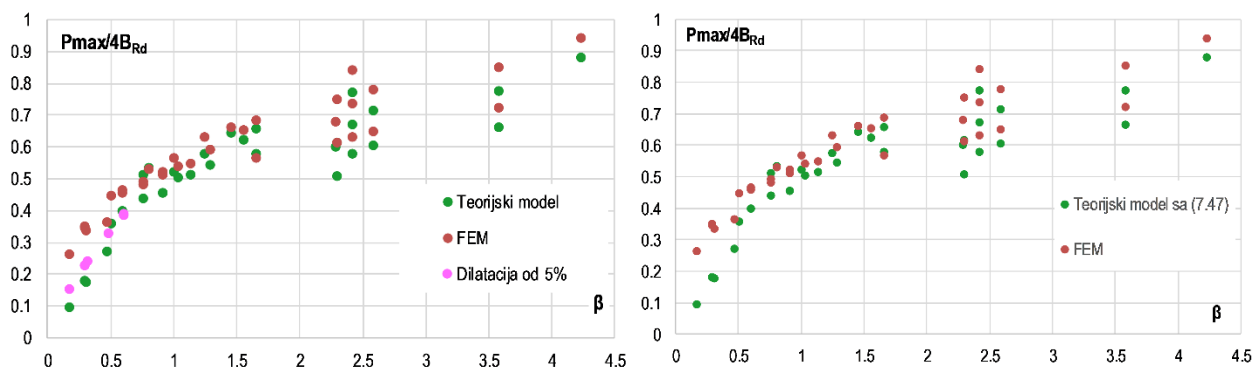
$$F_{t,Rd,1} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m - \frac{D_b}{2}} \quad (6.47)$$

Коначно, представљено табеларно, носивост Т-елемента са четири завртња, према предложеном аналитичком третману, рачуна се као:

Табела 7-2: Носивост према предложеном моделу

$L_b < \frac{e_2 A_s}{I_f} (2m^2 + 2me_1 + e_1^2)$		$L_b \geq \frac{e_2 A_s}{I_f} (2m^2 + 2me_1 + e_1^2)$
Јављају се силе услед ефекта полуге		Нема СЕП
$F_{t,Rd} = \min(F_{t,Rd,1}; F_{t,Rd,2})$		$F_{t,Rd} = F_{t,Rd,3} = 4B_{t,Rd}$
$F_{t,Rd,1}$ - једначина (7.47)	$F_{t,Rd,2}$ - једначина (7.35)	
Лом по плочи	Симултани лом	Лом по завртњевима

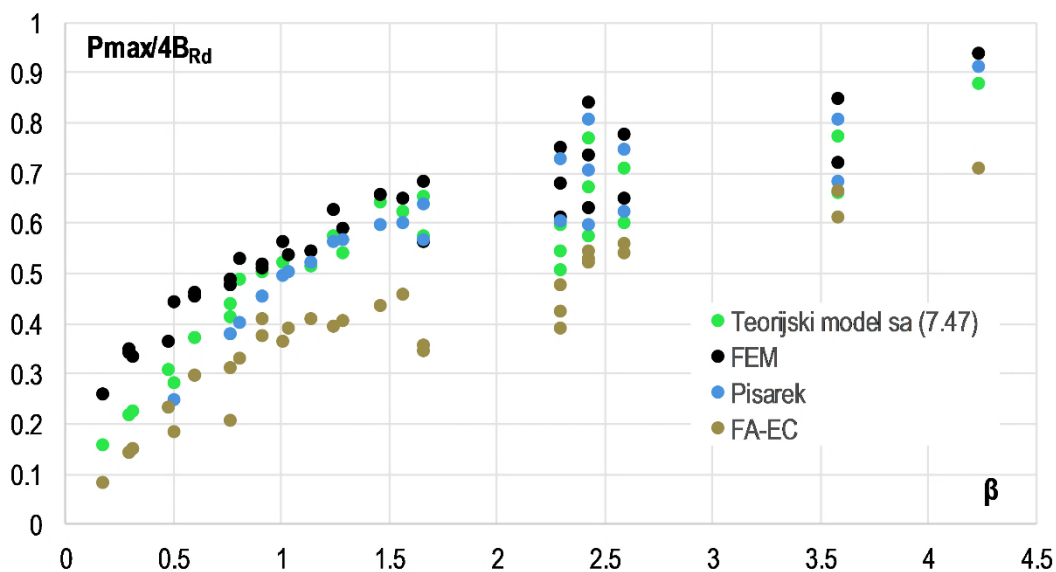
На дијаграмима на слици 7-32 приказана су поређења носивости према предложеном аналитичком моделу са резултатима параметарске анализе.



Слика 7-32: Поређење теоријског модела са резултатима параметарске анализе: са једначином (7.46) - лево, и једначином (7.47) – десно

На слици 7-33 приказани су резултати свих аналитичких модела за све моделе параметарске анализе. Види се да је за веће вредности параметра β Pisarek-ов модел најпрецизнији, док је за средње и мале вредности β предложени модел најближи нумерички израчунатим носивостима Т-елемената. У табели 7-3 приказане су просечне и максималне релативне грешке свих модела, с тим што је предложени модел раздвојен на два случаја, зависно да ли се у израз за носивост при лому по плочи урачунава савијање завртњева или не. Максимална релативна грешка свих модела односи се на модел Т1-10-1. Урачунавајући савијање завртњева, просечна релативна грешка се мало смањује, док се максимална грешка драстичније смањује. Важно је и да прорачунска носивост Т-елемената према предложеним изразима ни за један модел не премашује стварну носивост. У поређењу са FA-EC моделом, резултати су далеко бољи. Оно што је посебно важно је што предложени модел одговара стварном понашању, док друга два аналитичка

модела, иако имају поприлично коректне предикције у области средњих вредности β , предвиђају облик лома који се не одвија код тих узорака.



Слика 7-33: Поређење модела са осталим постојећим аналитичким моделима

Табела 7-3: Нумеричко поређење резултата различитих аналитичких модела

Одступања од нумеричких резултата по моделима	Предложени модел са једн. (7.47)	Предложени модел са једн. (7.46)	FA-EC модел	Pisarek-ов модел
Просечна релативна грешка	13,2%	14,1%	35,7%	17,7%
Максимална релативна грешка	39,5%	64,0%	68,1%	68,1%

За крај овог поглавља треба напоменути да је за даље изучавање носивости и крутости Т-елемената од суштинског значаја положај и интензитет сила услед ефеката полуге. Ово се односи како на Т-елементе са два завртња, тако и за оне са четири. Из свега приказаног, ограничења положаја СЕП усвојена у Еврокоду су веома погрешна. Понавља се веома прецизно, но и веома компликовано и итеративно, аналитичко решење положаја СЕП које предлажу Couchaux et al [41, 43]. Овај поступак се може применити и на завртње са четири завртња, с тим што се могу прихватити решења само у случају да је ξ мање од ϵ_1 . Но, ова решења се односе само на еластични опсег понашања. За пластични опсег, потребно је наставити даља истраживања. Један од доприноса овом будућем подухвату, уочен током многобројних анализа, јесте да се издужења завртњева у еластичној и пластичној области могу веома прецизно одредити према:

$$\delta_{b,el} = \epsilon_y \cdot 2t \qquad \delta_{b,pl} = \delta_{b,el} + (\epsilon_u - \epsilon_y) \cdot \frac{d_2 + d_3}{2} \qquad (6.48)$$

где су t , d_2 и d_3 редом дебљина плоче Т-елемента, средњи пречник навоја и пречник језгра завртња.

8. ЗАКЉУЧЦИ И ПРАВЦИ ДАЉИХ ИСТРАЖИВАЊА

8.1. ЗАКЉУЧЦИ

Узимајући у обзир све прецизније и комплексније димензионисање веза које је заступљено у техничким прописима широм света, а засновано на дубљем разумевању есенцијалне важности понашања веза у некој конструкцији на њено глобално понашање, у овом истраживању за циљ је постављен допринос бољем разумевању и опису рада веза са чеоним плочама које имају четири завртња у реду. Овај циљ је оријентисан ка научним сазнањима и проширењу теоретских знања о понашању ових веза, али је његово дефинисање инспирисано недостатком техничке регулативе из ове области. Еврокод, као репер техничких прописа, није изабран само јер је важећи у Србији, већ и зато што је најсавременији и најкомплетнији стандард за пројектовање веза у челичним конструкцијама. Ипак, у њему изостају правила димензионисања веза са чеоном плочом и четири завртња у реду. На почетку истраживања није било јасан разлог овоме, али након прегледа теоријских истраживања на ову тему, јасно је да је укупан број истраживања веома скроман, а број експерименталних истраживања се своди на свега неколико. Стога ово истраживање представља корак ка комплетирању експерименталних и теоријских знања, барем до оне мере довољне за увођење, тј. повратак, овог типа везе у оквире техничких прописа.

На основу прегледа теоријских истраживања закључено је да се одређене претпоставке наслеђују између истраживања већ деценијама, те је са новим сазнањима неопходно их преиспитати. Првенствено се мисли на положај сила услед ефеката полуге, али и на границу односа крутости при којој теоретски долази до ових сила. Усвојена граница у Еврокоду је поједностављена и не може се сматрати веома прецизном. Прецизније претпоставке услова при коме долази до сила услед ефеката полуге су представљене у раду, и представљају боље предикторе стварног понашања.

У овом раду, након детаљног пресека стања у области, приказана је припрема, извођење и резултати експерименталних испитивања Т-елемената са четири завртња и веза са чеоном плочом са четири завртња у реду. Укупно је испитано 36 узорака Т-елемената, и четири комплетне везе са чеоном плочом. На основу резултата ових испитивања, валидирани су нумерички модели, те је спроведена параметарска анализа на 33 различите конфигурације Т-елемената са четири завртња. С обзиром на софистицираност софтвера и самог нумеричког модела, сабрани су и анализирани многи резултати које није могуће експериментално измерити. Из свих спроведених анализа, изведени су следећи закључци:

- Додатна два завртња у Т-елементима са четири завртња, немају никакав ефекат у случају танких плоча Т-елемената. За веома танке плоче, лом настаје у самој плочи, те спољашњи завртањ нема никакву функцију. Код нешто већих дебљина плоче,

када лом не настаје по плочи, спољашњи завртањ преноси одређени део силе, али услед мале крутости плоче, овај део је готово занемарљив. Повећање носивости у односу на Т-елементе са два завртња постиже се тек при дебелинама плоче за које је $\beta > 1$, тј. за дебелине плоча t које су веће од:

$$t > \sqrt{\frac{4 \cdot B_{t,Rd} \cdot m}{l_{eff} \cdot f_y}}$$

- Код већих дебелина плоче, долази и до већег односа сила у завртњевима, тј. већег ангажовања спољашњег завртња. Односи сила у унутрашњим и спољашњим завртњевима се драстично разликују пре и након пластификације унутрашњег завртња. Од свих модела параметарске анализе, само код два модела дебелине плоче чак 28 mm овај однос је достигао вредност 0,6 пре пластификације завртња. Са друге стране, након изласка из еластичне фазе, вредности овог односа се значајно повећавају. У више испитаних конфигурација, овај однос је био већи од 0,8, а максимално износио 0,94, те је тиме оповргнута тврдња да је максимална вредност односа сила у завртњевима 0,8. Спољашњи завртањ има већи удео преноса оптерећења уколико су плоче дебље, унутрашњи завртањ ближи ребру, а размак завртњева што мањи. Највећи утицај на однос сила има положај сила услед ефеката полуге. Показано је да су претпоставке о положају ових сила које су усвојене у Еврокоду далеко погодније за прорачун интензитета ових сила, а да веома непрецизно предвиђају стварну позицију резултанте сила.
- Како нумеричким анализама, тако и мерењима мерним тракама на телу завртња, доказано је да је савијање завртњева присутно, и готово неизбежно. У готово свим студијама Т-елемената и веза са чеоном плочом уопште, до сада је занемариван овај ефекат. Предложен је и израз којим се на једноставан начин може проценити величина савијања у завртњу.
- Као алтернатива постојећем аналитичком моделу усвојеном у француском националном анексу Еврокода, предложен је аналитички модел прорачуна носивости Т-елемената са четири завртња у реду. У поређењу са резултатима добијеним параметарском анализом, прецизност предложеног модела је драстично већа од постојећег. Просечна релативна грешка за 33 испитана модела је смањена са 35,7% на 13,2%. Такође, показано је да један од облика лома које подразумева постојећи модел није могућ у Т-елементима са четири завртња. Разматран је и мало познат прорачунски модел који су развили Pisarek и Kozłowski. Предложени модел је показао прецизније предикције и од овог модела.
- Прорачунским моделом предложеним у овом раду, обухваћен је и лом по плочи који се јавља и код Т-елемената са два завртња. Иако је број оваквих узорака намерно био мањи у овом истраживању, с обзиром на непостојање доприноса спољашњих завртњева, дате су препоруке о измени израза којим се одређује

носивост у овом облику лома. Оне су засноване на експерименталним и нумеричким резултатима, и детаљној анализи деформација у пластичној области. Такође, делом је објашњена и значајна резерва носивости Т-елемената са танким плочама, која није уочена само у овом истраживању, већ је навођена у готово свим ранијим студијама Т-елемената. Ова резерва носивости последица је савијања завртња и предложен је аналитички израз за њен прорачун. Наравно, предложеним изразом није обухваћена комплетна резерва, с обзиром да је део последица рада плоче као површинског елемента, те не може ни бити објашњена апроксимацијом линијским елементима.

- Експериментима на целим везама са чеоним плочама и четири завртња у реду уочено је да је распоред сила је далеко неуједначенији у односу на испитиване изоловане Т-елементе, посебно у еластичној фази рада. Тек након пластификације, успоставља се очекивана расподела сила у завртњевима. Такође, предложене дужине линија пластификације за два реда са четири завртња су се показале као веома прецизне, док оне за један ред и не толико. Дуктилност ових веза је далеко већа од оне коју предвиђа Еврокод својим теоријским моделом.

8.2. ПРАВЦИ ДАЉЕГ ИСТРАЖИВАЊА

Као и код већине истраживања, потрага за одговором на једно питање отвара нова питања. Тако су се и током овог истраживања отвориле многе недоумице и недостаци у различитим областима у које залази приказано истраживање. Стога се и правци даљих истраживања, од којих су нека већ започета, могу поделити на следеће:

- Одговор Т-елемената са четири завртња у реду за циклична оптерећења. Методологија испитивања овог понашања је у свему иста, осим што је оптерећење двосмерно, и обухвата неколико циклуса. Разлог за овакво истраживање лежи у чињеници да су везе са чеоном плочом и четири завртња у реду природно пожељне у асеизмичком пројектовању, и то специјално поменутој стратегији или приступу у коме су ножице греда ослабљене недалеко од краја греда ("dog-bone" cut), за шта је неопходно да веза греда-стуб буде јача од ослабљеног пресека греде. Овакве везе су веома популарне и широко коришћене у развијеним областима високе сеизмичности, попут САД и Јапана.
- Након параметарске студије и сагледаних резултата 33 модела, није незамисливо нити неоствариво прорачунати троструко или више модела, како би се развиле таблице носивости за различите усвојене конфигурације Т-елемената са четири завртња. Наравно, не би се могле покрити све могућности, али с обзиром да не постоји велики број ваљаних профила који се користе, а чије ножице имају довољну ширину за четири завртња, и да ће се за овакве везе реално у пракси у великој већини користити завртњеви величина М16-М30, потреба број конфигурација је стотинак. Са друге стране, прецизан прорачун ових Т-елемената

дефинитивно не може бити једноставан какав се тражи у пројектантској пракси, те би овакво решење представљено у виду табела било пожељније из перспективе праксе.

- У поглављу нумеричких анализа поменута су испитивања зависности дилатације лома за амерички челик који је еквивалент европском челику S355. Но, као што је у уводном делу овог поглавља речено, ако ће у неком делу конструкције наступити лом, то ће бити у завртњевима или шавовима. Стога је јако интересантно испитати карактеристике лома материјала завртњева. Довољно би то било урадити и само за једну класу европских квалитета челика који се користе за израду завртњева. Знање за оваква испитивања, а и опрему, поседујемо у земљи, а бенефит не би био само за грађевинску индустрију, већ за сва нумеричка испитивања склопова са завртњевима у Европи. Просто је зачуђујуће да оваква испитивања не постоје до сада, с обзиром на широку употребу софистицираних софтвера, а и завртњевима, у разним областима инжењерства.
- Уочено савијање завртњева је једна од ствари која је готово потпуно не испитана. У раду су дате једначине којима се узима у обзир интеракција затезања и савијања завртњева, али реални тестови на савијање завртњева се не могу пронаћи у доступној литератури. А лом завртња услед савијања, услед компликованог преноса оптерећења кроз навоје, и на телу и на навртци завртња, носи са собом многе непознанице. Како је данас могуће симулирати геометрију завртња потпуно реално, укључујући и навој и контакт, било би од интереса испитати нивое савијања до којих не долази до лома по навоју, као и друге појаве које би се откриле оваквим испитивањем. Ипак, да би се нумерички могли пропратити резултати оваквих тестова, неопходно је утврдити понашање материјала на начин описан претходном тачком, с обзиром да при савијању завртња долази до комплексних стања напона у навоју. Апаратура за овакво испитивање је осмишљена и њему ће се приступити, у најбољем случају након завршетка испитивања објашњеног у претходној тачки.

9. ЛИТЕРАТУРА

1. Abolmaali, A. et al.: Development of moment-rotation model equations for flush end-plate connections. *J. Constr. Steel Res.* (2005). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.05.004>.
2. Agerskov, H.: High Strength Bolted Connections Subject to Prying. *J. Struct. Div.* 102, 161–175 (1976).
3. Al-Jabri, K.S.: Modelling and simulation of beam-to-column joints at elevated temperature: A review. *J. Franklin Inst.* 348, 7, 1695–1716 (2011). <https://doi.org/10.1016/j.jfranklin.2010.09.002>.
4. Alexandrov, S. et al.: An Improved Experimental Method for Determining the Workability Diagram. *Exp. Mech.* 53, 4, 699–711 (2013). <https://doi.org/10.1007/s11340-012-9676-3>.
5. Ang, K., Morris, G.: Analysis of three-dimensional frames with flexible beam–column connections. *Can. J. Civ. Eng.* 245–254 (1984).
6. Anwar, G.A.: Ultimate deformation and resistance capacity of bolted T-Stub connections under different loading conditions. *Universitatea Politehnica Timisoara* (2017).
7. Arasaratnam, P. et al.: True Stress-True Strain Models for Structural Steel Elements. *ISRN Civ. Eng.* 2011, 1–11 (2011). <https://doi.org/10.5402/2011/656401>.
8. Atasoy, M.: Determination of prying load on bolted connections. *Middle East Technical University* (2012).
9. Attiogbe, E., Morris, G.: Moment-Rotation Functions For Steel Connections. *J. Struct. Eng.* 117, 6, 1703–1718 (1991). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1991\)117:6\(1703\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1991)117:6(1703)).
10. Augusto, H. et al.: 11.12: Derivation of the cyclic behaviour of components in bolted end-plate beam-to-column joints using FEM. *Ce/Papers.* 1, 2–3, 2926–2935 (2017). <https://doi.org/10.1002/cepa.344>.
11. Augusto, H. et al.: A contribution to the extension of the component method to beam-to-column connections subjected to cyclic loading. *Eurosteel 2014 - 7th Eur. Conf. Steel Compos. Struct.* January, (2014).
12. Azizinamini, A. et al.: Static and cyclic behaviour of steel beam–column connections. *University of South Carolina* (1985).
13. Bahaari, M.R., Sherbourne, A.N.: Behavior of eight-bolt large capacity endplate connections. *Comput. Struct.* 77, 3, 315–325 (2000). [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(99\)00218-7](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(99)00218-7).
14. Bao, Y., Wierzbicki, T.: On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *Int. J. Mech. Sci.* 46, 1, 81–98 (2004).

- <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2004.02.006>.
15. Bayo, E. et al.: An effective component-based method to model semi-rigid connections for the global analysis of steel and composite structures. *Eng. Struct.* (2006). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.08.001>.
 16. Beg, D. et al.: On the rotation capacity of moment connections. *J. Constr. Steel Res.* 60, 3–5, 601–620 (2004). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(03\)00132-9](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(03)00132-9).
 17. Bell, W.G. et al.: Static tests of standard riveted and bolted beam-to-column connections. (1958).
 18. Bjorhovde, R. et al.: Connections in steel structures III : behaviour, strength, and design : proceedings of the third international workshop held at Hotel Villa Madruzzo, Trento, Italy, 29-31 May 1995. Elsevier Science (1996).
 19. Bonora, N. et al.: CDM modeling of ductile failure in ferritic steels : Assessment of the geometry transferability of model parameters. 22, 2006, 2015–2047 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2006.03.013>.
 20. Borgsmiller, J.T., Murray, T.M.: Simplified method for the design of moment end-plate connections. , Blacksburg, VA (1995).
 21. Borst, R. de., Crisfield, M.A.: Nonlinear finite element analysis of solids and structures. Wiley (2012).
 22. Bose, S. et al.: Column webs in steel beam to column connexions. Part I: formulation and verification. *Comput. Struct. Struct.* 2, 253–272 (1972).
 23. Bridgman, P.: The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Trans. Am. Soc. Met.* 32, 553–574 (1944).
 24. Bruck, H.A. et al.: Digital image correlation using Newton-Raphson method of partial differential correction. *Exp. Mech.* 29, 3, 261–267 (1989). <https://doi.org/10.1007/BF02321405>.
 25. Bruhn, E.: Analysis and Design of Airplane Structures. Tri-State Offset Co., Cincinnati (1949).
 26. Bursi, O.S., Jaspert, J.-P.: Basic issues in the finite element simulation of extended end plate connections. *Comput. Struct.* 69, 3, 361–382 (1998). [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(98\)00136-9](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(98)00136-9).
 27. Bursi, O.S., Jaspert, J.P.: Benchmarks for Finite Element Modelling of Bolted Steel Connections. *J. Constr. Steel Res.* 43, 1–3, 17–42 (1997). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(97\)00031-X](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(97)00031-X).
 28. Bursi, O.S., Jaspert, J.P.: Calibration of a Finite Element Model for Isolated Bolted End-Plate Steel Connections. *J. Constr. Steel Res.* 44, 3, 225–262 (1997). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(97\)00056-4](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(97)00056-4).

29. Cabrero, J.M., Bayo, E.: The semi-rigid behaviour of three-dimensional steel beam-to-column steel joints subjected to proportional loading. Part II: Theoretical model and validation. *J. Constr. Steel Res.* 63, 9, 1254–1267 (2007). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2006.11.005>.
30. Chasten, C.P. et al.: Prying and shear in end-plate connection design. *J. Struct. Eng.* 118, 5, 1295–1311 (1992).
31. Chasten, C.P. et al.: Prying and Shear in End-Plate Connection Design. *J. Struct. Eng.* 118, 5, 1295–1311 (1992). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1992\)118:5\(1295\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1992)118:5(1295)).
32. Chen, C.: Study on metal fracture. Metallurgical Industry Press of China, Beijing, China (1978).
33. Chen, S., Du, G.: Influence of initial imperfection on the behaviour of extended bolted end-plate connections for portal frames. *J. Constr. Steel Res.* 63, 2, 211–220 (2007). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2006.03.004>.
34. Chen, W.-F., Lui, E.M.: Stability design of steel frames. CRC Press (1991).
35. Coelho, A.G. et al.: Finite-Element Modeling of the Nonlinear Behavior of Bolted T-Stub Connections. *J. Struct. Eng.* 132, 6, 918–28 (2006). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2006\)132](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2006)132).
36. Coelho, A.M.G. et al.: Characterization of the Nonlinear Behaviour of Single Bolted T-Stub Connections. *March*, 53–64 (2004).
37. Coelho Girão, M.A.: Characterization of the Ductility of Bolted End Plate Beam-To-Column Steel Connections. (2004).
38. Colson, A.: Theoretical modeling of semirigid connections behavior. *J. Constr. Steel Res.* (1991). [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(91\)90045-3](https://doi.org/10.1016/0143-974X(91)90045-3).
39. Construction, M.: Recommandations pour le dimensionnement des assemblages selon la NF EN -8. SAINTAUBIN BNCMBureau Norm. la tallique. 1993-1 SRC-BaiduScholar FG-0 (2015).
40. Costa, R. et al.: Experimental behaviour of 3D end-plate beam-to-column bolted steel joints. *Eng. Struct.* 188, March, 277–289 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.03.017>.
41. Couchaux, M. et al.: Effect of contact on the elastic behaviour of tensile bolted connections. *J. Constr. Steel Res.* 133, 459–474 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.10.012>.
42. Couchaux, M. et al.: Enriched beam model for slender prismatic solids in contact with a rigid foundation. *Int. J. Mech. Sci.* 93, 181–190 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2014.12.012>.
43. Couchaux, M. et al.: Tensile resistances of L-stubs. *J. Constr. Steel Res.* 138, 131–149 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.06.016>.

44. COUCHAUX, M. et al.: Plastic Resistance of L-Stubs Joints Subjected To Tensile Forces. 2010 Stab. Ductility Steel Struct. July, 295–302 (2010).
45. Criesfield, M.A.: An arc-length method including line searches and accelerations. Int. J. Numer. Methods Eng. 19, 1269–1289 (1983).
46. Cruz, P.J.S. et al.: SERICON II — database for the semi-rigid behaviour of beam-to-column connections in seismic regions. J. Constr. Steel Res. 46, 1–3, 233–234 (1998).
47. D’Aniello, M. et al.: Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts. Steel Compos. Struct. 24, 6, 643–658 (2017). <https://doi.org/10.12989/scs.2017.24.6.643>.
48. Demonceau, J.-F. et al.: Application of Eurocode 3 to Steel Connections with Four Bolts per Horizontal Row. In: SDSS’Rio 2010 Stability and Ductility of Steel Structures. pp. 199–206 (2010). <https://doi.org/10.3141/2299-09>.
49. Demonceau, J.-F. et al.: Connections with Four Bolts per Horizontal Row. In: Eurosteel 2011-6th European Conference on Steel and Composite Structures-Proceedings. pp. 567–572, Budapest (2011).
50. Diaz, C. et al.: Review on the modelling of joint behaviour in steel frames. J. Constr. Steel Res. 67, 5, 741–758 (2011). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.12.014>.
51. Dong, S. et al.: Necking phenomenon based on the Aramis system. Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci. 1996, September 2018, (2018). <https://doi.org/10.1177/0954406218802306>.
52. Douty, R.T., McGuire, W.: High strength bolted connections with applications to plastic design. J. Struct. Div. ASCE. 91(ST2), 101–128 (1965).
53. Dowling, P.: EUROCODE no. 3 : common unified rules for steel structures. Commission of the European Communities, Luxembourg (1984).
54. Dowswell, B.: A yield line component method for bolted flange connections. Eng. J. 93–116 (2011). <https://doi.org/10.1101/155242>.
55. Dranger, T.S.: Yield Line Analysis of Bolted Hanging Connections. Eng. Journal, AISC. 14, 3, (1977).
56. Ehlers, S., Varsta, P.: Strain and stress relation for non-linear finite element simulations. Thin-Walled Struct. 47, 11, 1203–1217 (2009). <https://doi.org/10.1016/j.tws.2009.04.005>.
57. Elflah, M. et al.: Behaviour of stainless steel beam-to-column joints — Part 1: Experimental investigation. J. Constr. Steel Res. 152, 183–193 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.02.040>.
58. Faella, C. et al.: A new method to design extended end plate connections and semirigid braced frames. J. Constr. Steel Res. (1997). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(97\)00001-1](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(97)00001-1).

59. Faella, C. (Ciro) et al.: Structural steel semirigid connections : theory, design, and software. CRC Press (2000).
60. Faralli, A.C. et al.: Finite Element Analysis of Bolted T-Stubs Undergoing Large Displacement: A Preliminary Study. Open Constr. Build. Technol. J. 12, 1, 170–176 (2018). <https://doi.org/10.2174/1874836801812010170>.
61. Fleichman, R.B. et al.: Top-and-Seat Angle Connections and End-Plate Connections: Snug vs. Fully Pretensioned Bolts. Eng. Journal, AISC. 1st Qtr, 28, 18–28 (1991).
62. Francavilla, A.B. et al.: Simplified finite element analysis of bolted T-stub connection components. Eng. Struct. 100, 656–664 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.06.029>.
63. Fric, N.T.: Teorijsko i eksperimentalno istraživanje gubitaka sile prednaprezanja u visokovrednim zavrtnjevima. Univerzitet u Beogradu (2015).
64. Frich, H.: Beam - Column Connections Subjected to Static and Dynamic Loading. KTH (2014).
65. Frye, M., Morris, G.: Analysis of flexibly connected steel frames. Can. J. Civ. Eng. 2, 3, 280–291 (1975).
66. Gantes, C.J., Lemonis, M.E.: Influence of equivalent bolt length in finite element modeling of T-stub steel connections. Comput. Struct. 81, 8–11, 595–604 (2003). [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(03\)00004-X](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(03)00004-X).
67. Gebbeken, N. et al.: On the numerical analysis of end-plate connections. J. Constr. Steel Res. 30, 2, 177–196 (1994).
68. Gerardy, J., Schleich, J.: Semi-rigid action in steel frame structures. (1991).
69. Gere, J., Weaver, W.: Analysis of frame structures. (NJ): ; 1965. Princenton: D Van Nostrand Company. Inc., NJ (1965).
70. Gervásio, H. et al.: Reliability assessment of the post-limit stiffness and ductility of steel joints. J. Constr. Steel Res. 60, 3–5, 635–648 (2004). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(03\)00145-7](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(03)00145-7).
71. Goldberg, D., Richard, R.: Analysis of non-linear structures. J. Struct. Div. 89, 4, 333–51 (1963).
72. Goto, Y., Chen, W.: On the computer-based design analysis for the flexibly jointed frames. J. Constr. Steel Res. 8, 203–231 (1987).
73. Goverdhan, A.: A collection of experimental moment–rotation curves and valuation of prediction equations for semi-rigid connections. Vanderbilt University (1984).
74. Gusella, F. et al.: Effects of pinching in the hysteresis loop of rack connections. In: ANIDIS 2017. , Pistoia (2017).
75. Hancock, J.W., Mackenzie, A.C.: On the mechanisms of ductile failure in high strength

- steels subjected to multi-axial stress-states. *J. Mech. Phys. Solids*. 24, 147–169 (1976).
76. Hantouche, E.G. et al.: Built-up T-stub connections for moment resisting frames: Experimental and finite element investigation for prequalification. *Eng. Struct.* 43, 2012, 139–148 (2012). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.05.015>.
77. Hantouche, E.G. et al.: Modified stiffness model for thick flange in built-up T-stub connections. *J. Constr. Steel Res.* 81, 2013, 76–85 (2013). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.11.009>.
78. Hantouche, E.G., Abboud, N.H.: Stiffness modeling of bolted thick built-up T-stub connections including secondary prying effect. *J. Constr. Steel Res.* 95, 2014, 279–289 (2014). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.12.012>.
79. Harničárová, M. et al.: Comparison of different material cutting technologies in terms of their impact on the cutting quality of structural steel. *Tech. Gaz.* 17, 3, 371–376 (2010). <https://doi.org/10.1016/j.biombioe.2013.05.026>.
80. Hendrick, D. et al.: Analytical and Experimental Investigation of Stiffened Flush End-Plate Connections with Four Bolts at the Tension Flange. , Norman, Oklahoma (1984).
81. Hendrick, D. et al.: Inification of Flush End-Plate Design Procedures. , Norman, Oklahoma (1985).
82. Herrera, R.A. et al.: Behavior of welded t-stubs subjected to tensile loads. In: *The 14th World Conference on Earthquake Engineering*. , Beijing, China (2008).
83. Hoffmann, H., Vogl, C.: Determination of True Stress-Strain-Curves and Normal Anisotropy in Tensile Tests with Optical Strain Measurement. *CIRP Ann.* 52, 1, 217–220 (2003).
84. Huang, H.T.: Research on the Ultimate Strength of Steel Beam-to-column T-stub Semi-rigid Connections Under Static Load. Guangxi University (2012).
85. Husson, W.: Friction connections with slotted holes for wind towers. (2008).
86. Ismail, R.E.S. et al.: Behavior of End-Plate Steel Connections Stiffened With Stiffeners. In: *AICSGE8*. , Egypt (2014).
87. Ismail, R.E.S. et al.: Numerical study on ultimate behaviour of bolted end-plate steel connections. *Lat. Am. J. Solids Struct.* 13, 1, 1–22 (2016). <https://doi.org/10.1590/1679-78251579>.
88. Jaspert, J.-P.: Etude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier. (1991).
89. Jaspert, J.: Recent advances in the field of structural steel joints and their representation in the building frame analysis and design process, (1999).
90. Jaspert, J.P.: General report: Session on connections. *J. Constr. Steel Res.* 55, 1–3, 69–89 (2000). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(99\)00078-4](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(99)00078-4).

91. Jaspart, J.P.: Recent advances in the field of steel joints-Appendices. Liege. (1997).
92. Johnson, G.R., Cook, W.H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In: Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics. pp. 541–547, The Hague, The Netherlands (1983).
93. Johnson, N.D., Walpole, W.R.: Bolted End-Plate Beam-to-Column Connections Under Earthquake Type Loading. , Christchurch, New Zealand (1981).
94. Johnson, R., Law, C.: Semi-rigid joints for composite frames. In: Joints in structural steelwork. pp. 3.3-3.19 Pentech Press, London (1981).
95. Jones, S. et al.: Modelling of semirigid connection behaviour and its influence on steel column behaviour. In: JH, H. (ed.) Joints in structural steelwork. pp. 5.73-5.87 Pentech Press (1981).
96. Jovanović, Đ. et al.: FIBER BEAM-COLUMN ELEMENT IMPLEMENTATION IN ACADEMIC CAD SOFTWARE MATRIX 3D. Build. Mater. Struct. 60, 2, 57–77 (2017). <https://doi.org/10.5937/grmk1702057J>.
97. Jovanović, Đ. et al.: O Evrokodovim pravilima dimenzionisanja momentnih veza sa čeonom pločom. In: 15. Kongres Društva Građevinskih Konstruktera – DGKS. pp. 488–497, Zlatibor (2018).
98. Kameshki, E.S., Saka, M.P.: Optimum design of nonlinear steel frames with semi-rigid connections using a genetic algorithm. Comput. Struct. (2001). [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(01\)00035-9](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(01)00035-9).
99. Kato, B., Tanaka, A.: Experimental study on tension-type high strength bolted connection (no. 2 prying action). Trans. Archit. Inst. Japan. 72, 147, 33–41 (1968).
100. Kennedy, D.: Moment–rotation characteristics of shear connections. Eng. J. 105–115 (1969).
101. Kennedy, D.J.R., Hafez, M.: A study of end-plate connections for steel beams. Can. J. Civ. Eng. 11, 2, 139–149 (1984).
102. Kennedy, N.A. et al.: The Split-Tee Analogy in Bolted Splices and Beam-Column Connections. In: International Conference on Joints in Structural Steelwork. pp. 2.138-2.157 (1981).
103. Kiran, R., Khandelwal, K.: A triaxiality and Lode parameter dependent ductile fracture criterion. Eng. Fract. Mech. 128, C, 121–138 (2014). <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2014.07.010>.
104. Kishi, N. et al.: Nonlinear finite element analysis of top- and seat-angle with double web-angle connections. Struct. Eng. Mech. 12, 2, 201–214 (2001). <https://doi.org/10.12989/sem.2001.12.2.201>.
105. Kishi, N., Chen, W.: Data base of steel beam-to-column connections. , West Lafayette (1986).

106. KM, A., WF., C.: Expanded database of semi-rigid steel connections. *Comput. Struct.* 56, 4, 553–564 (1995).
107. Kohne, P.: ANSYS Theory Reference. ANSYS Inc., Southpointe, PA, USA (1999).
108. Koković, V.: Granična nosivost oslonačke veze ošupljenih montažnih betonskih ploča. Univerzitet u Beogradu (2016).
109. Komuro, M. et al.: Elasto-plastic finite element analysis of prying of top-and seat-angle connections. *Solid Mech. its Appl.* 140, 1985, 289–301 (2006). https://doi.org/10.1007/1-4020-4891-2_24.
110. Kozłowski, A. et al.: Experimental investigations of the joint behaviour - Robustness assesment of steel and steel-concrete composite frames. 6th Eur. Conf. Steel Compos. Struct. May, 339–344 (2011).
111. Krishnamurthy, N. et al.: Analytical $M-\phi$ curves for end-plate connections. *J. Struct. Div.* 105, 133–145 (1979).
112. Krishnamurthy, N.: Analytical investigation of bolted stiffened tee-stubs - Report no. CE-MBMA-1902. , Nashville (TN) (1978).
113. Krishnamurthy, N.: Experimental Validation of End-Plate Connection Design. (1979).
114. Krishnamurthy, N., Graddy, D.: Correlation between 2- and 3-dimensional finite element analysis of steel bolted end-plate connections. *Comput. Struct. Struct.* 6, 4–5, 381–389 (1976).
115. Kukreti, A.R. et al.: End-plate connection moment-rotation relationship. *J. Constr. Steel Res.* (1987). [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(87\)90057-5](https://doi.org/10.1016/0143-974X(87)90057-5).
116. Kukreti, A.R. et al.: Finite element modeling of large capacity stiffened steel tee-hanger connections. *Comput. Struct.* 32, 2, 409–422 (1989). [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(89\)90052-7](https://doi.org/10.1016/0045-7949(89)90052-7).
117. Kukreti, A.R., Zhou, F.F.: Eight-bolt endplate connection and its influence on frame behavior. *Eng. Struct.* 28, 11, 1483–1493 (2006). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.09.021>.
118. Kulak, G.L. et al.: Guide to Design Criteria for Bolted & Riveted Joints. AISC (2001). <https://doi.org/10.1139/l88-018>.
119. Kulak, G.L. et al.: Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints, Second Ed. (2001).
120. LAC., B.: Probabilistic evaluation of the rotation capacity of steel joints. University of Coimbra (2003).
121. Landolfo, R. et al.: EQUALJOINTS: European Pre-Qualified Steel Joints - Final Report. , Brussels (2017). <https://doi.org/10.2777/832927>.
122. Latour, M. et al.: Cyclic modeling of bolted beam-to-column connections: Component

- approach. J. Earthq. Eng. 15, 4, 537–563 (2011).
<https://doi.org/10.1080/13632469.2010.513423>.
123. Latour, M. et al.: Experimental analysis and mechanical modeling of T-stubs with four bolts per row. J. Constr. Steel Res. 101, 158–174 (2014).
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2014.05.004>.
124. Lemaitre, J.: A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. J. Eng. Mater. Technol. 107, 1, 83–89 (1985).
125. Lemonis, M.E., Gantes, C.J.: INCREMENTAL MODELING OF T-STUB CONNECTIONS. J. Mech. Mater. Struct. 1, 7, (2006).
<https://doi.org/dx.doi.org/10.2140/jomms.2006.1.1135>.
126. Ling, Y.: Uniaxial True Stress-Strain after Necking. AMP J. Technol. 5, 1, 37–48 (1996).
127. Lionberger, S., Weaver, W.: Dynamic response of frames with non-rigid connections. J. Eng. Mech. Div. ASCE. 95, 1, 95–114 (1969).
128. Liu, M. et al.: Tension strength and design method for thread-fixed one-side bolted T-stub. Eng. Struct. 150, 918–933 (2017).
<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.07.093>.
129. Livesley, R.: Matrix methods of structural analysis. Pergamon Press, Oxford (1964).
130. Loureiro, A. et al.: Axial stiffness prediction of non-preloaded T-stubs: An analytical frame approach. J. Constr. Steel Res. 66, 12, 1516–1522 (2010).
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.06.005>.
131. Lui, E., Chen, W.: Strength of H-columns with small end restraints. Eng. J. Inst. Struct. 61, B, 71–26 (1983).
132. Lui, E.M., Chen, W.F.: Steel frame analysis with flexible joints. J. Constr. Steel Res. 8, C, 161–202 (1987). [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(87\)90058-7](https://doi.org/10.1016/0143-974X(87)90058-7).
133. Maggi, Y.I. et al.: Parametric analysis of steel bolted end plate connections using finite element modeling. J. Constr. Steel Res. 61, 5, 689–708 (2005).
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2004.12.001>.
134. Mann, A.P., Morris, L.J.: Limit Design of Extended End-Plate Connections. J. Struct. Div. ASCE. 511–526 (1979).
135. Maresca, G. et al.: A critical review of triaxiality based failure criteria. Convegno IGF XIII. 9 (1997).
136. Marginean, I.M.: Robustness of moment steel frames under column loss scenarios. Universitatea Politehnica Timisoara (2017).
137. McKenna, F.: OpenSees: A framework for earthquake engineering simulation. Comput. Sci. Eng. (2011). <https://doi.org/10.1109/MCSE.2011.66>.
138. Melchers, R., Kaur, D.: Behaviour of frames with flexible joints. In: 8th Australian conf

- mech of structural materials. pp. 271–275 (1982).
139. Milosevic, M. et al.: Digital image correlation in analysis of stiffness in local zones of welded joints. *Teh. Vjesn. - Tech. Gaz.* 23, 1, 19–24 (2016). <https://doi.org/10.17559/tv-20140123151546>.
 140. Milosevic, M. et al.: Measurement of local tensile properties of welded joint using digital image correlation method. *Chem. List.* 106, SUPPL. 3, (2012).
 141. Mitrovic, N. et al.: Application and mode of operation of non-contact stereometric measuring system of biomaterials. *FME Trans.* 39, 2, 55–60 (2011).
 142. Mitrović, N.: *Naponi i deformacije struktura kompleksne geometrije cevovodne armature.* Univerzitet u Beogradu (2013).
 143. Moncarz, P., Gerstle, K.: Steel frame with nonlinear connections. *J. Struct. Div.* 107, 8, 1421–41 (1981).
 144. Monforton, G., Wu, T.: Matrix analysis of semi-rigidly connected frames. *J. Struct. Eng.* 89, 3713–42 (1963).
 145. Murray, T., Shoemaker, W.L.: *Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections.* AISC (2003).
 146. Murray, T.M., Sumner, E.A.: *Extended End-Plate Moment Connections Seismic and Wind Applications Second Edition.* 2, 1–166 (2003).
 147. Nair, R.S. et al.: High Strength Bolts Subjected to Tension and Prying. *J. Struct. Div. ASCE.* 100, (1974).
 148. Nethercot, D.: *Steel beam-to-column connections: a review of test data and its applicability to the evaluation of joint behaviour in the performance of steel frames.* (1985).
 149. Oberegge, O., Hockelmann, H.P.: *Bemessungshilfen für profilorientiertes Konstruieren.* Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Köln (1997).
 150. Ostrander, J.R.: *An Experimental Investigation of End-Plate Connections.* Univ. of Saskatchewan, Canada (1970).
 151. Ostrowski, K., Kozłowski, A.: Hierarchical validation of FEM models. In: XIV International Scientific Conference Rzeszow–Lwow–Koszyce. (2015). <https://doi.org/10.13140/RG.2.1.3376.7443>.
 152. Ostrowski, K., Kozłowski, A.: Hierarchical validation of FEM models. In: XIV International Scientific Conference, Rzeszow–Lwow–Koszyce (2015). <https://doi.org/10.13140/RG.2.1.3376.7443>.
 153. Packer, J.A., Morris, L.J.: A limit state design method for the tension region of bolted beam-to-column connections. *Struct. Eng.* 5, 10, 446–458 (1977).
 154. Pan, B. et al.: Fast, Robust and Accurate Digital Image Correlation Calculation Without

- Redundant Computations. *Exp. Mech.* 53, 7, 1277–1289 (2013). <https://doi.org/10.1007/s11340-013-9717-6>.
155. Pan, B. et al.: Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: A review. *Meas. Sci. Technol.* 20, 6, (2009). <https://doi.org/10.1088/0957-0233/20/6/062001>.
156. Pavlović, M. et al.: Bolted shear connectors vs. headed studs behaviour in push-out tests. *J. Constr. Steel Res.* 88, 134–149 (2013). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.05.003>.
157. Pavlović, M. et al.: Bolted shear connectors vs. headed studs behaviour in push-out tests. *J. Constr. Steel Res.* 88, 134–149 (2013). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.05.003>.
158. Pavlović, M. et al.: Headed Shear Studs versus High-Strength Bolts in Prefabricated Composite Decks. In: *Composite Construction in Steel and Concrete VII*. pp. 687–702 ASCE (2016). <https://doi.org/10.1061/9780784479735.052>.
159. Piluso, V. et al.: ULTIMATE BEHAVIOR OF BOLTED T-STUBS.I: THEORETICAL MODEL. *J. Struct. Eng.* 127, 6, 686–693 (2001). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2001\)127](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2001)127).
160. Piluso, V., Rizzano, G.: Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads. *J. Constr. Steel Res.* 64, 6, 655–669 (2008). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2007.12.009>.
161. Piluso, V., Rizzano, G.: Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads. *J. Constr. Steel Res.* 64, 6, 655–669 (2008). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2007.12.009>.
162. Pilvin, A.: *Modelisation du Comportement des Assemblages de Structures a Barres*. Universite de Paris (1983).
163. Pisarek, Z.: Calculation of the bolted end-plate joints subjected to two axis bending. *J. Civ. Eng. Environ. Archit.* XXX, 60 (2/13), 219–229 (2013). <https://doi.org/10.7862/rb.2013.27>.
164. Pisarek, Z.: Experimental Investigation of Welded T- Stubs with Four Bolts. In: *Design, Fabrication and Economy of Metal Structures*. Springer, Miskolc, Hungary (2013). <https://doi.org/10.1007/978-3-642-36691-8>.
165. PISAREK, Z.: Analytical model end plate bolted joint under bending moment and axial force load. *J. Civ. Eng. Environ. Archit.* XXXII, 3/II/2015, 325–336 (2015). <https://doi.org/10.7862/rb.2015.158>.
166. Pisarek, Z., Kozlowski, A.: End-plate steel joint with four bolts in the row. In: *Progress in Steel, Composite and Aluminium Structures*. pp. 257–266 Taylor & Francis Group, London (2006).
167. Pisarek, Z., Kozlowski, A.: End-plate steel joint with four bolts in the row. In: *Lviv Polytechnic National University Institutional Repository*. pp. 180–181 (2007).

168. Prabha, P. et al.: Evaluation of connection flexibility in cold formed steel racks. *J. Constr. Steel Res.* (2010). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.01.019>.
169. Ramberg W, O.W.: Description of stress–strain curves by three parameters.
170. Rathbun, J.C.: Elastic Properties of Riveted Connections. *Trans. Am. Soc. Civ. Eng.* 101, 1, (1936).
171. Reinoso, J.M. et al.: Analytical frame approach for the axial stiffness prediction of preloaded T-stubs. *J. Constr. Steel Res.* 90, 156–163 (2013). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.07.030>.
172. Ribeiro, J. et al.: Analytical model for the response of T-stub joint component under impact loading. *J. Constr. Steel Res.* 106, 23–34 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2014.11.013>.
173. Ribeiroa, J. et al.: Damage model calibration and application for S355 steel. *Procedia Struct. Integr.* 2, 656–663 (2016). <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2016.06.085>.
174. Rice, J.R., Tracey, D.M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *J. Mech. Phys. Solids.* 17, 3, 201–217 (1969). [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(69\)90033-7](https://doi.org/10.1016/0022-5096(69)90033-7).
175. Richard, R., Abbott, B.: Versatile elastic–plastic stress–strain formula. *J. Eng. Mech. Div.* 101, 4, 511–515 (1975).
176. Romstad, K., CV., S.: Analysis of frames with partial connection rigidity. *J. Struct. Div. ASCE.* 96, 11, 2283–300 (1970).
177. Ryan, J.C.: Evaluation of Extended End-Plate Moment Connections Under Seismic Loading. September, (1999).
178. Santiago, A. et al.: An Analytical Model for the Prediction of the Resistance of T-Stubs With Four Bolts in a Row. In: *EUROSTEEL 2014.* , Naples, Italy (2014).
179. Šarac, D.: Razvoj metodologije za ispitivanje uticaja dentalnog implanta na noseću strukturu. Univerzitet u Beogradu (2018).
180. Del Savio, A.A. et al.: Generalised component-based model for beam-to-column connections including axial versus moment interaction. *J. Constr. Steel Res.* 65, 8–9, 1876–1895 (2009). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2009.02.011>.
181. Scheider, I. et al.: Procedure for the Determination of True Stress-Strain Curves From Tensile Tests With Rectangular Cross-Section Specimens. *J. Eng. Mater. Technol.* 126, 1, 70 (2004). <https://doi.org/10.1115/1.1633573>.
182. Schmidt, B.: Zum Tragverhalten von geschraubten momenten- tragfähigen Stirnplattenverbindungen mit 4 Schrauben in jeder Schraubenreihe. Technische Universität Dortmund (2008).
183. Schreier, H.W., Sutton, M.A.: Systematic errors in digital image correlation due to

- undermatched subset shape functions. *Exp. Mech.* 42, 303–310 (2002).
184. Shahbazian, A. et al.: Advanced Tools for Simulating Monotonic and Cyclic. In: X Congresso de Construcao Metalica e Mista. , Coimbra, Portugal (2015). <https://doi.org/10.13140/RG.2.1.1609.8643>.
 185. Sherbourne, A., Bahaari, M.: 3D Simulation of Bolted Connections to Unstiffened. *J. Constr. Steel Res.* 40, 3, 169–187 (1996).
 186. Sherbourne, A., Bahaari, M.: 3D simulation of end-plate bolted connections. *J. Struct. Eng.* 120, 11, 3122–36 (1996).
 187. Sherbourne, A., Bahaari, M.: Finite element prediction of end-plate bolted connection behavior. I: parametric study. *J. Struct. Eng.* 123, 2, 157–164 (1997).
 188. Simões da Silva, L. et al.: Implementation of a component model for the cyclic behaviour of steel joints. *Connect. steel Struct.* VIII. (2016).
 189. Simões da Silva, L.: Towards a consistent design approach for steel joints under generalized loading. *J. Constr. Steel Res.* 64, 9, 1059–1075 (2008). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2008.02.017>.
 190. Smith, M.: ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.9. Simulia, Providence, RI (2009).
 191. Soltani, R., Kerdal, D.E.: Behaviour of elementary bolted steel T-stub connections: An evaluation of EC3 design procedure. *Turkish J. Eng. Environ. Sci.* 35, 1, 1–20 (2011). <https://doi.org/10.3906/muh-1005-32>.
 192. Sommer, W.: Behaviour of welded header plate connections. University of Toronto (1969).
 193. Spyrou, S., Davison, J.: Displacement measurement in studies of steel T-stub connections. *J. Constr. Steel Res.* 57, 6, 649–661 (2001). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(01\)00003-7](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(01)00003-7).
 194. Srouji, R. et al.: Yield-Line Analysis of End-PlateConnections with Bolt Force Predictions. , Norman, Oklahoma (1983).
 195. Steurer, A.: Das Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen. , Zurich (1999).
 196. Struik, J.H.A., de Back, J.: Tests on Bolted T-Stub with Respect to a Bolted Beam- Column Connections. (1969).
 197. Sutton, M. et al.: Application of an optimized digital correlation method to planar deformation analysis. *Image Vis. Comput.* 4, 3, 143–150 (1986). [https://doi.org/10.1016/0262-8856\(86\)90057-0](https://doi.org/10.1016/0262-8856(86)90057-0).
 198. Sutton, M.A. et al.: Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements. Springer, New York, USA (2009). <https://doi.org/10.1192/bjp.111.479.1009-a>.

199. Swanson, J.: Ultimate Strength Prying Models for Bolted T-Stub Connections. *Eng. Journal, AISC.* 39, 3, 136–147 (2002).
200. Swanson, J.A. et al.: Advanced finite element modeling of bolted T-stub connection components. *J. Constr. Steel Res.* 58, 5–8, 1015–1031 (2002). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(01\)00098-0](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(01)00098-0).
201. Swanson, J.A., Leon, R.T.: Stiffness Modeling of Bolted T-Stub Connection Components. *J. Struct. Eng.* 127, 5, 498–505 (2001). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2001\)127:5\(498\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2001)127:5(498)).
202. Tadić, I.: Numerical analysis of T-stub macro components under monotonic loads. *Univerzitet u Beogradu, Universitatea politehnica Timisoara* (2017).
203. Tanlak, N. et al.: Detailed and simplified models of bolted joints under impact loading. *J. Strain Anal.* 46, 3, 213–225 (2011). <https://doi.org/10.1177/0309324710396997>.
204. Thornton, W.: Prying Action - A General Treatment. *Eng. Journal, AISC.* 22, 2, 67–75 (1985).
205. Ungermann, D., Schneide, S.: *Stahlbaunormen DIN EN 1993-1-8: Bemessung von Anschlu"ssen.* (2012).
206. Vilotic, D. et al.: Disc upsetting between spherical dies and its application to the determination of forming limit curves. *J. Strain Anal. Eng. Des.* 34, 1, 17–22 (1999). <https://doi.org/10.1243/0309324991513588>.
207. Vilotić, D. et al.: Free surface fracture in three upsetting tests. *Exp. Mech.* 46, 1, 115–120 (2006). <https://doi.org/10.1007/s11340-006-5860-7>.
208. Vinnakota, S.: Planar strength of restrained beam–columns. *J. Struct. Div.* 108, 11, 2496–516 (1982).
209. Vrouwenvelder, A.C.W.M.: *PLASTICITY Ct 4150: The plastic behaviour and the calculation of beams and frames subjected to bending.* Technical University Delft, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Delft, Netherlands (2003).
210. Wales, M.W., Rossow, E.C.: Coupled Moment-Axial Force Behavior in Bolted Joints. *J. Struct. Eng.* 109, 5, 1250–1266 (1983). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1983\)109:5\(1250\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1983)109:5(1250)).
211. Wang, Y. et al.: An Experimental-Numerical Combined Method to Determine the True Constitutive Relation of Tensile Specimens after Necking. *Adv. Mater. Sci. Eng.* 2016, c, 1–12 (2016). <https://doi.org/10.1155/2016/6015752>.
212. Weynand, K. et al.: Application of the ec3 design rules to end-plate connections with 4 bolts in one row. *Connect. Steel Chicago.* (2008).
213. Weynand, K.: SERICON I — databank on joints building frames. In: *COST C1 first state of the art workshop on semi-rigid behaviour of civil engineering structures.* pp. 463–474 (1992).

214. Weynand, K., Klinkhammer, R.: Application of the EC3 Design Rules to End-Plate Connections with 4 Bolts in One Row. In: Proceedings of the Sixth International Workshop. Connections in Steel Structures. pp. 501–511 (2008).
215. Weynand, K., Oerder, R.: Resistance tables for standardized joints in accordance with EN -8. Connect. VII Timisoara. 1993-1 SRC-BaiduScholar FG-0 (2012).
216. Weynand, K., Oerder, R.: Resistance Tables for Standardized Joints in Accordance With En 1993-1-8. In: CONNECTIONS VII. pp. 1–10, Timisoara (1993).
217. Wheeler, B.A.T. et al.: FE Modeling Of Four-Bolt , Tubular Moment End-Plate Connections. J. Struct. Eng. 816–822 (2000).
218. Whittaker, D., Walpole, W.R.: Bolted end-plate connections for seismically designed steel frames. , New Zeland (1982).
219. Wilson, E.L.: Three-Dimensional Static and Dynamic Analysis of Structures. , Berkeley, California, USA (2002).
220. Wilson, W., Moore, H.: Tests to determine the rigidity of riveted joints of steel structures. Univ. Illinois Bull. 15, 14, 60 (1917).
221. Wu, Z. et al.: Simulation of tensile bolts in finite element modeling of semi-rigid beam-to-column connections. Int. J. Steel Struct. 12, 3, 339–350 (2012). <https://doi.org/10.1007/s13296-012-3004-8>.
222. Xie, F. et al.: Updating of the stress triaxiality by finite element analysis. J Vib Shock. 32, 8–14 (2012).
223. Xu, X. et al.: Effects of Various Shape Functions and Subset Size in Local Deformation Measurements Using DIC. Exp. Mech. 55, 8, 1575–1590 (2015). <https://doi.org/10.1007/s11340-015-0054-9>.
224. Xu, X. et al.: Theoretical estimation of systematic errors in local deformation measurements using digital image correlation. Opt. Lasers Eng. 88, 265–279 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2016.08.016>.
225. Yang, B., Tan, K.H.: Experimental tests of different types of bolted steel beam-column joints under a central-column-removal scenario. Eng. Struct. 54, March 2015, 112–130 (2013). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.03.037>.
226. Yang, B., Tan, K.H.: Numerical analyses of steel beam-column joints subjected to catenary action. J. Constr. Steel Res. 70, January, 1–11 (2012). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2011.10.007>.
227. Yasnikov, I.S. et al.: Revisiting the Considère criterion from the viewpoint of dislocation theory fundamentals. Scr. Mater. 76, 37–40 (2014). <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2013.12.009>.
228. Yee, Y.L., Melchers, R.E.: Moment-Rotation Curves for Bolted Connections. J. Struct. Eng. 112, 3, 615–635 (1986). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1986\)112:3\(615\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1986)112:3(615)).

229. Yi, G.: Experimental Study and Finite Element Analysis of T-stub Connections of Beam-to-column. Changsha University of Science and Technology (2011).
230. Yuan, H.X. et al.: Experimental behaviour of stainless steel bolted T-stub connections under monotonic loading. *J. Constr. Steel Res.* 152, 2017, 213–224 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.02.021>.
231. Zanon, P., Zandonini, R.: Experimental analysis of end-plate connections. In: *Connections in Steel Structures*. pp. 41–51 Elsevier Applied Science Publisher (1988).
232. Žarković, D. et al.: Convergence improvement in computation of strain-softening solids by the arc-length method. *Finite Elem. Anal. Des.* 164, 55–68 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.finel.2019.06.005>.
233. Zhano, K.S., Li, Z.H.: Numerical analysis of the stress-strain curve and fracture initiation for ductile material. *Eng. Fract. Mech.* 49, 2, 235–241 (1994). [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(94\)90006-X](https://doi.org/10.1016/0013-7944(94)90006-X).
234. Zhao, M.S. et al.: Impact of welding on the strength of high performance steel T-stub joints. *J. Constr. Steel Res.* 131, 110–121 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.12.023>.
235. Zhao, M.S. et al.: Tensile behavior of high performance structural steel T-stub joints. *J. Constr. Steel Res.* 122, 316–325 (2016). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.04.001>.
236. Zoetemeijer, P.: A design method for tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections. *HERON*. 1, 1974 SRC-BaiduScholar FG-0,.
237. Zoetemeijer, P.: A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections. *HERON*. 20, 1, 69 (1974).
238. Zoetemeijer, P.: Summary of the researches on bolted beam-to-column connections. , Delft, Netherlands (1985).
239. AISC-ASD/LRFD. Steel construction manual. (2005).
240. ARAMIS User Information - Hardware, www.gom.com, (2010).
241. ARAMIS User Manual - Software v6.1 and higher, (2009).
242. DSTV/DASt. Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau, (1978).
243. EN 10002-1: Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at ambient temperature, (2001).
244. EN 14399-4 High-strength structural bolting assemblies for preloading – Part 4: System HV – Hexagon bolt and nut assemblies. CEN, Brussels (2005).
245. EN 14399-6 High-strength structural bolting assemblies for preloading – Part 6: Plain chamfered washers. CEN, Brussels (2015).
246. Eurocode 3 : Design of steel structures, Part 1-5: Plated structural elements. CEN,

- Brussels (2006).
247. Eurocode 3 : Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints (EN 1993-1-8:2005). EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (CEN), Brussels (2005).
 248. Eurocode 3: Annex J: joints in building frames (ENV 1993-1-1:1992/A2), (1998).
 249. European recommendations for steel construction 23, (1978).
 250. GB 50017-2003. Code of design of steel structures. Beijing [in Chinese]. China Planning Press, Beijing (2003).
 251. IDEA StatiCa Detail - Theoretical Background. IDEA StatiCa (2018).
 252. ISO 377: Steel and steel products — Location and preparation of samples and test pieces for mechanical testing, (2017).
 253. ISO 898-1: Mechanical properties of fasteners made of carbon steel and alloy steel, (2009).
 254. JGJ 82-2011: Technical Specification for High Strength Bolt Connections of Steel Structures, (2011).
 255. Joints in Steel London: Steel Construction Institute. Steel Construction Institute, London (1997).
 256. Manual of steel construction: Load and resistance factor design (LRFD). American institute of steel construction (AISC), Chicago (IL) (2001).
 257. Manual of Steel Construction. American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois (1970).
 258. Post-limit stiffness prediction of semi-rigid joints using genetic algorithms. Lat. Am. J. Solids Struct. 2, 4, 305–320 (2005).
 259. Seismosoft [2013], <http://www.seismosoft.com>.
 260. SOFiPLUS TUTORIAL. SOFiSTiK AG, Munchen (2002).
 261. Specification for structural steel buildings. ANSI/AISC 360-05. American Institute of Steel Construction (AISC), Chicago (IL) (2005).
 262. Specification for Structural Steel Buildings ANSI/AISC 360-16. , Chicago, Illinois (2016). <https://doi.org/111>.
 263. SRPS U.E7.140. Službeni GLasnik, Beograd (1985).
 264. Steel Construction Manual. American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois (2011).
 265. Steel Structures Research Committee. First report, (1931).
 266. Steel Structures Research Committee. Second report, (1934).

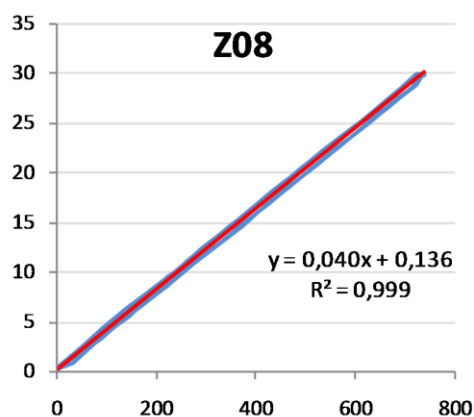
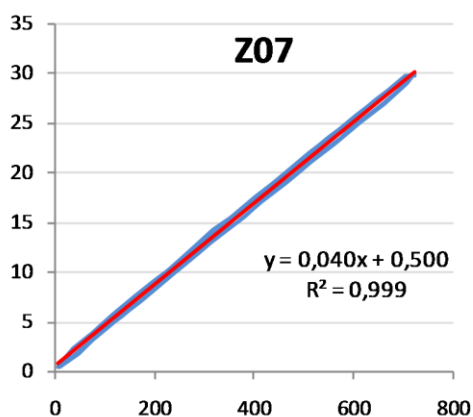
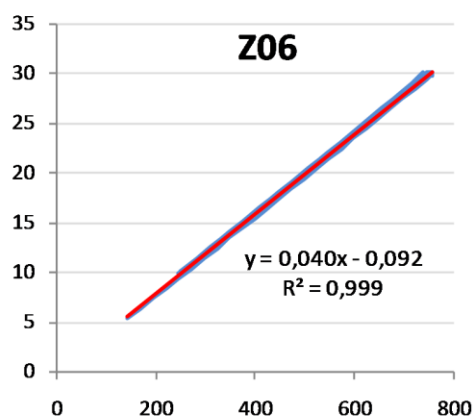
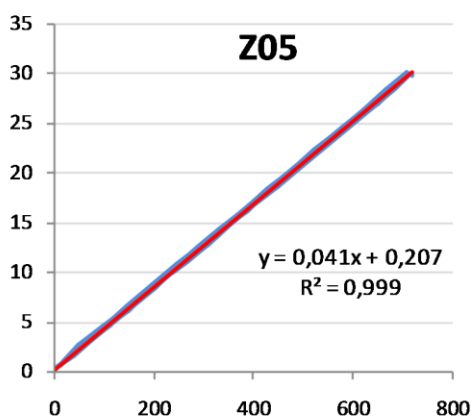
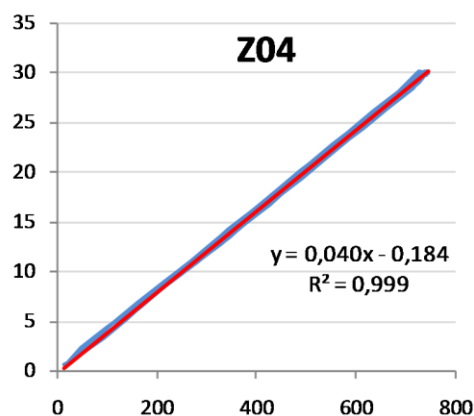
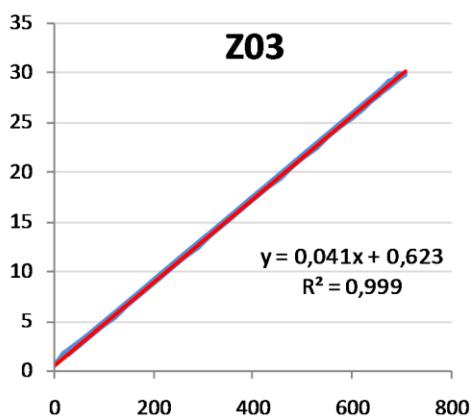
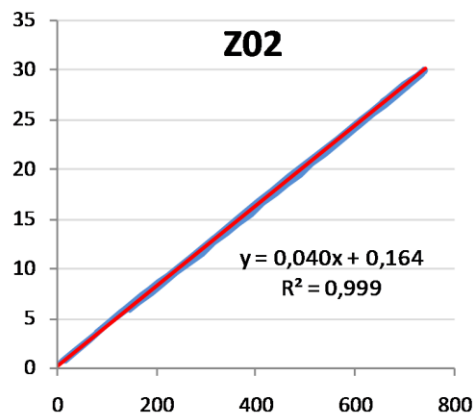
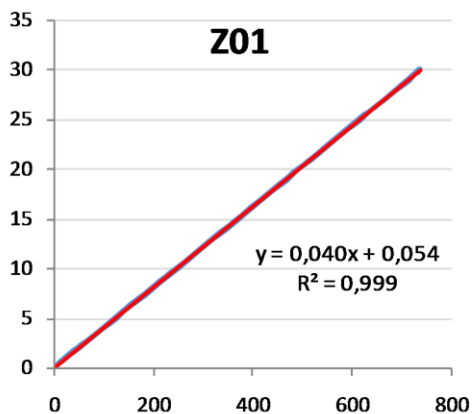
267. Theory and Modeling Guide, Volume I: ADINA. Adina R&D Inc., Watertown, MA, USA (2012).

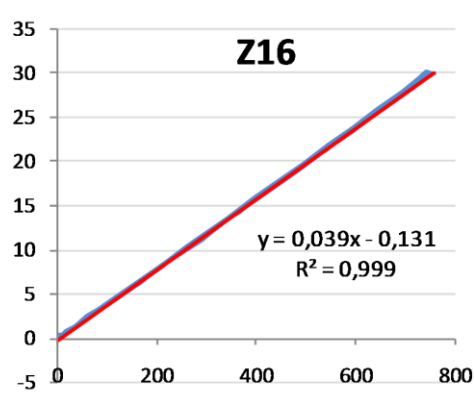
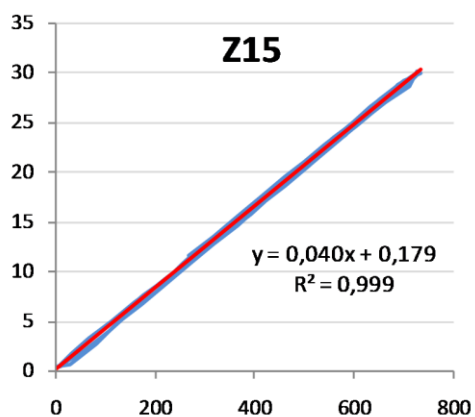
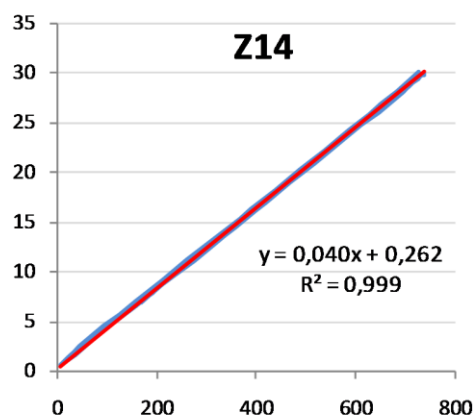
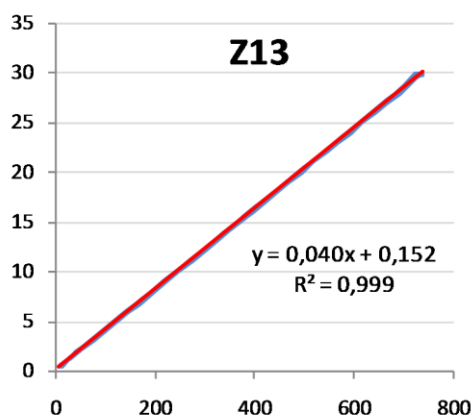
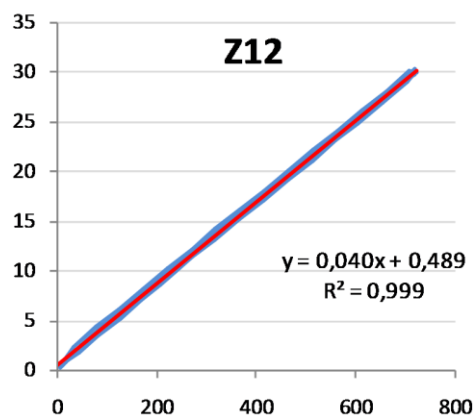
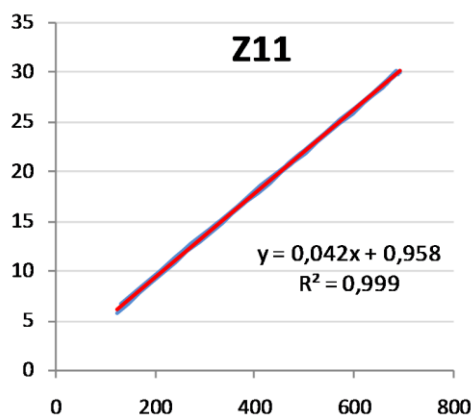
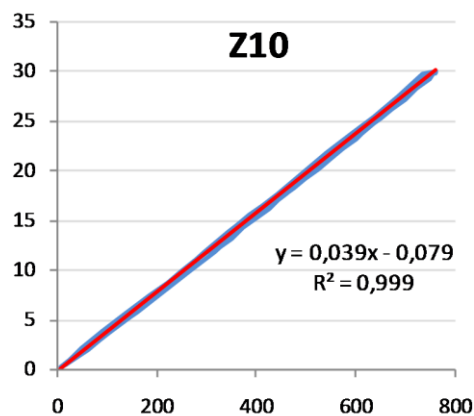
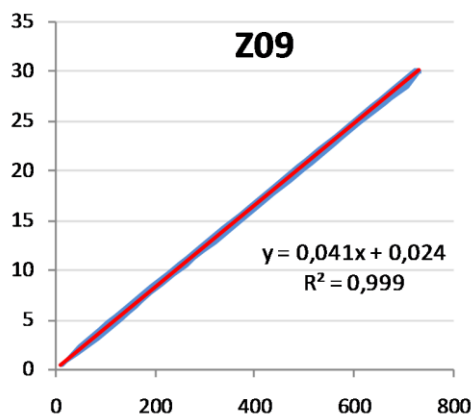
АНЕКС А - КАЛИБРАЦИОНЕ КРИВЕ ЗАВРТЊЕВА

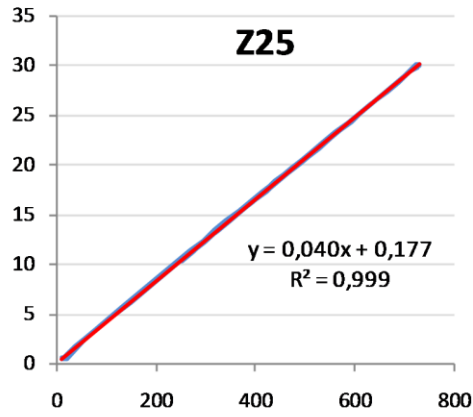
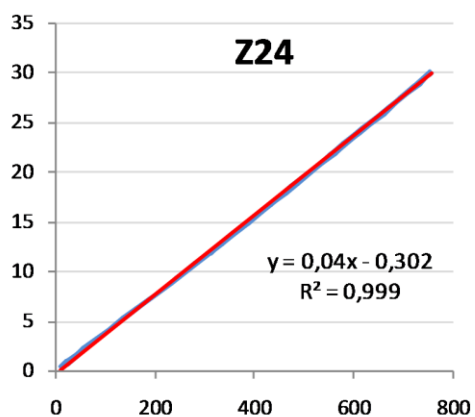
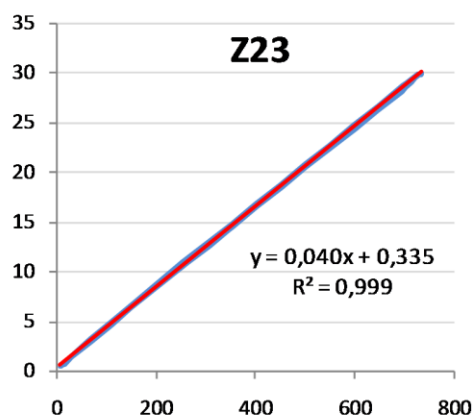
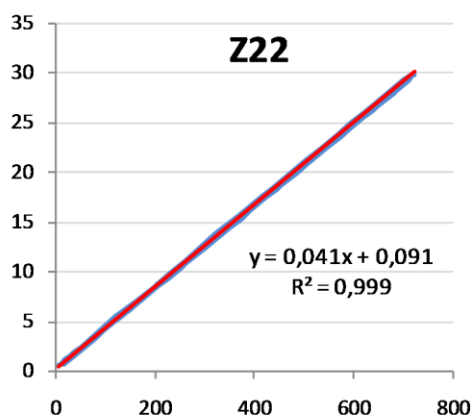
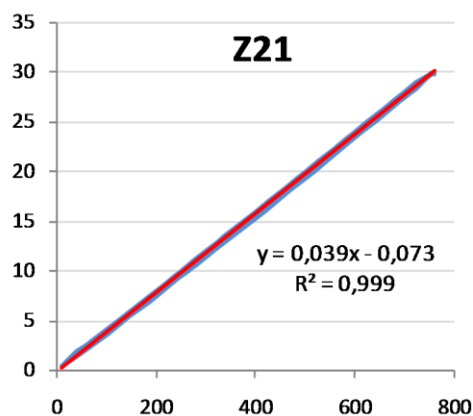
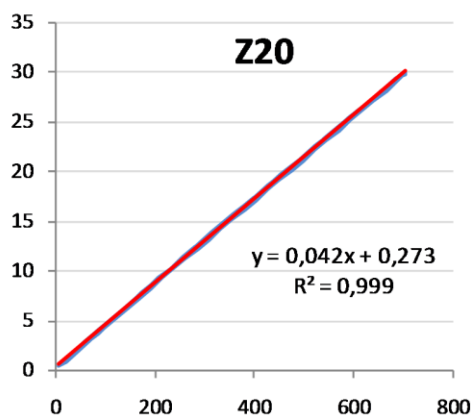
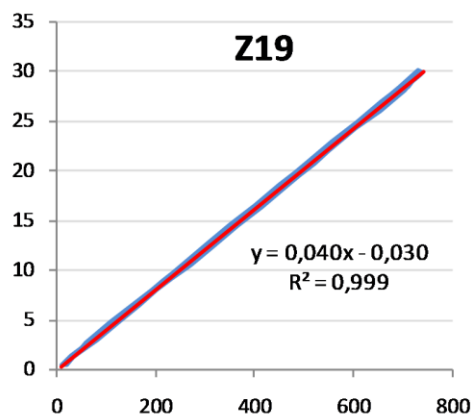
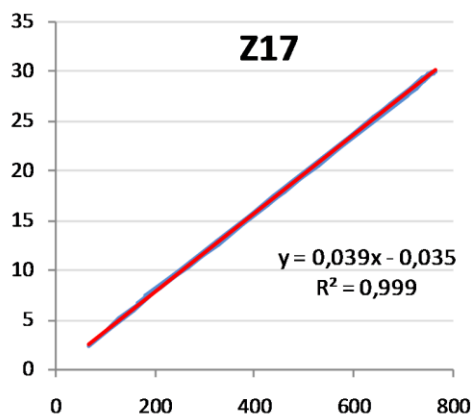
У овом анексу приказане су калибрационе криве свих калибрисаних завртњева. Завртњеви су обележени у фази спајања инсталација мерних трака са кабловима, и додељене ознаке су у распону од Z01 до Z100. Ознака Z представља симболички да се ради о мерној траци у завртњу, а не о мерној траци на узорку, како би се при централном експерименту лакше и разумљивије интерпретирали подаци са различитих мерних уређаја. До фазе калибрације био је припремљен 101 завртањ, но при повезивању завртњева на аквизициони уређај, откривено је да мерне траке у појединим завртњевима не дају сигнал. Оваквих завртњева, тј. мерних трака је било четири комада и ти завртњеви су одбачени. Међутим, с обзиром да се фаза калибрације одвијала у серијама по четири завртња, јер су завртњеви тако повезани на конекторе, како би при централном експерименту било лакше манипулисање. Неисправне мерне траке су откриване у тренутку када би серија завртњева везана за један конектор била прикључена на аквизицију, те је почетна нумерација задржана надаље. Ово објашњава зашто завртњеви обележени ознакама Z18, Z29, Z44 и Z56 нису приказани на наредним графицима.

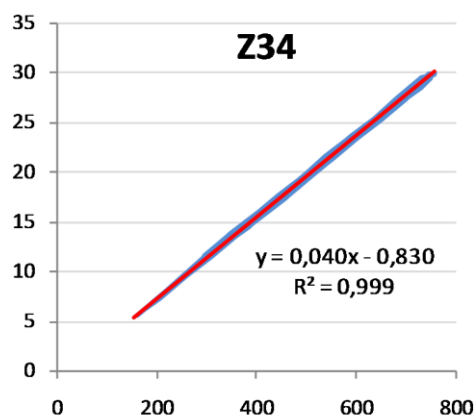
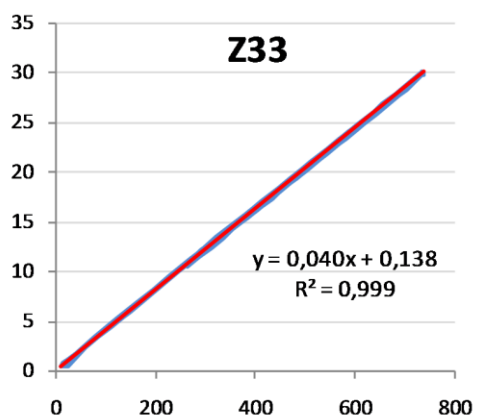
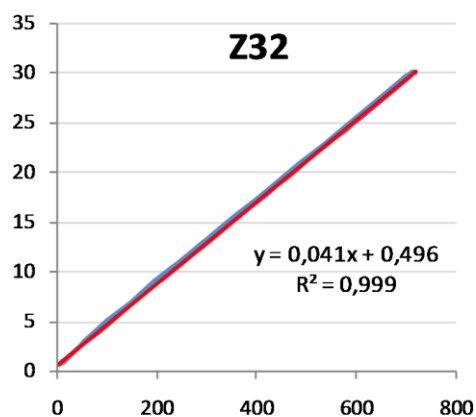
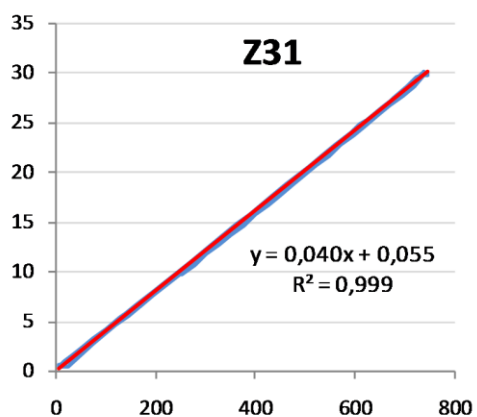
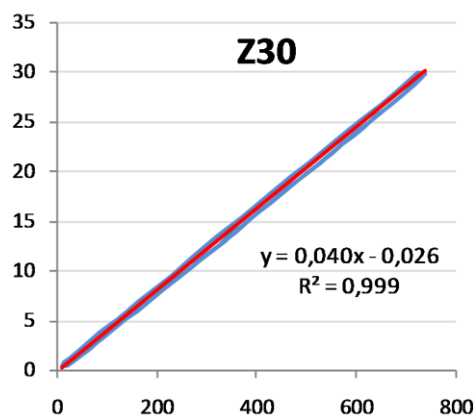
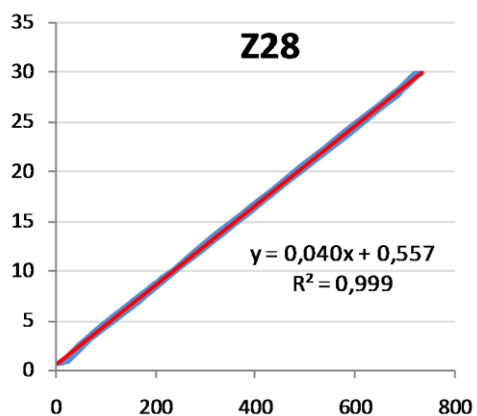
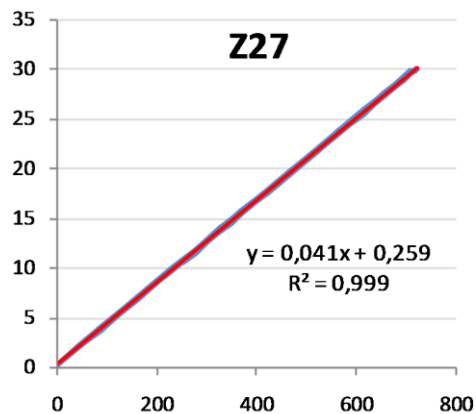
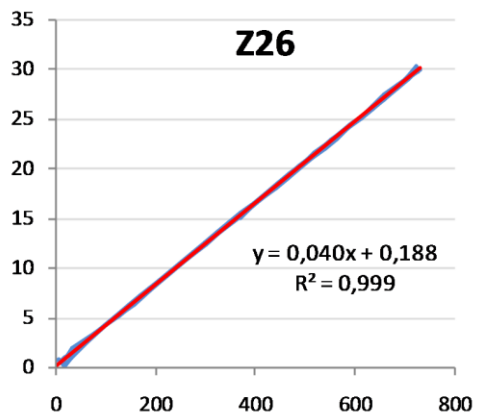
Такође, на наредним графицима приказане су зависности силе у завртњу и дилатације очитане на мерној траци за сва три циклуса оптерећивања при калибрацији. У појединим случајевима, почетни део криве до силе од сса 10 kN, је одбачен и није приказан на графику, како не би утицао на једначину линеарне регресије. Ово се може приметити на графицима Z02, Z06 итд. Такође, на графицима је приказана и регресиона права добијена уз помоћ методе најмањих квадрата. Коришћени коефицијент детерминације R^2 који мери колико очитани подаци одступају од линеарне зависности је у овом случају одговарајућа мера квалитета регресије, јер се сила и очитана дилатација и очекују да буду линеарно зависне. Коефицијент R^2 дат је једначином:

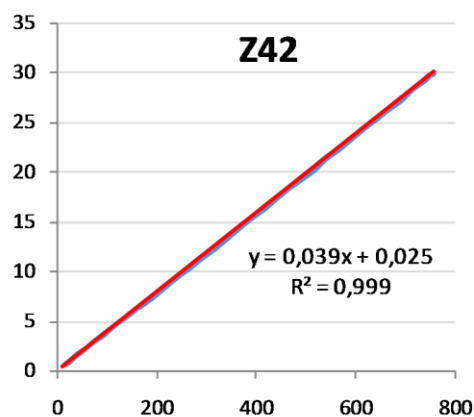
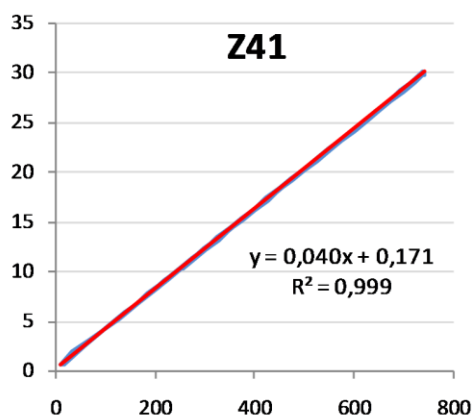
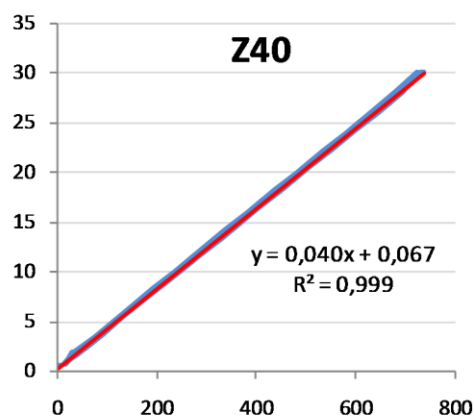
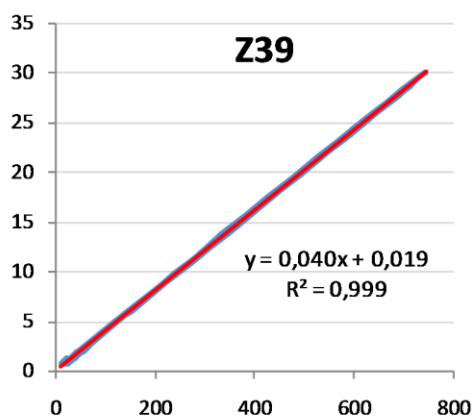
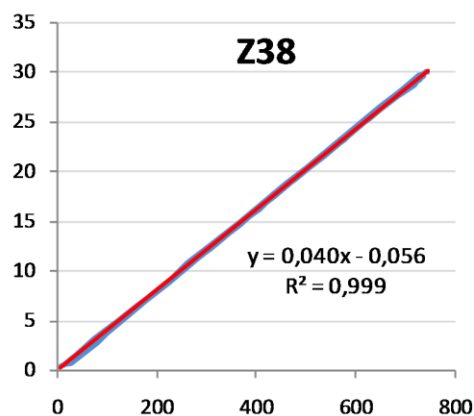
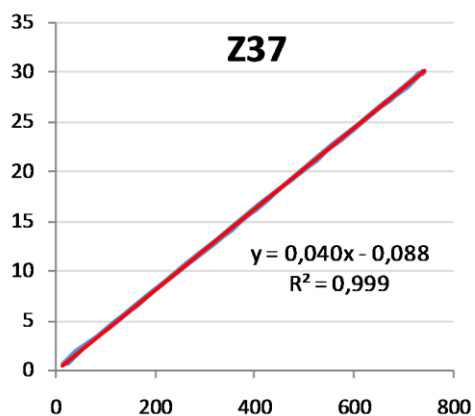
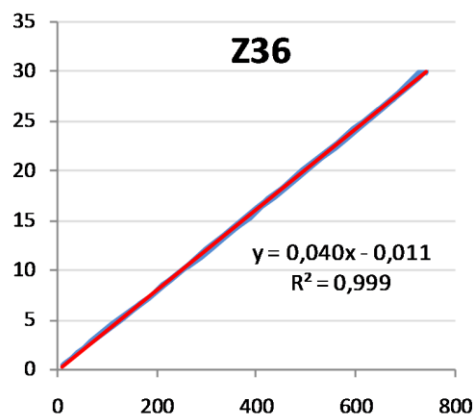
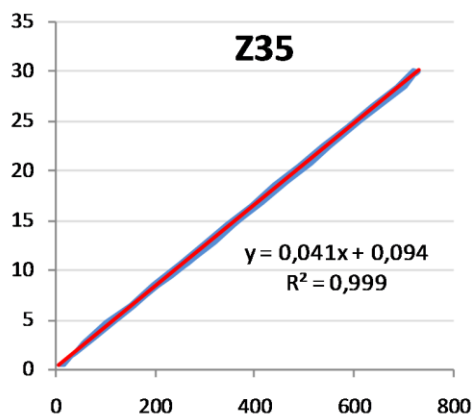
Како се не би оптерећивали графици, јединице оса нису обележене, но у свим случајевима је на ординати сила у kN, а на апсциси дилатација у микродилатацијама, тј. $\mu\text{m}/\text{m}$.

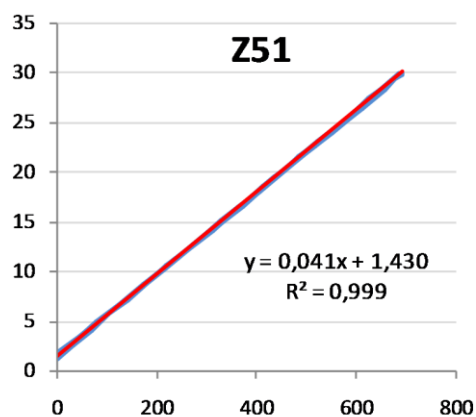
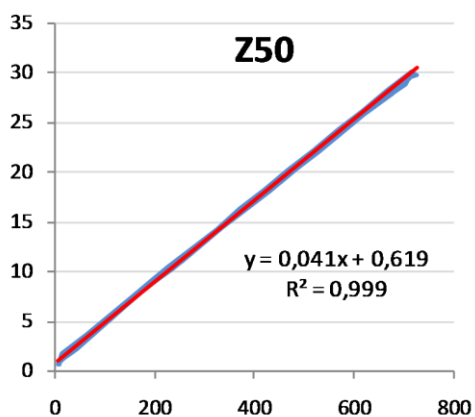
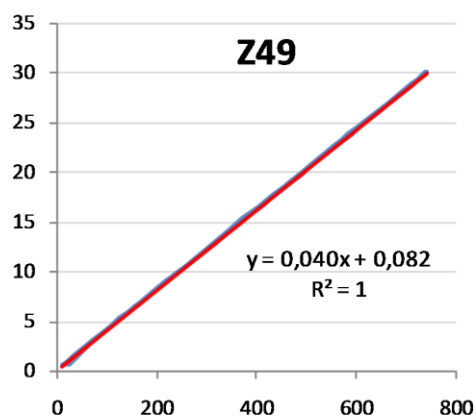
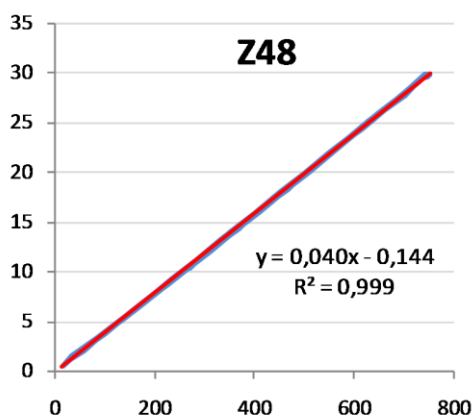
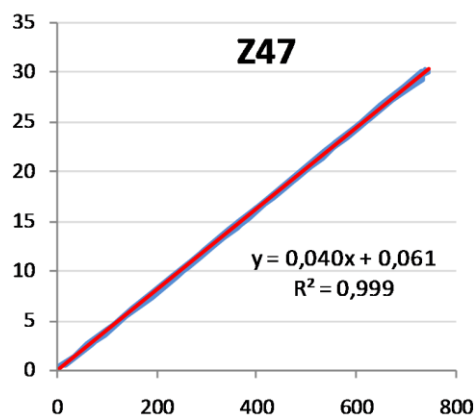
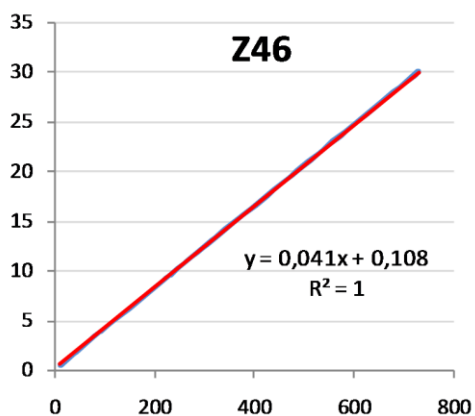
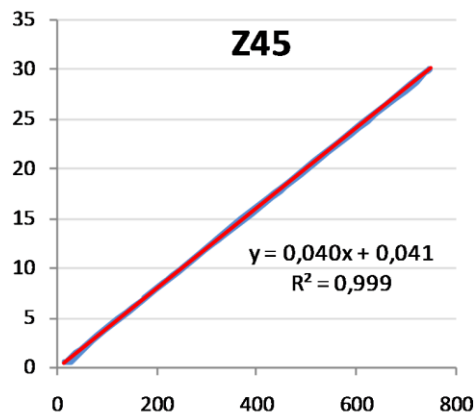
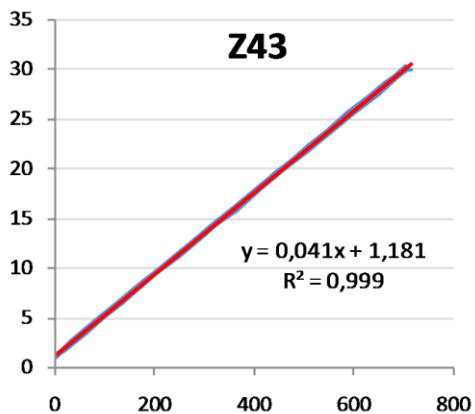


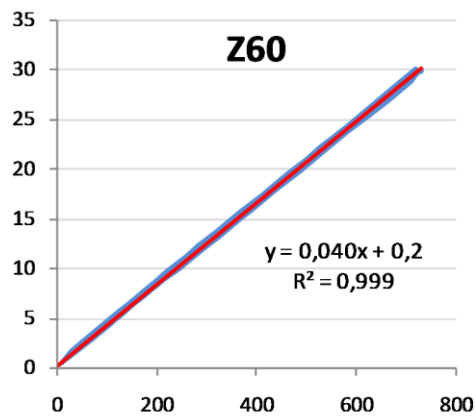
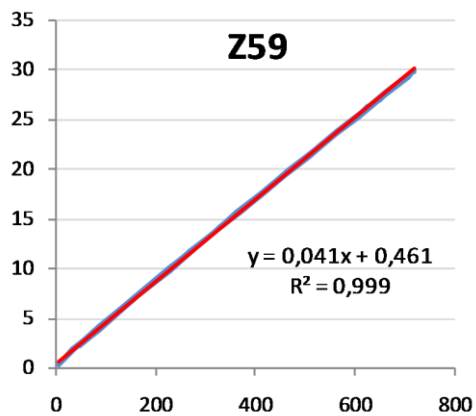
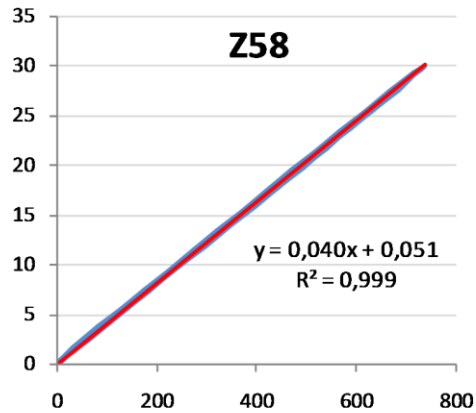
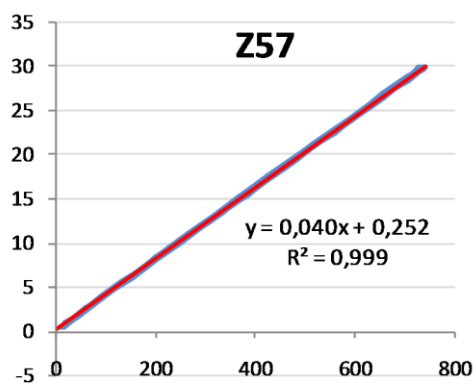
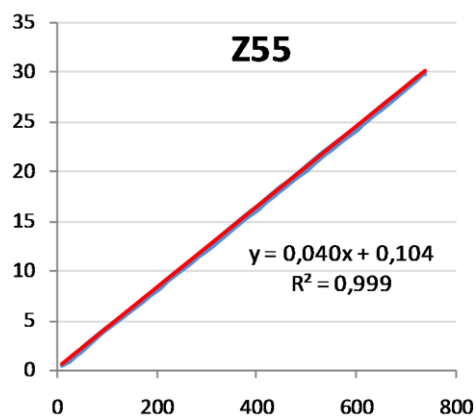
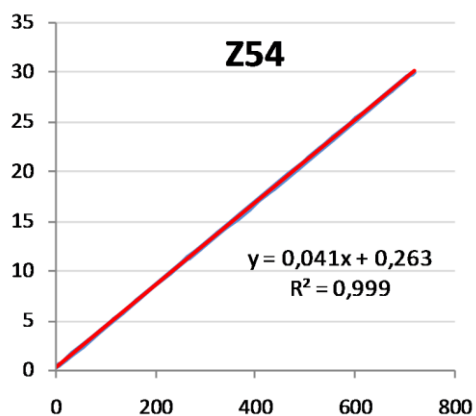
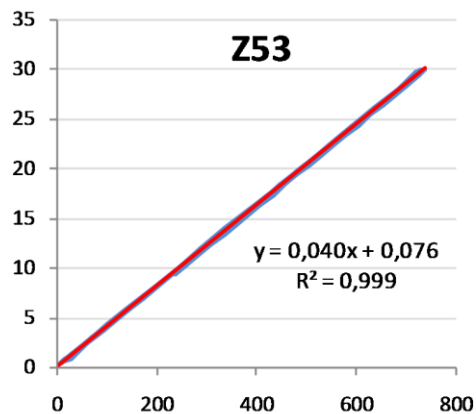
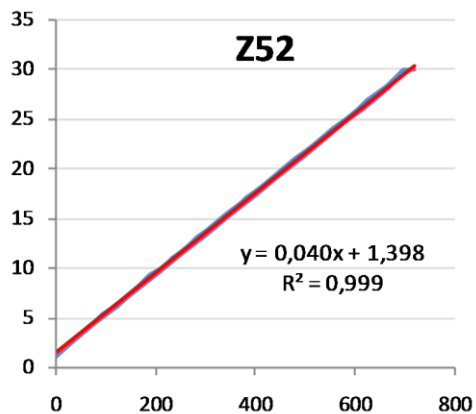


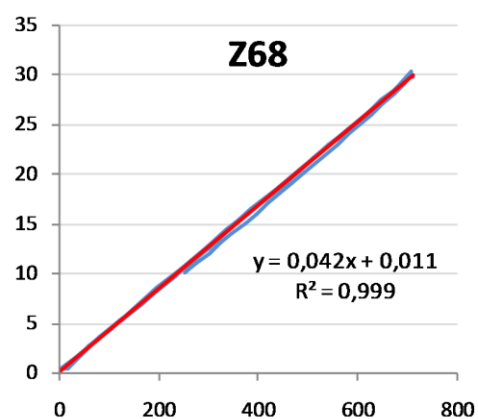
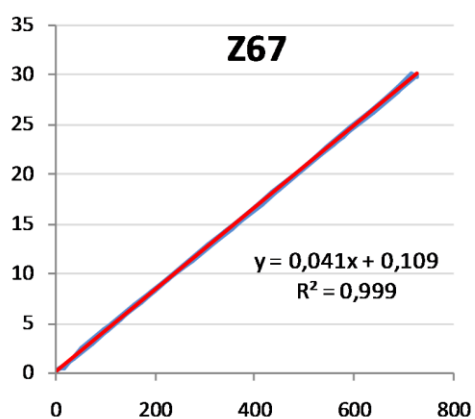
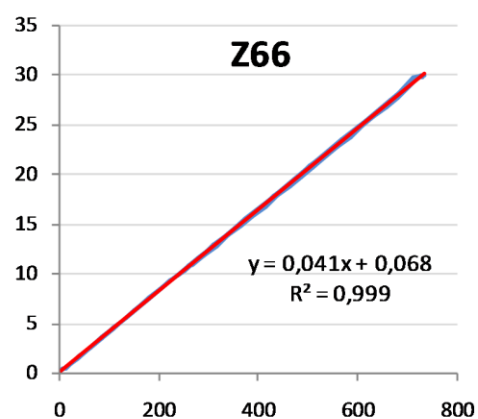
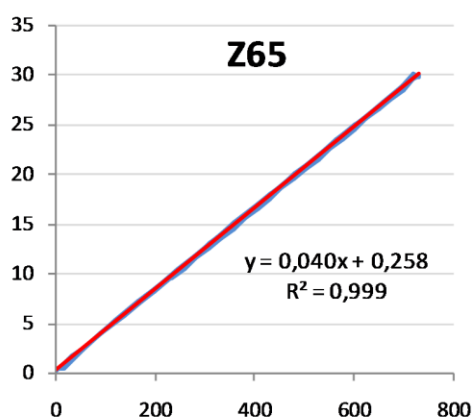
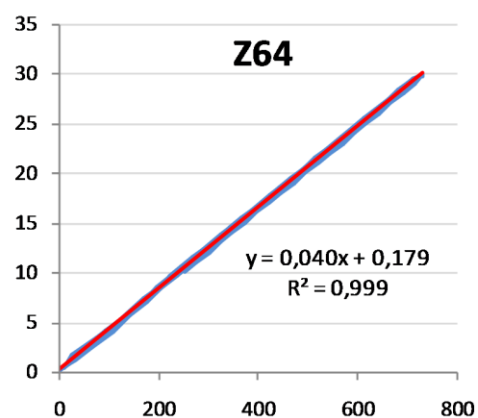
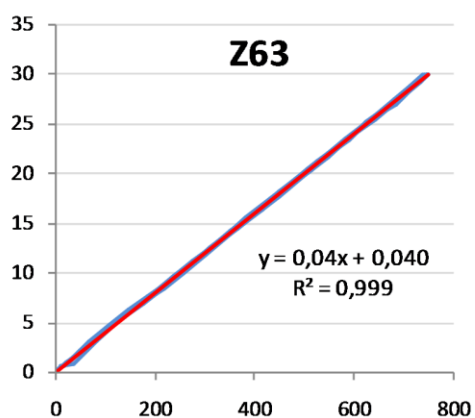
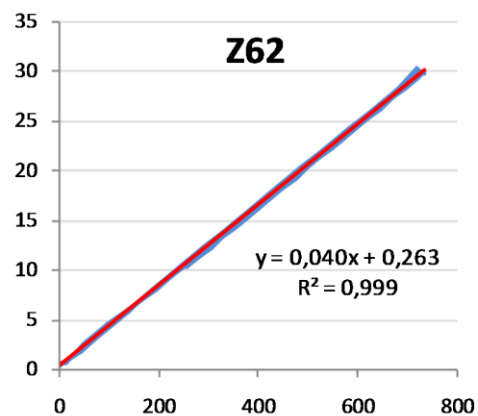
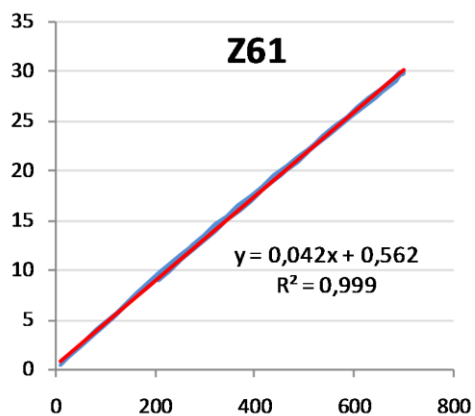


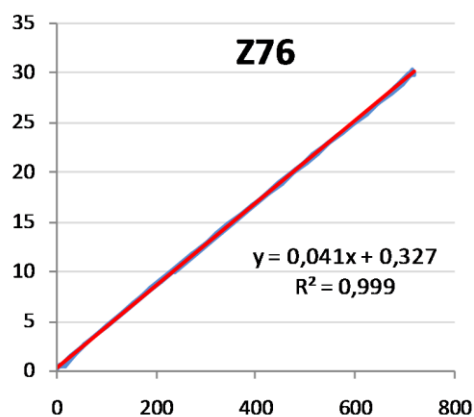
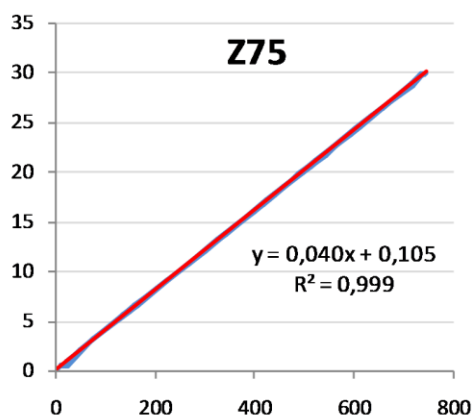
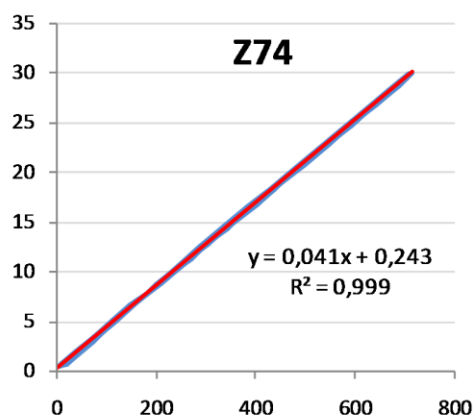
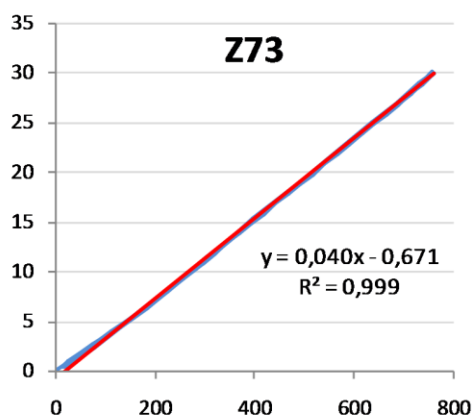
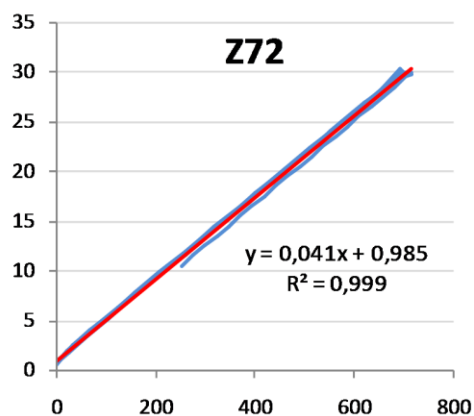
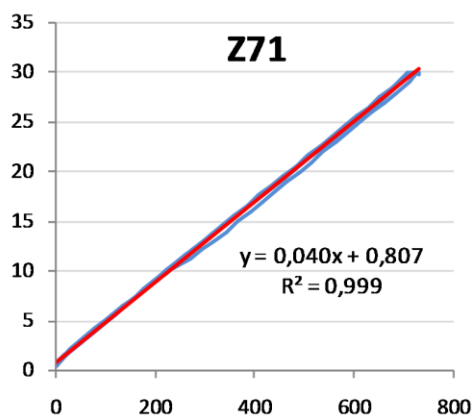
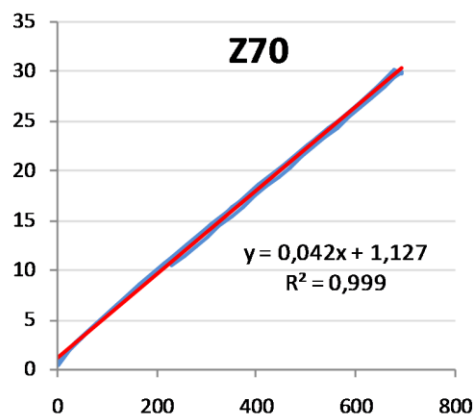
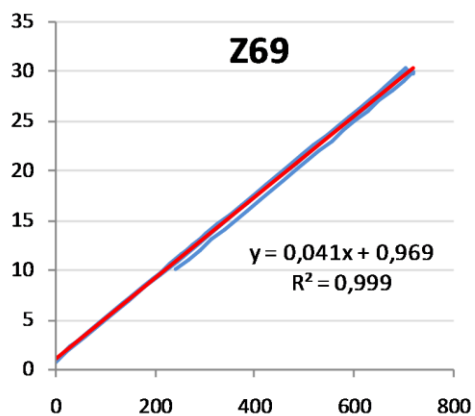


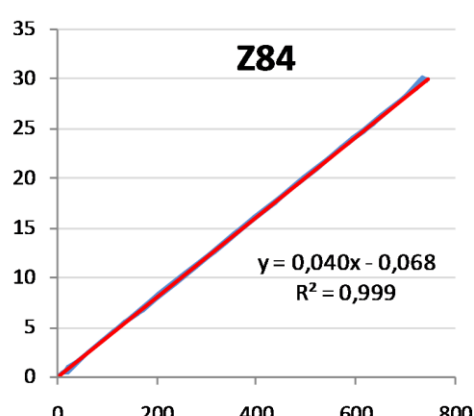
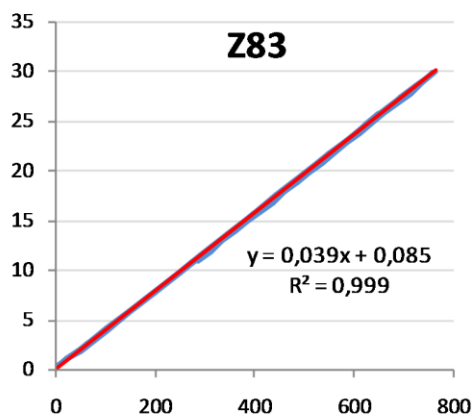
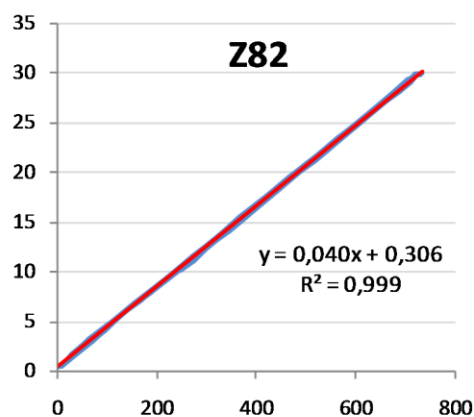
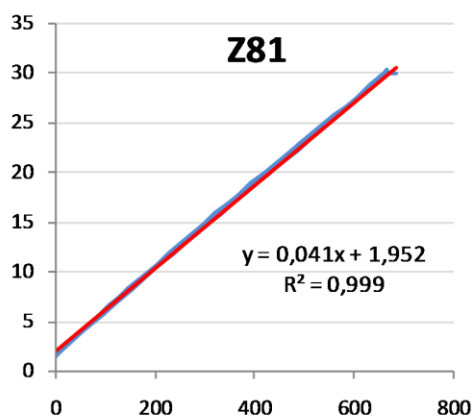
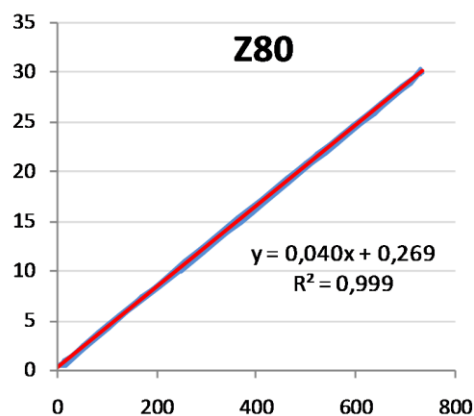
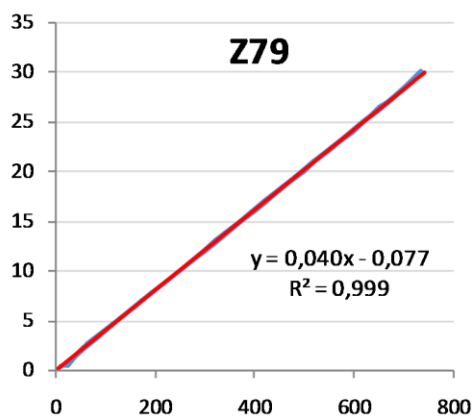
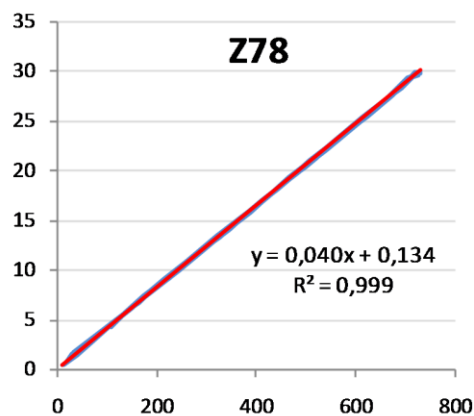
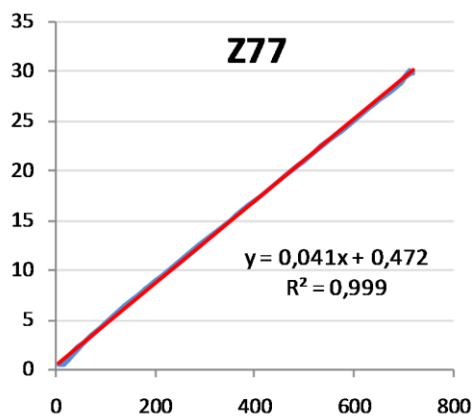


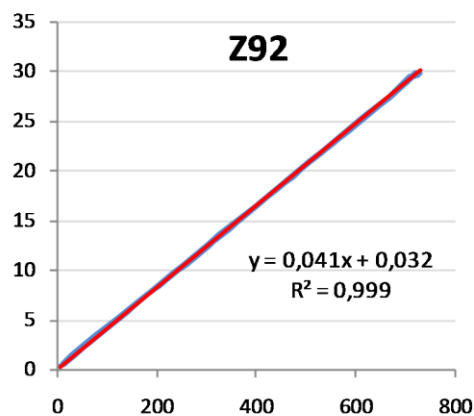
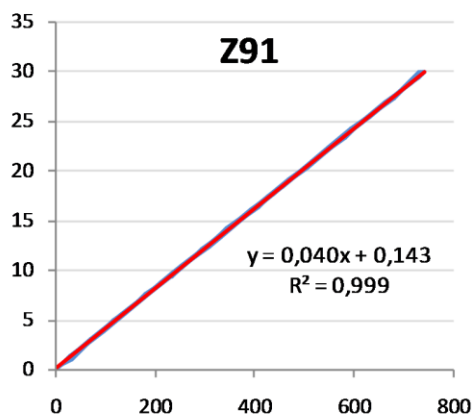
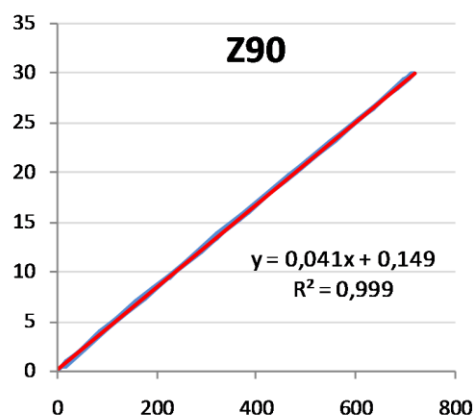
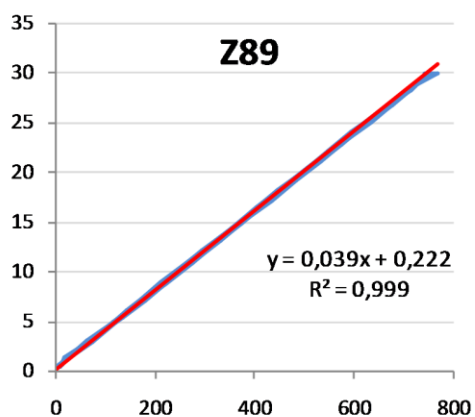
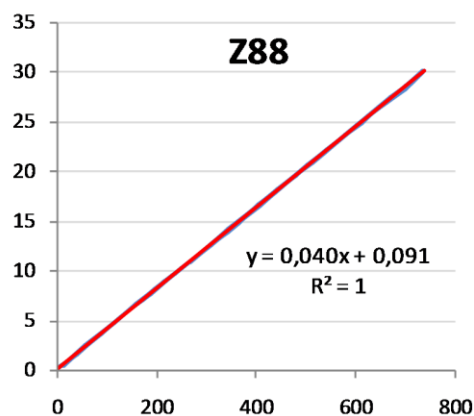
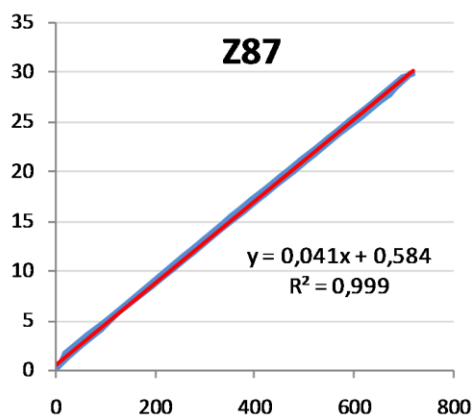
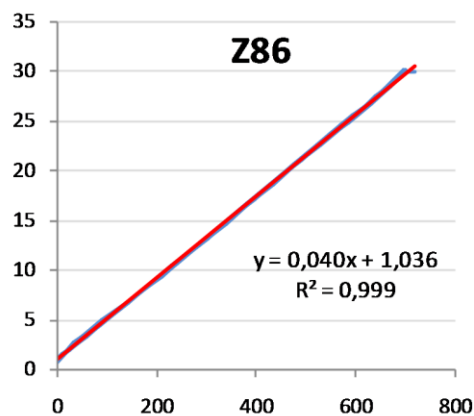
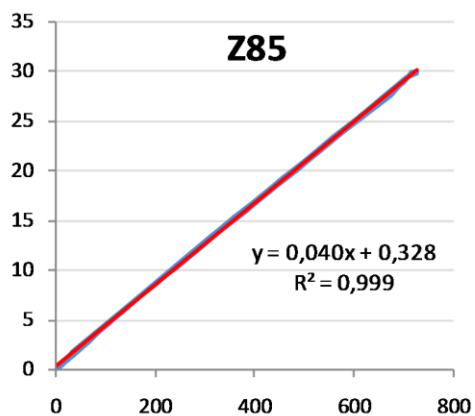


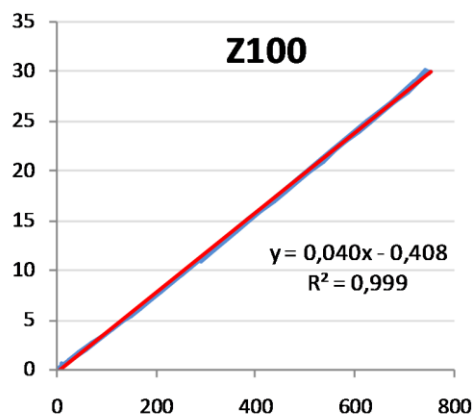
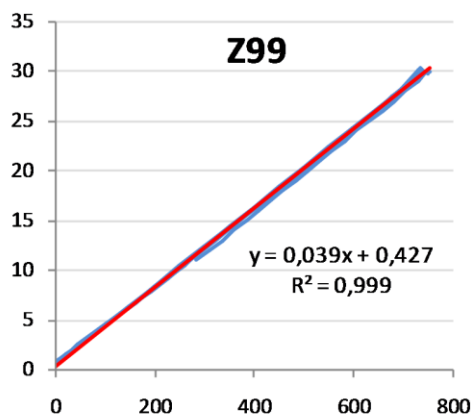
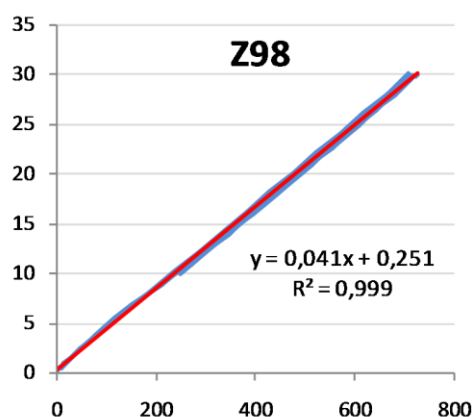
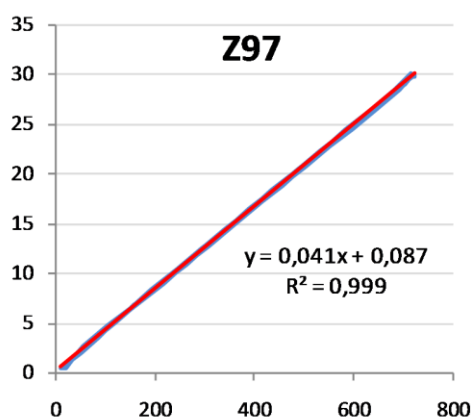
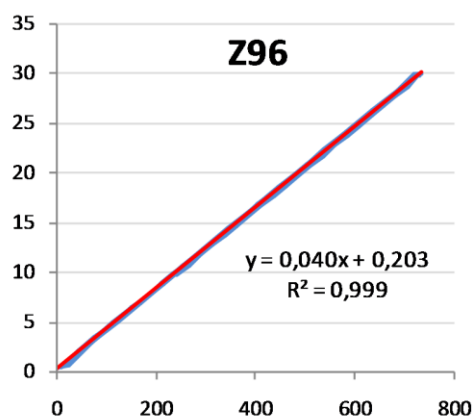
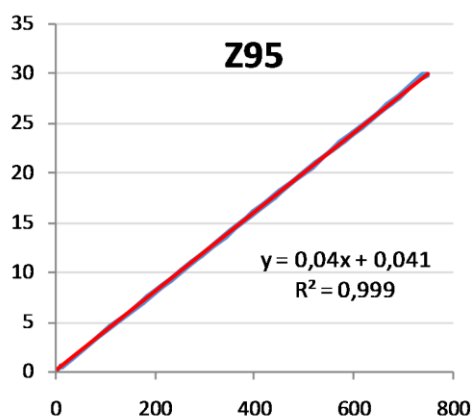
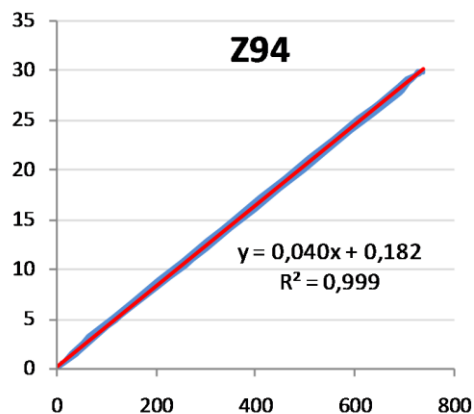
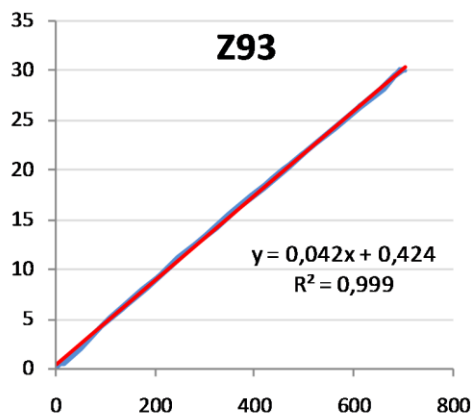












АНЕКС Б - ДИМЕНЗИЈЕ УЗОРАКА

У наредним табелама приказане су стварне димензије испитиваних узорака. Мерење је извршено кљунастим мерилом, са дигиталним мерачем прецизности 0,01мм. Све димензије које су обележене словима ср у индексу ознаке, добијене су као просечна вредност више мерења. Димензије $D_{0,sr}$ и m_L , m_D су израчунате из осталих димензија. Ознаке свих димензија дате су на слици 4-19 и уобичајене су за Т-елемент са четири завртња. Једино ознаке g_L и g_D представљају растојање од ивице рупе до краја узорка мерено по дужини Т-елемента. Ове вредности не улазе у прорачун, те стога ни немају неку усвојену ознаку.

Т1-10-1А-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	9.99	299.5	130.7	10	28.8	40.2	27.3	56	69.73
Т1-10-1А-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.8	16.8	16.7	16.7	16.75	40	27.35	57.8	69.88
Т1-10-1А-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10	300	130.9	10	27.2	40.05	27.25	58	70.82
Т1-10-1А-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.5	16.8	16.6	16.8	16.675	40.1	27.3	56.1	70.72
Т1-10-1Б-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10	300	130.6	10	27.2	40.15	27.15	57.6	70.82
Т1-10-1Б-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.7	16.8	16.5	16.8	16.7	40.1	27.4	56.1	70.62
Т1-10-1Б-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10	300	131	10	25.8	40.3	27.3	56.3	71.08
Т1-10-1Б-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.6	16.8	16.8	16.8	16.75	39.9	27.2	58	71.58
Т1-10-2А-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10	300	130.9	10	28.6	40.25	57.3	58	40.01
Т1-10-2А-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.6	16.7	16.6	16.7	16.65	40	57.35	56.3	40.21
Т1-10-2А-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10	300	130.8	10	26.1	39.95	57.35	56.3	41.26
Т1-10-2А-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.7	16.6	16.8	16.8	16.725	40	57.5	58.1	41.06
Т1-10-2Б-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10.03	300.1	130.9	10	28.2	40.1	57.2	57.9	40.47
Т1-10-2Б-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.8	16.8	16.8	16.8	16.8	40.1	57.4	56.1	40.27

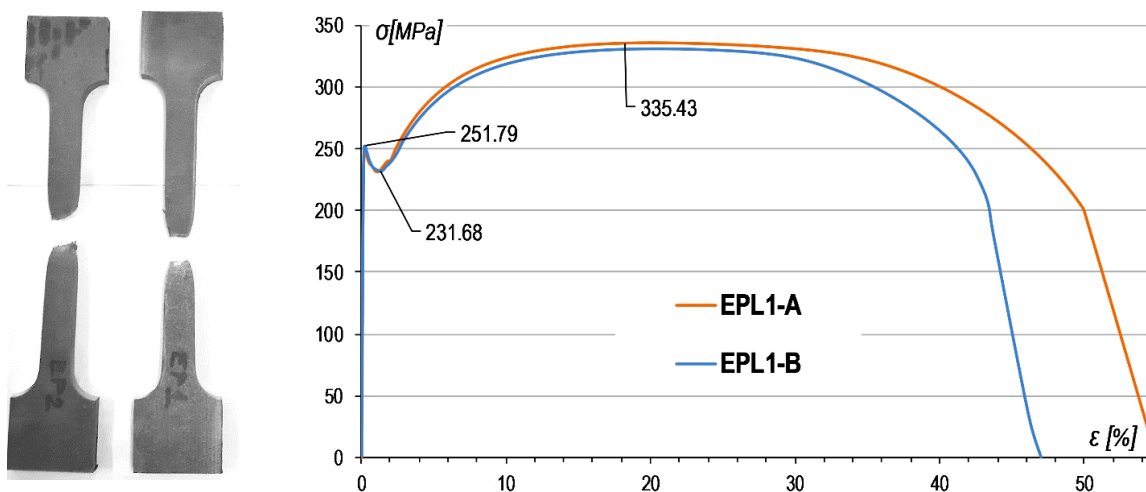
T1-10-2B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10	300	130.8	10	27.5	39.75	57.7	57.7	40.55
T1-10-3A-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.8	16.9	16.7	16.7	16.775	40.2	56.85	56.3	40.95
T1-10-3A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	9.97	300	130.6	10	28.3	70.1	27.5	57.8	40.08
T1-10-3B-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.8	16.8	16.8	16.8	16.8	70.01	27.4	56.3	40.27
T1-10-3A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	9.99	300	130.9	10	27	70.05	27.35	58.1	40.8
T1-10-3B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.7	16.8	16.7	16.7	16.73	69.5	27.85	56.4	40.85
T1-10-3B-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10.08	300	131	10	27	70	27.525	58	40.675
T1-10-3B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.65	16.65	16.8	16.8	16.725	70	27.3	56.4	40.9
T1-10-3B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	z_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	10	300	130.9	10	27.2	70.8	27.5	57.8	39.82
T1-14-1A-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	16.6	16.6	16.7	16.8	18.8	70.1	27.3	56.6	40.72
T1-14-1A-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.92	298.2	139.9	8.7	19.6	40	25.1	61.3	63.97
T1-14-1A-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.6	17.8	17.2	17.7	17.575	39.6	27.45	60.7	62.02
T1-14-1A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.94	298.3	139.8	8.71	19.7	40.1	25.9	61.7	63.035
T1-14-1B-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	17.8	17.9	18	17.875	39.9	26.4	60.5	62.735
T1-14-1B-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.98	298.3	140	8.7	19.8	40.1	26.85	60.7	62.01
T1-14-1B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.7	17.9	17.7	17.7	17.75	40.1	25.35	61.7	63.51
T1-14-1B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.94	298.3	140	8.7	19.6	39.95	24.95	61.5	64.22
T1-14-2A-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.7	17.8	17.7	17.7	17.725	39.8	26.95	60.8	62.37
T1-14-2A-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.96	298.3	140	8.7	19.7	40.15	56.55	61.1	32.34
T1-14-2A-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.9	17.8	17.8	17.8	17.825	39.9	56	61.3	33.14

T1-14-2A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.96	298.3	140	8.8	19.9	39.95	55.55	61.3	33.33
T1-14-2B-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.7	17.8	17.7	17.8	17.75	40.1	57.4	60.9	31.33
T1-14-2B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.97	298.3	140.3	8.8	19.8	40.1	55.3	61.4	33.51
T1-14-2B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.6	17.8	17.9	17.7	17.75	40	57.05	61.5	31.86
T1-14-2B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	14.01	298.4	139.9	8.9	19.7	39.9	57.3	61.1	31.79
T1-14-2B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	17.8	17.8	17.8	17.8	40.1	55.7	61.3	33.19
T1-14-3A-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.96	298.3	140	8.8	19.9	70.05	26.75	60.8	32.03
T1-14-3A-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.9	18	17.9	17.8	17.9	70	25.7	61.2	33.13
T1-14-3A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.96	298.2	140	8.7	20	69.95	26	61.1	32.8
T1-14-3A-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	17.9	17.9	17.7	17.825	70	26.55	60.9	32.2
T1-14-3B-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.93	298.3	140	8.7	19.8	70.15	25.8	61.5	33.01
T1-14-3B-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	17.9	17.9	17.7	17.825	69.9	26.95	61.1	32.11
T1-14-3B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	13.92	298.3	140	8.8	19.7	70	26	60.7	32.99
T1-14-3B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	18	17.8	17.9	18	17.925	69.9	26	61.4	33.09
T1-19-1A-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.52	302.5	139.9	11.4	20.1	39.75	29.45	61.3	60.27
T1-19-1A-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.7	18	17.8	17.6	17.775	40.1	26.7	60.9	62.67
T1-19-1A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.53	302.4	140	11.5	20.2	40.05	29.4	61.4	59.84
T1-19-1A-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	17.9	17.8	17.9	20.3	39.9	27.05	61.1	62.34
T1-19-1B-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.55	302.4	140	11.3	20.1	39.15	30.2	61.4	60.12
T1-19-1B-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	18	17.7	17.9	17.8	17.85	39.5	27.6	60.8	62.37

T1-19-1B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.56	302.4	139.9	11.4	20.4	40.1	26.55	60.8	62.53
T1-19-2A-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.7	17.9	18	17.9	17.875	40.1	29.35	61.3	59.73
T1-19-2A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.48	302.6	140.1	11.5	20.3	40.3	59.6	61.1	29.41
T1-19-2B-1	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	17.8	17.8	17.7	17.775	39.7	57.35	61	32.26
T1-19-2A-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.64	302.6	140	11.5	20.2	39.25	56.95	60.4	33.19
T1-19-2B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.5	17.8	18	18	17.825	40	59.5	61.5	29.89
T1-19-2B-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.5	302.4	140.1	11.5	20.5	39.95	59.6	61.9	29.5
T1-19-2B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	17.9	17.9	17.9	17.88	39.90	56.55	60.2	32.6
T1-19-3A-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.51	302.5	140	11.5	20.3	39.6	59.7	61.6	29.96
T1-19-3A-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.8	18	17.9	17.9	17.9	40	56.95	60.1	32.31
T1-19-3A-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.43	302.4	140.1	11.6	20.6	70.1	26.9	60.7	31.92
T1-19-3A-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.6	17.8	18	17.5	17.725	70	29.75	61.7	29.17
T1-19-3B-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.7	302.5	140.15	11.5	20.8	69.5	27.5	61	31.86
T1-19-3B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	18	17.8	17.8	17.8	17.85	70	29.7	61.3	29.16
T1-19-3B-1	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.52	302.6	140	11.5	20.5	70.25	29.75	61.7	29.15
T1-19-3B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17.7	18	18	17.9	17.9	69.3	27.65	60.6	32.2
T1-19-3B-2	$t_{p,sr}$	b_{sr}	l_{sr}	$t_{w,sr}$	R_{sr}	$e_{1,L}$	$e_{2,L}$	g_L	m_L
	18.51	302.4	140	11.7	20.9	70.15	28.9	60.9	29.58
T1-19-3B-2	$D_{0,1}$	$D_{0,2}$	$D_{0,3}$	$D_{0,4}$	D_{sr}	$e_{1,D}$	$e_{2,D}$	g_D	m_D
	17	17.1	17.2	17.3	17.15	69.9	28.15	62.1	30.58

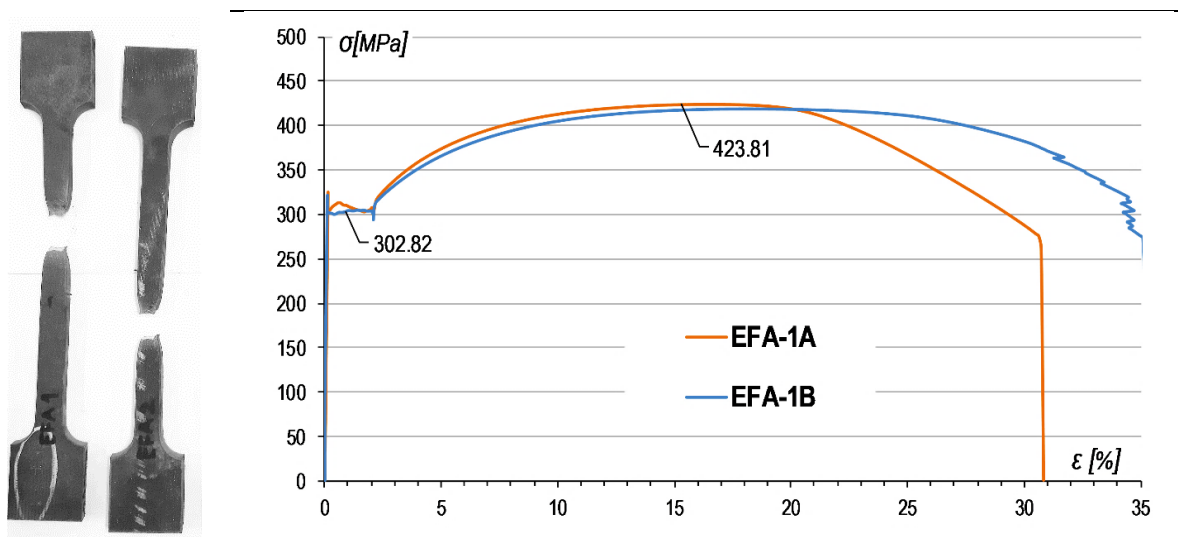
АНЕКС Ц – РЕЗУЛТАТИ ТЕСТОВА МАТЕРИЈАЛА

У овом поглављу приказани су резултати тестова којима су се утврђивале механичке особине челика који је коришћен при изради узорака и завртњева. Резултати тестова материјала коришћених у обе фазе експерименталног истраживања су збирно приказани у овом поглављу, и то кроз дијаграме напон-дилатација. Сви дијаграми овог типа представљени у овом поглављу односе се на ефективни напон и ефективне дилатације, то јест графички представљају измерене дилатације и напон као количник измерене силе и почетне површине попречног пресека епрувета. С обзиром да је прорачун везе стварних напона и дилатација изведен помоћу методе коначних елемената, ове релације ће бити приказане у поглављу 6. Ознаке кривих коришћених на графицима истоветне су називима епрувета, чија номенклатура је објашњена у поглављу 4.2.1 и табели 4-5.

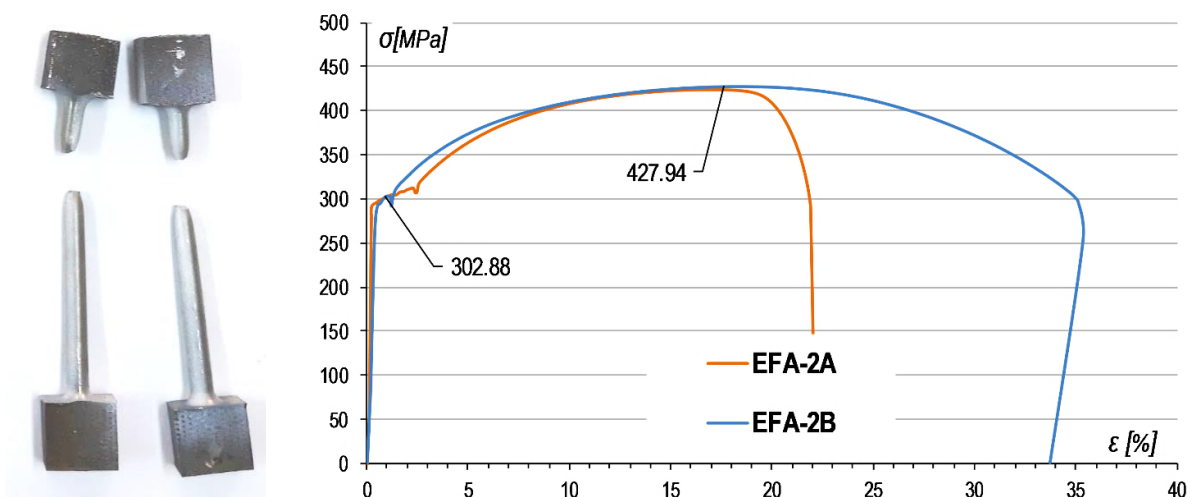


Слика А-1: Измерене зависности напона и дилатација материјала коришћеног за узорке серије Т1-10 и узорци након лома

Епрувете серије EPL1 израђене су из челичног лима од кога је направљено дванаест узорака серије Т1-10. Вођено је рачуна о правцу вађења епрувета из лима, те је подужни правац епрувета исти као и подужни правац плоча Т-елемената ове серије. На дијаграму се уочава горња и доња граница течења, при чему је разлика између њих чак 20 МПа. Чврстоћа на затезање измерена у два епрувета је изузетно блиска, и износи 335 МПа. Одређена одступања у измереној дилатацији при лому могу се уочити на слици А-1.



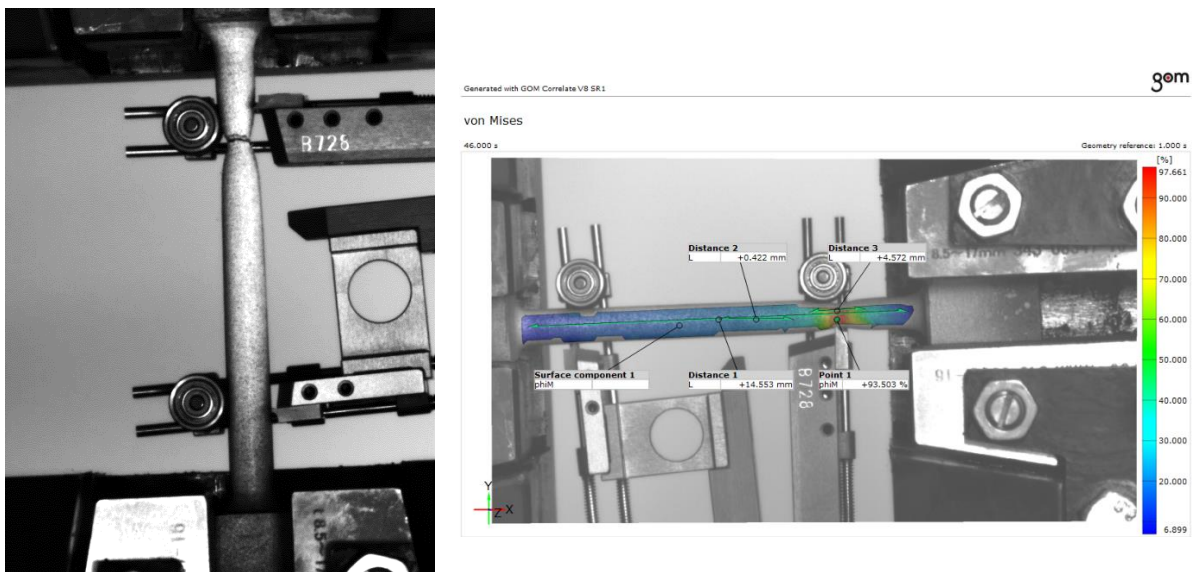
Слика А-2: Измерене зависности напона и дилатација EFA-1 епрувета



Слика А-3: Измерене зависности напона и дилатација EFA-2 епрувета

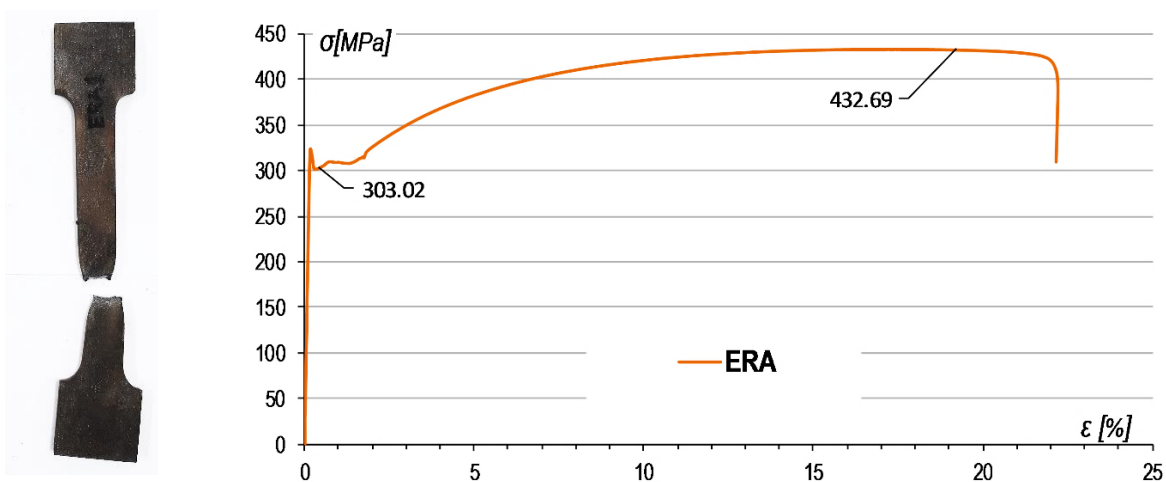
Резултати испитивања материјала на епруветама EFA-1 и EFA-2 дати су на сликама А-3 и А-4. Епрувете EFA-1 вађене су уздужно из ножице профила HEA из кога су израђени узорци серије T1-14, док су епрувете EFA-2 кружног попречног пресека, мањих димензија, и њима се испитују својства материјала ножице у управном правцу, оном у коме је он у узорцима серије T1 и био претежно деформисан. Ознаке А и В које стоје уз називе епрувета на сликама А-3 и А-4 једноставно означавају прву и другу епрувету. Као што је приказано на сликама, подужни и попречни правац ножице из које су добијене све EFA епрувете се не разликује значајно. Евентуалне разлике би се могле очекивати услед врућег ваљања, поступка којем је елемент HEA 300 био изложен при производњи, и услед кога се оријентација влакана изменила у односу на првобитну. Ипак, граница течења и чврстоћа на затезање су практично идентичне у свим епруветама ових серија. Опет се запажају одступања у дилатацији при лому, али ово неће бити посебно значајно, с обзиром да не долази до лома плоче T-елемента ни у једном тесту. На слици А-3 узорак EFA-2A вештачки

показује далеко мању дуктилност, но разлог овоме је то што се врат, па и лом епрувете, налазио ван мерне дужине екстензометра, као што је то приказано на слици А-4.



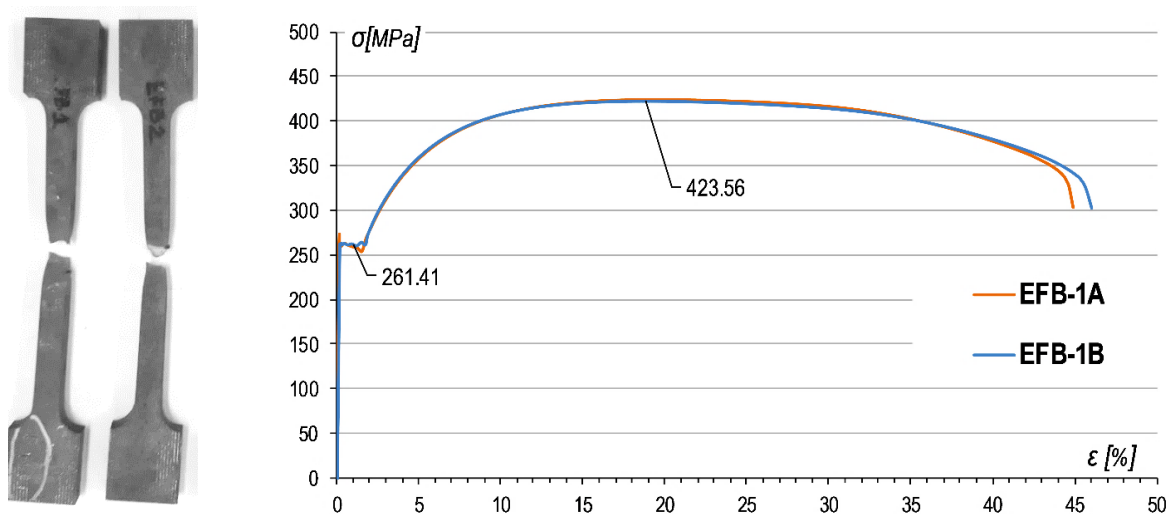
Слика А-4: Епрувета EFA-2A при лому, и резултати снимања ARAMIS-a

На слици А-5 приказан је резултат теста затезања епрувете добијене из ребра профила HEA 300. Ребро греде је у Т-елементима добијеним из профила такође представљало ребро Т-елемената, али је овај део Т-елемента само затегнут, и важно је да не дође до течења материјала, како би се могло обезбедити да се деформација одвија у плочи и завртњевима. На тестовима до овога није дошло, а најкритичнији узорци са овог аспекта су били управо узорци серије T1-14, због релативно танког ребра пресека HEA300. Ипак, услед значајно јачег челика од очекиваног, није дошло до пластификације ребра ни у једном тестираном узорку. Иако је називна класа челика била S235, иако се ти челици све више комерцијално продају као групна класа S235-S275, граница течења измерена при тесту је нешто мало виша од 300 MPa, као што се може видети са дијаграма на слици А-5.



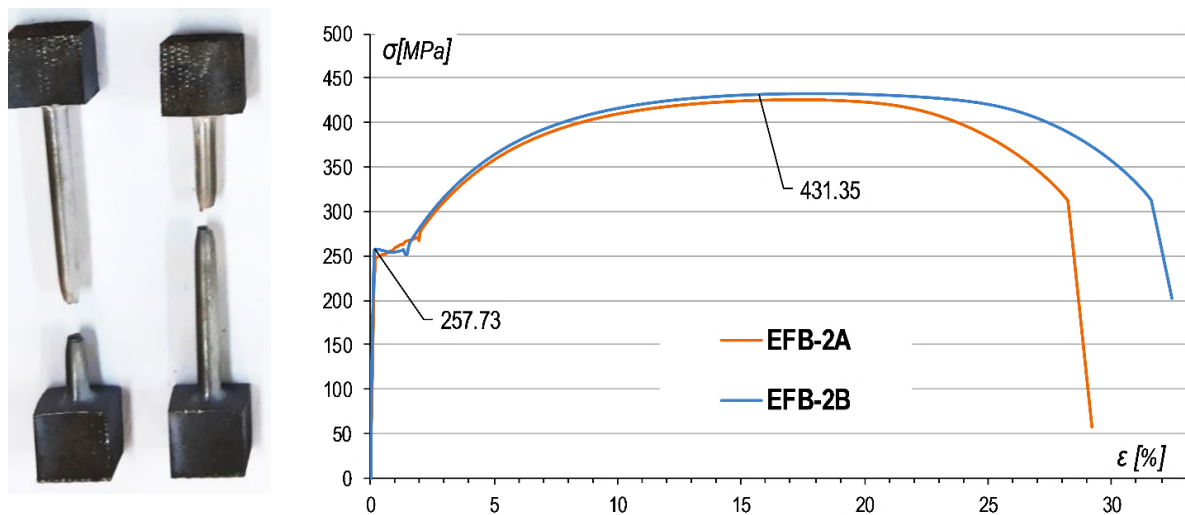
Слика А-5: Измерене зависности напона и дилатација ERA епрувета

Потпуно аналогни епрувете и дијаграми дати су на сликама А-6 и А-7, али за материјал од кога су добијени узорци серије Т1-19, тј. за профил НЕВ300 из кога су добијени ови узорци.

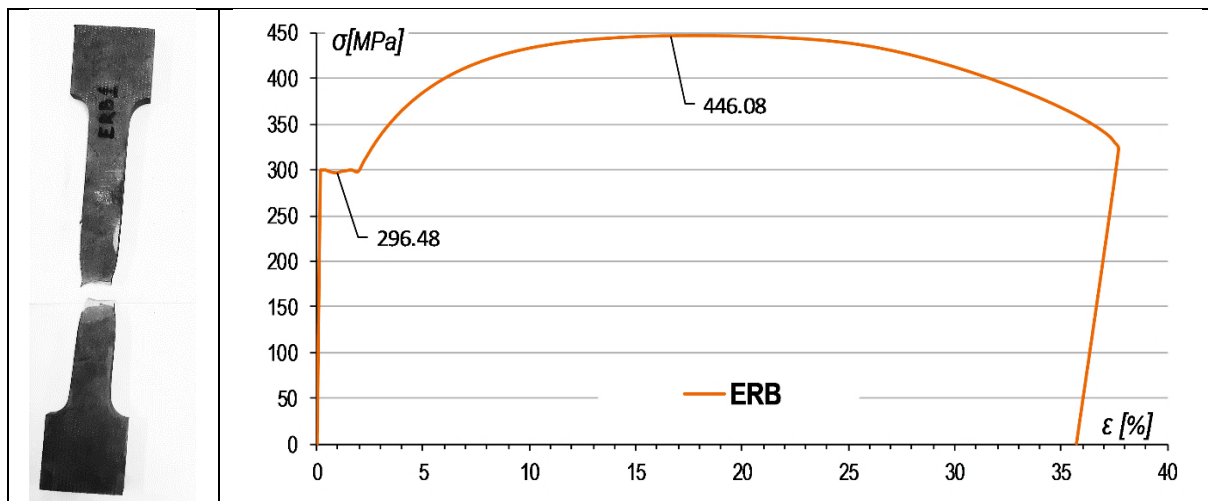


Слика А-6: Измерене зависности напона и дилатација EFB-1 епрувета

Из оба типа епрувета добијених из ножице профила, граница течења је приближно идентична, и износи око 260 МПа. Максимални напон је нешто већи за попречни правац у ножици. Материјал ребра носача има нешто боље механичке карактеристике, но поново, то неће бити од значаја за централно експериментално испитивање Т-елемената. На слици ## приказани су узорци поломљени тестом затезања.

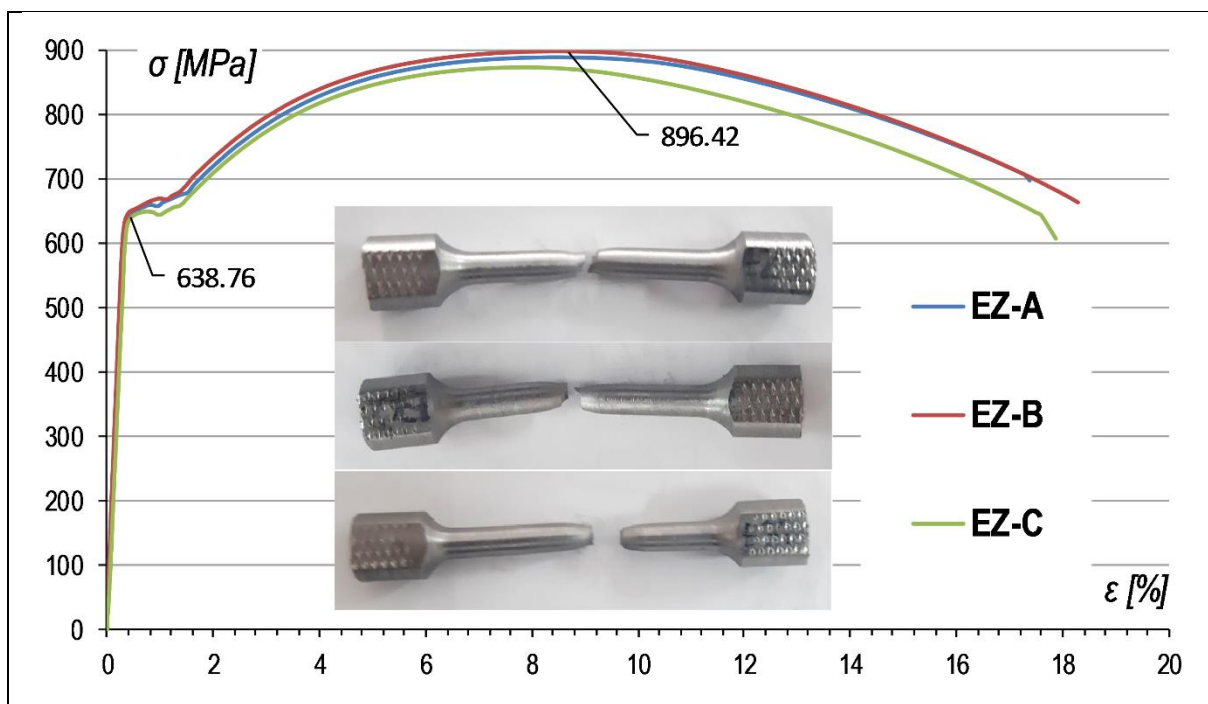


Слика А-7: Измерене зависности напона и дилатација EFB-2 епрувета



Слика А-8: Измерене зависности напона и дилатација ERB епрувета

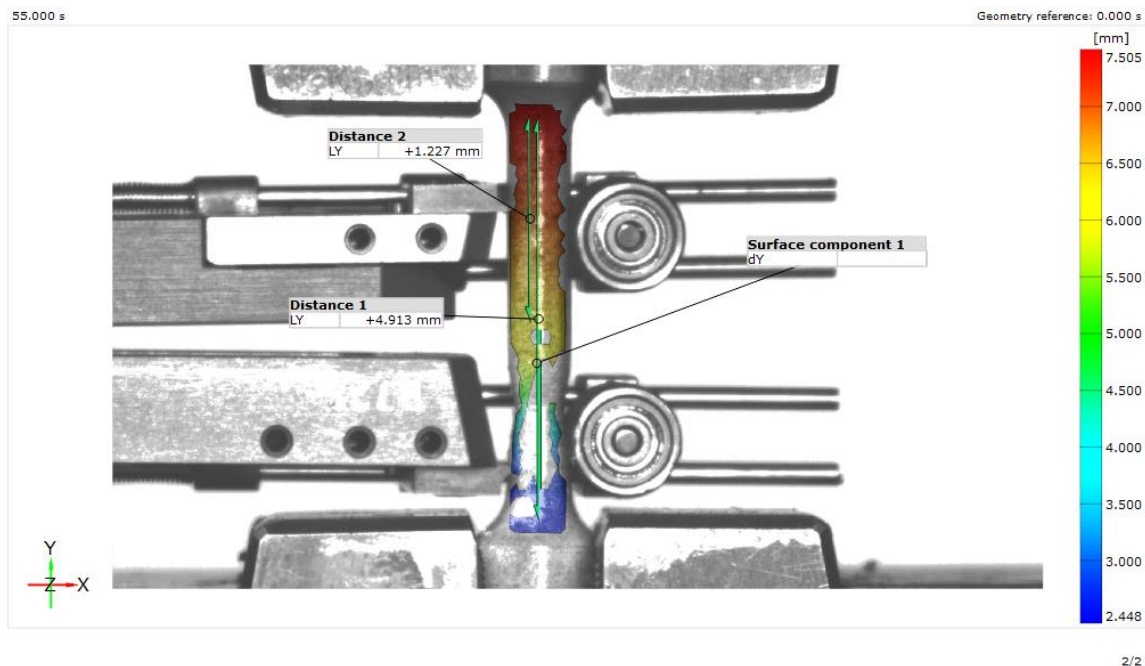
Коначно, материјал завртњева је испитиван на три епрувете, али са различитим начинима мерења дилатација. Епрувете су цилиндричног облика и малих димензија. На слици А-9 приказан је резултат теста затезања у коме су дилатације мерене екстензометром, мерним тракама на површини епрувете, као и системом ARAMIS.



Слика А-9: Измерене зависности напона и дилатација EZ епрувета

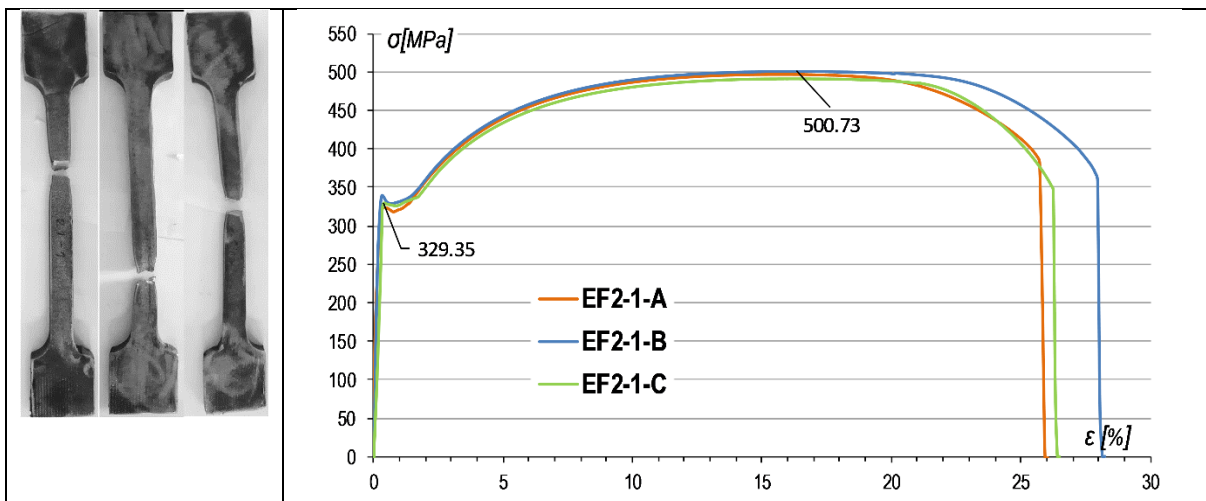
На слици А-10 приказани су резултати добијени ARAMIS-ом за епрувету EZ. Важно је напоменути да с обзиром да је епрувета кружног попречног пресека, 2D ARAMIS не може дати прецизне резултате, јер је практично цела површина узорка која се снима закривљена и снимљена под углом. Због тога је посматрана само средишња подужна оса, те су из померања тачака дуж ове осе добијени резултати о дилатацијама дуж узорка. Резултати оваквог типа су потпуно аналогни резултатима екстензометра, с тим што је у

овом случају могуће слободно бирати мерну базу – њену дужину и положај. Са смањењем мерне базе, добија се већа дуктилност материјала, очекивано.

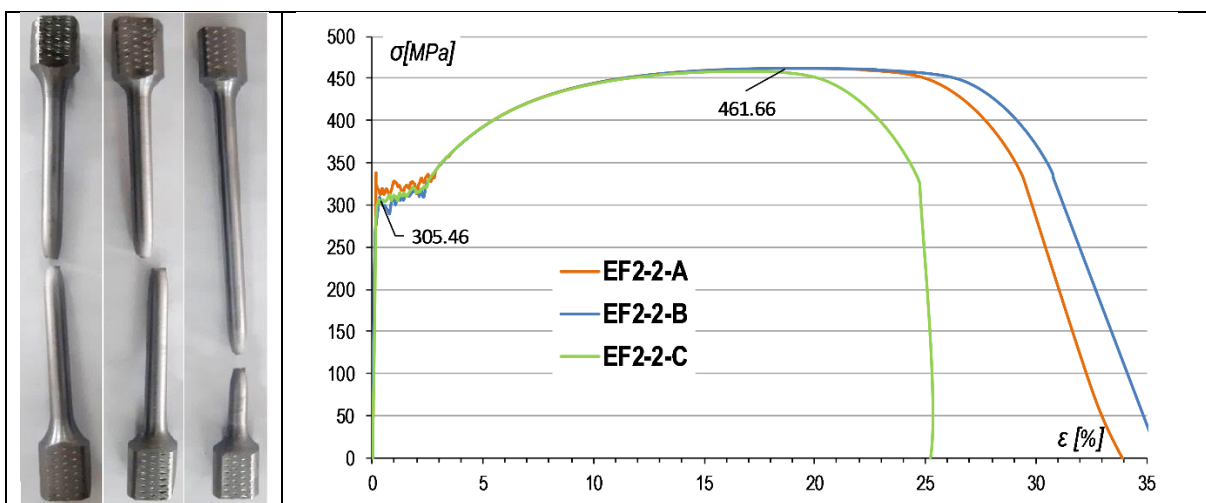


Слика А-10: Резултати дилатација добијени ARAMIS-ом и ознаке мерних база за мерење померања овим системом

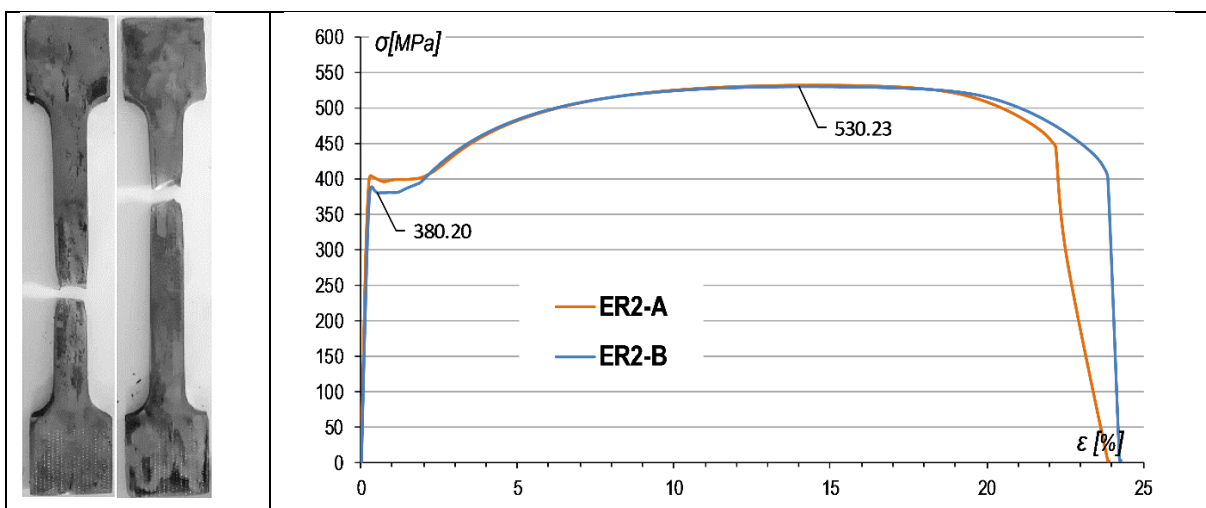
Резултати испитивања на епруветама материјала коришћених у другој фази експерименталног испитивања су дати одвојено у наставку. Епрувете су израђене из греде од које су израђени и греде и стубови друге фазе, с обзиром да су сви елементи пресека HEA 260. Поново су одвојено тестирани материјали ножице и ребра, и у овом случају је материјал ножице тестиран епруветама које су важене у два управна правца. Подужне епрувете је лакше изрезати из пресека, али ножица стуба је током тестова претежно савијана у свом попречном правцу, па су из тог разлога израђене кружне епрувете мањих димензија, слично као и код узорак прве фазе. Тестиран је и материјал чеоне плоче, с обзиром да је плоча дебљине 20mm добијена из табле лима другог материјала. Резултати заједно са сликама епрувета након тестирања приказани су у наставку текста.



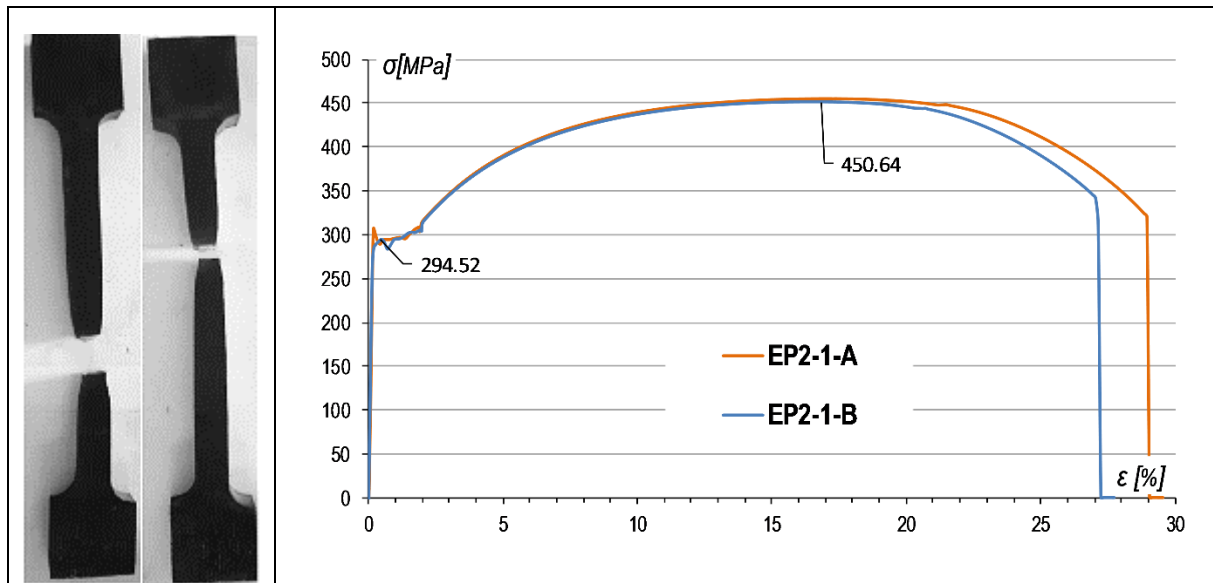
Слика А-11: Измерене зависности напона и дилатација EF2-1 епрувета



Слика А-12: Измерене зависности напона и дилатација EF2-2 епрувета

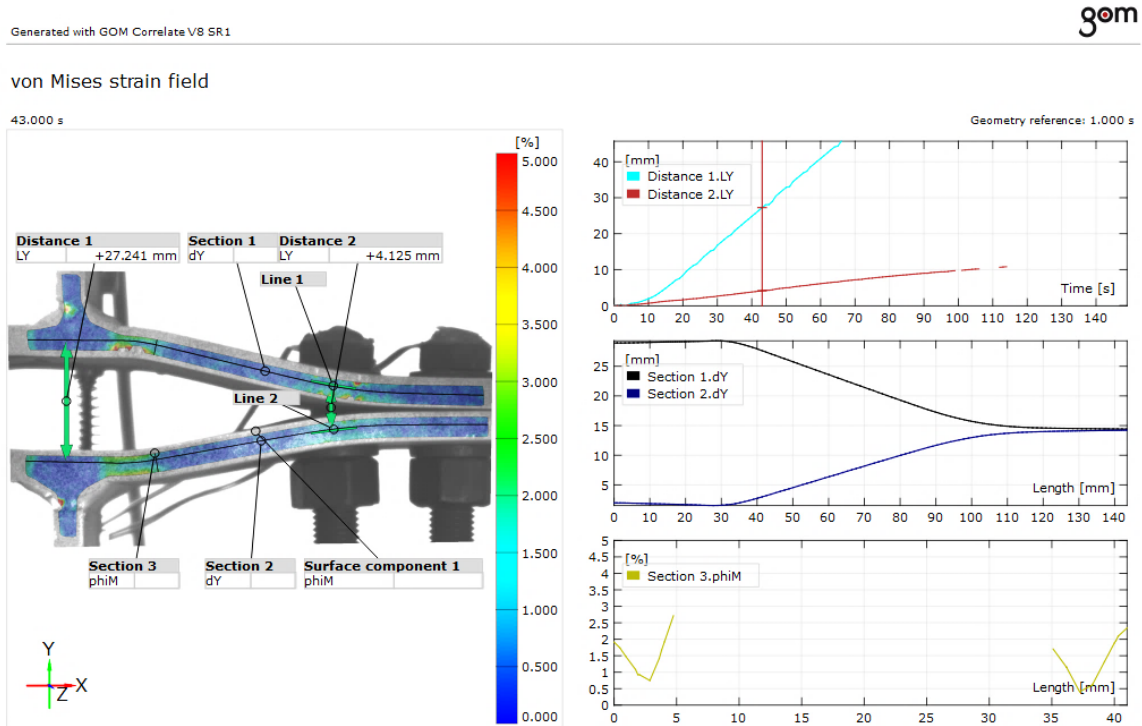


Слика А-13: Измерене зависности напона и дилатација ER2 епрувета

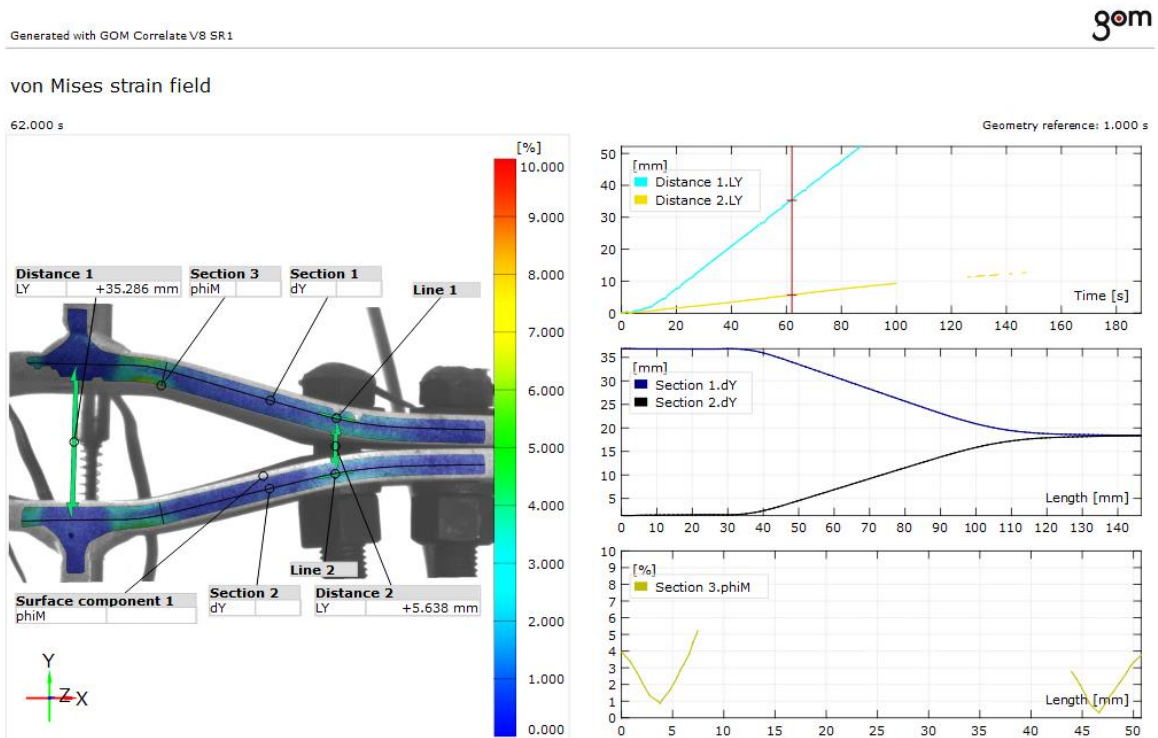


Слика А-14: Измерене зависности напона и дилатација EP2 епрувета

АНЕКС Д – РЕЗУЛТАТИ I ФАЗЕ ЕКСПЕРИМЕНТА - ARAMIS СИСТЕМ



Слика В-1: Резултати теста T1-10-1A при 46.8% граничног оптерећења



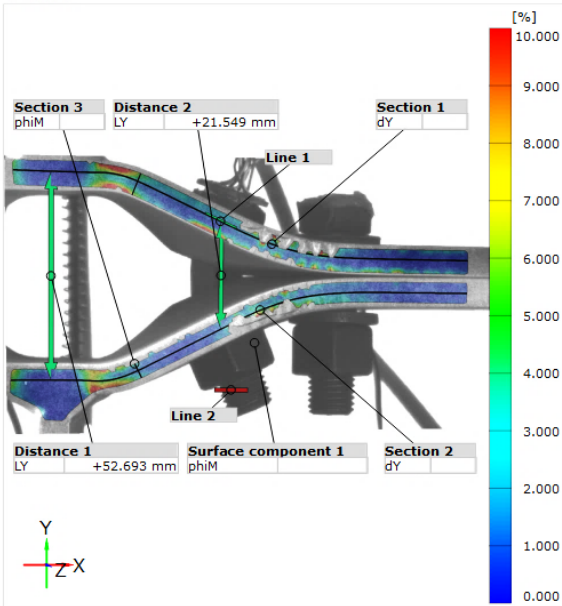
Слика В-2: Резултати теста T1-10-1B при 47% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1

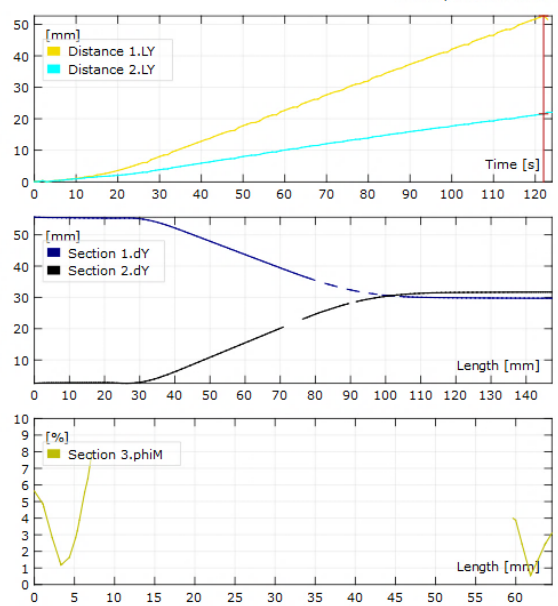


von Mises strain field

122.000 s



Geometry reference: 1.000 s



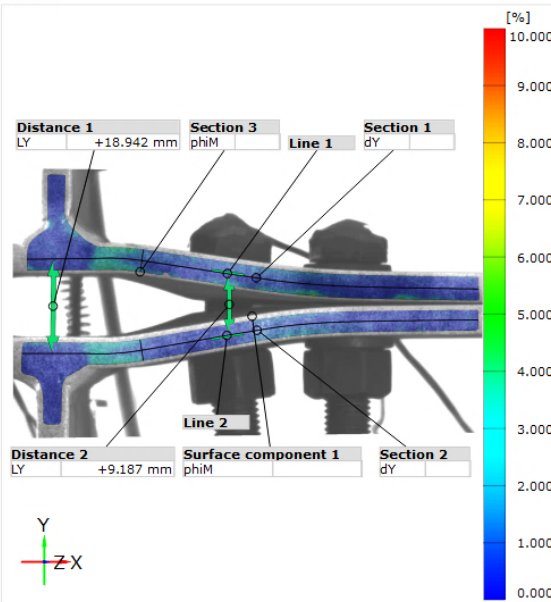
Слика В-3: Резултати теста Т1-10-2А при 92.4% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1

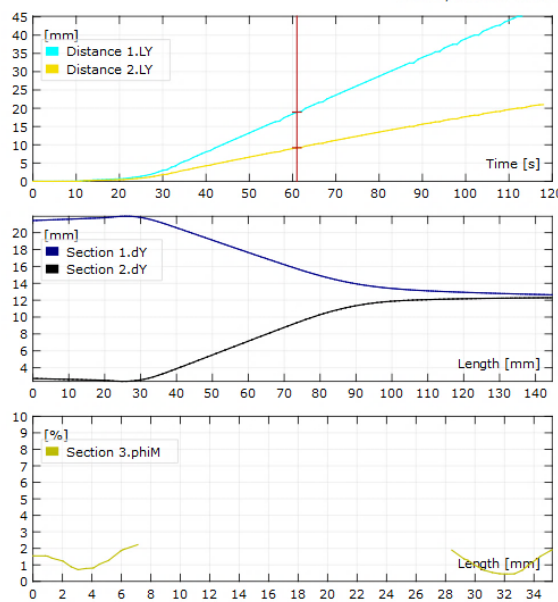


von Mises strain field

61.000 s



Geometry reference: 1.000 s



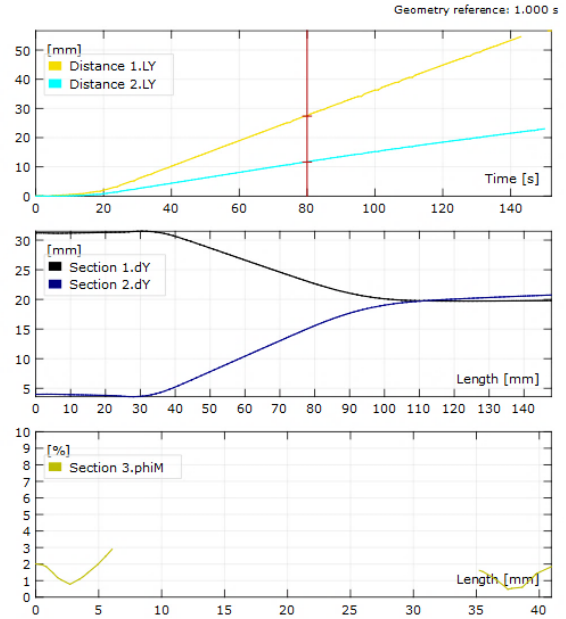
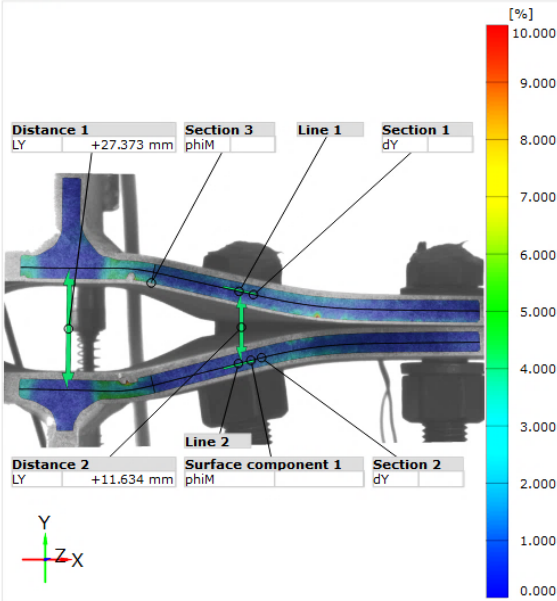
Слика В-4: Резултати теста Т1-10-2В при 76.6% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

80.000 s



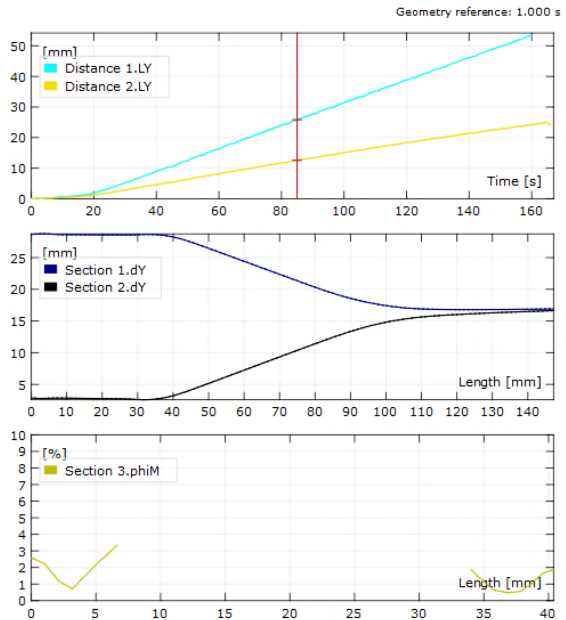
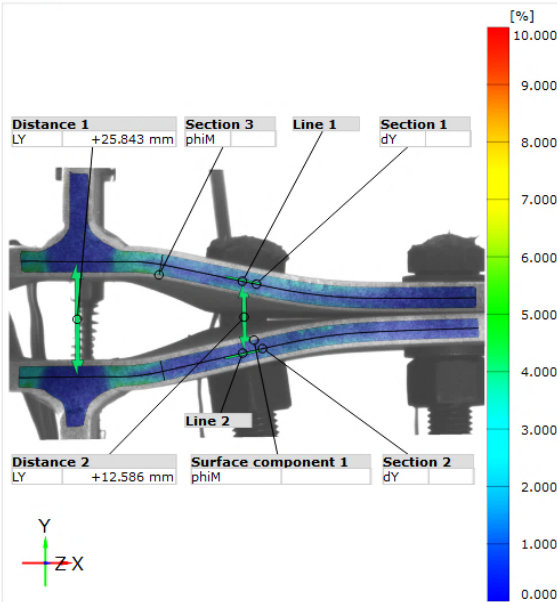
Слика В-5: Резултати теста Т1-10-3А при 75.9% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1

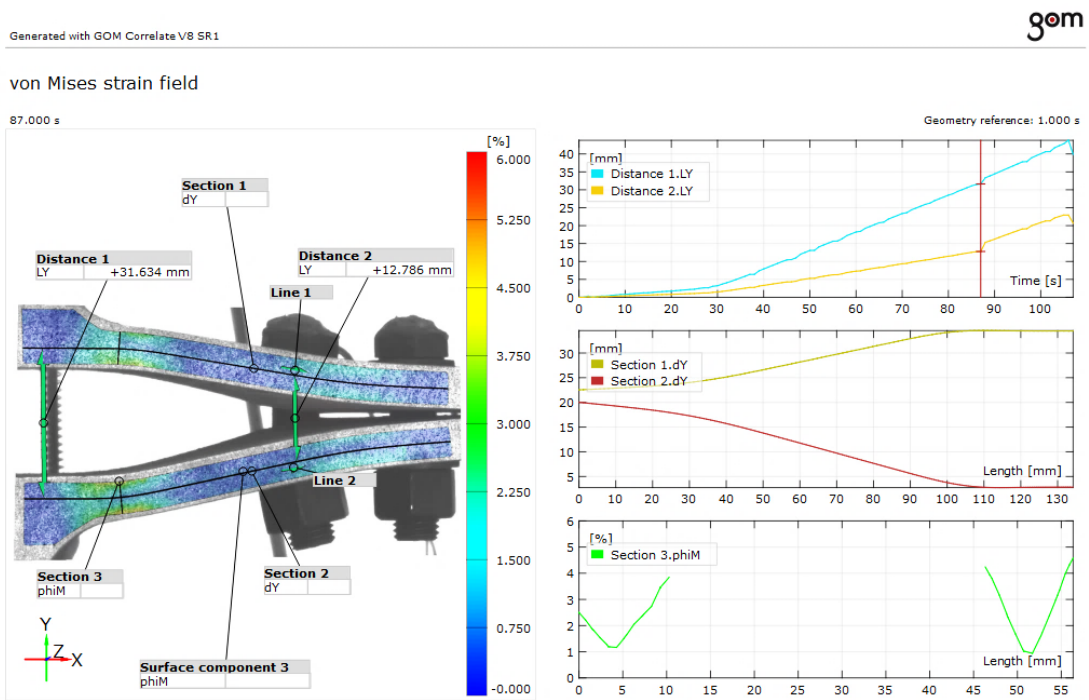


von Mises strain field

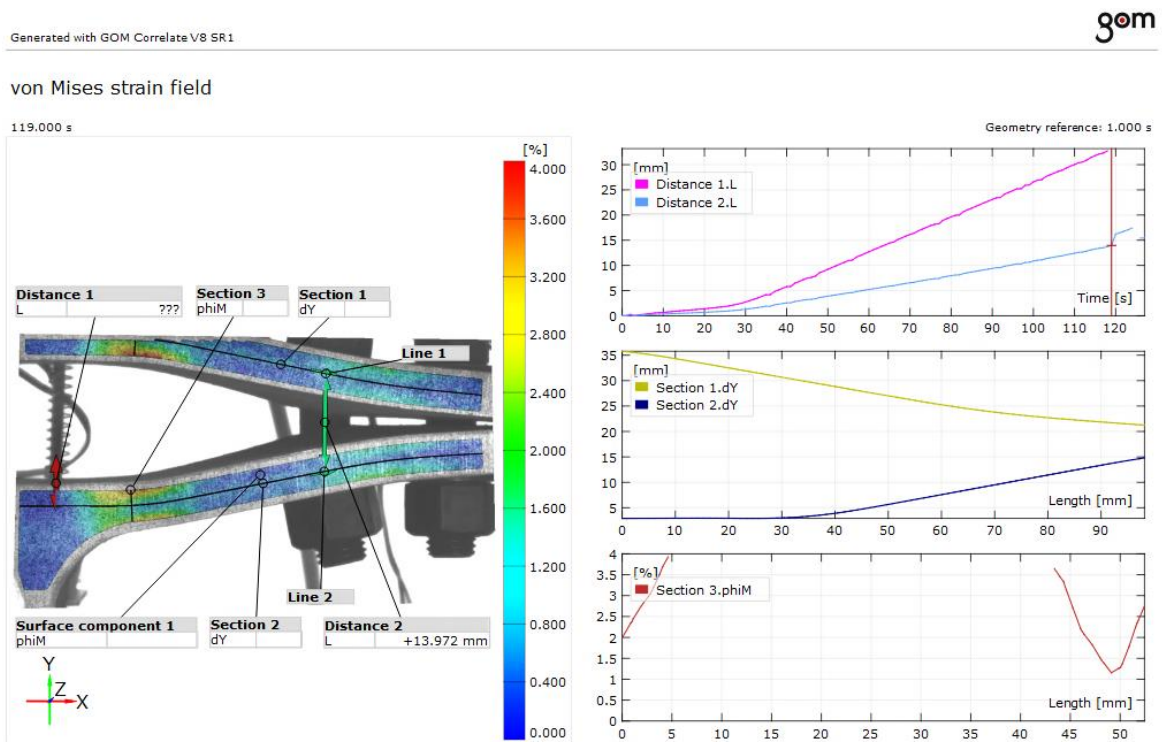
85.000 s



Слика В-6: Резултати теста Т1-10-3В при 77.0% граничног оптерећења



Слика В-7: Резултати теста Т1-14-1А при 100% граничног оптерећења



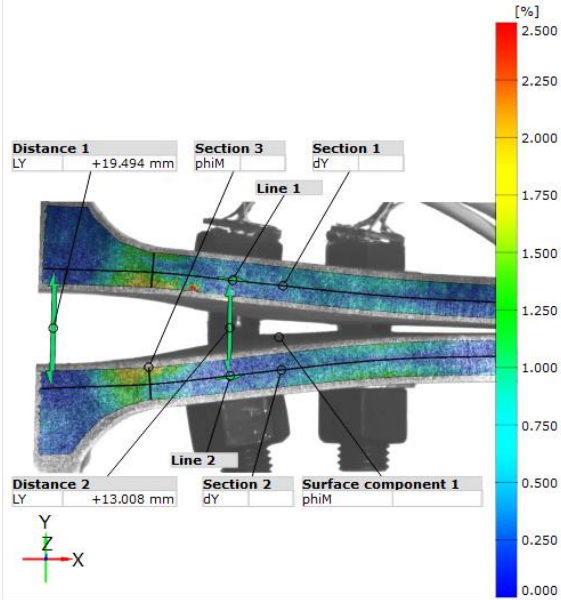
Слика В-8: Резултати теста Т1-14-1В при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1

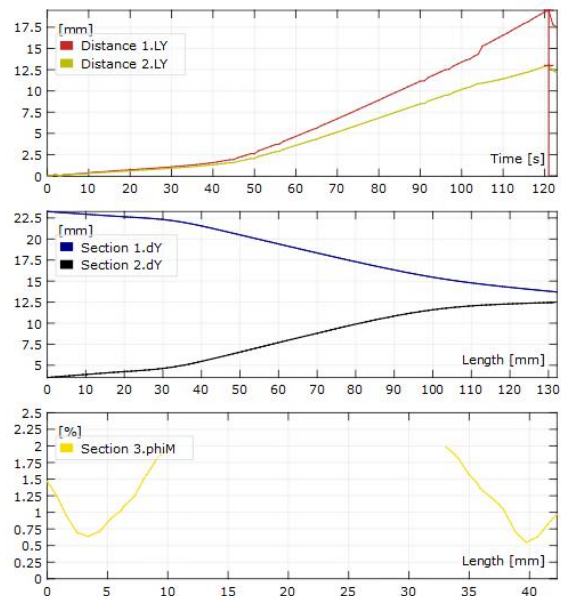


von Mises strain field

121.000 s



Geometry reference: 1.000 s



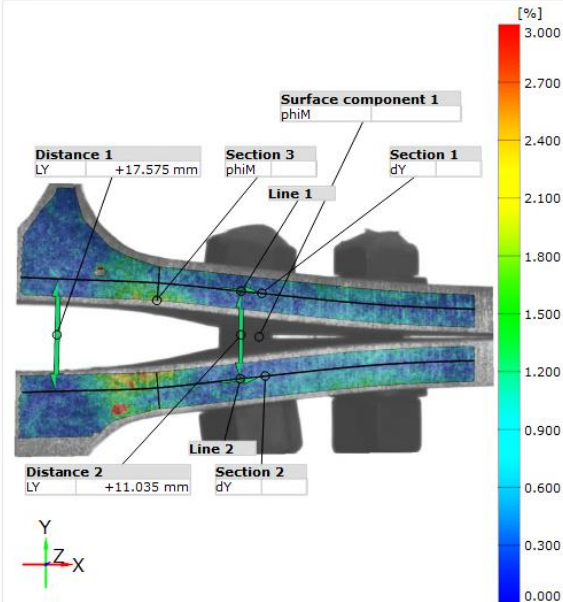
Слика В-9: Резултати теста Т1-14-2А при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1

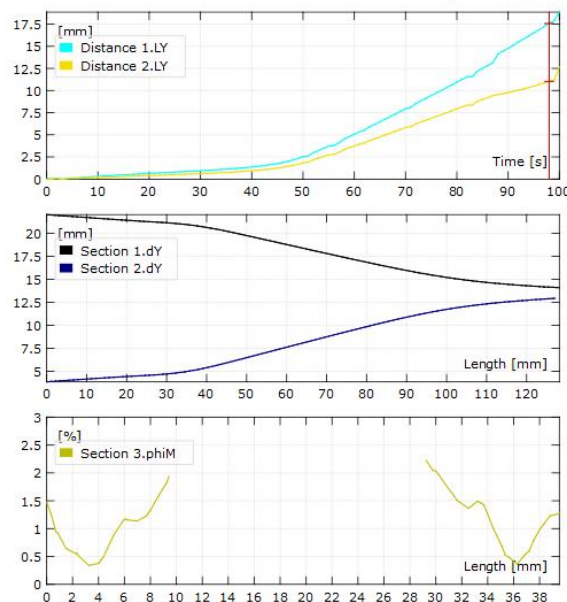


von Mises strain field

98.000 s



Geometry reference: 1.000 s



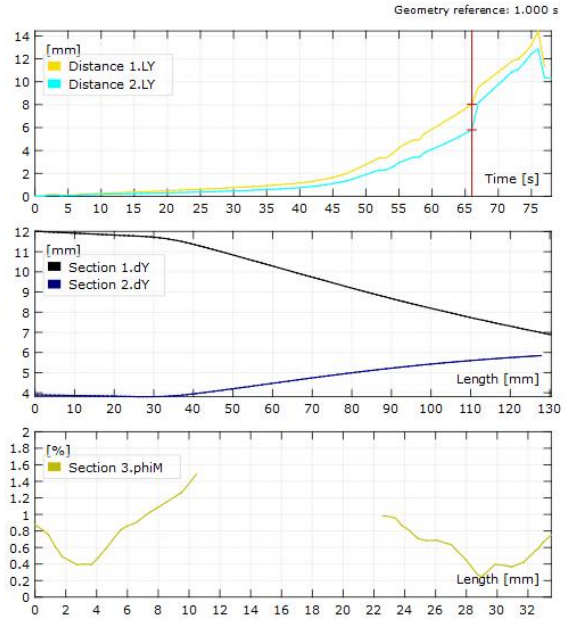
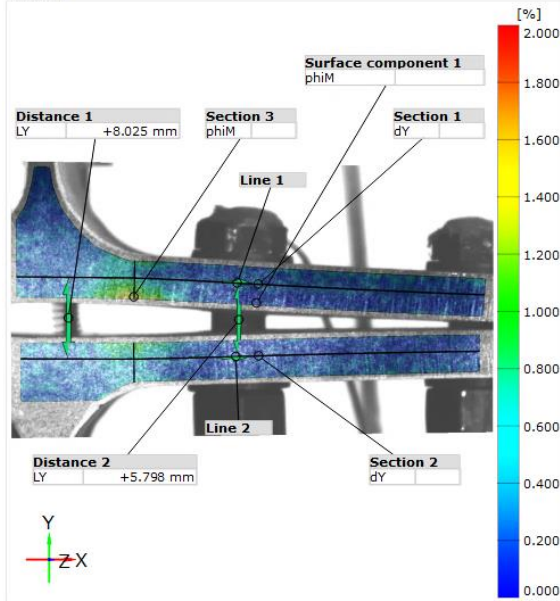
Слика В-10: Резултати теста Т1-14-2В при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

66.000 s



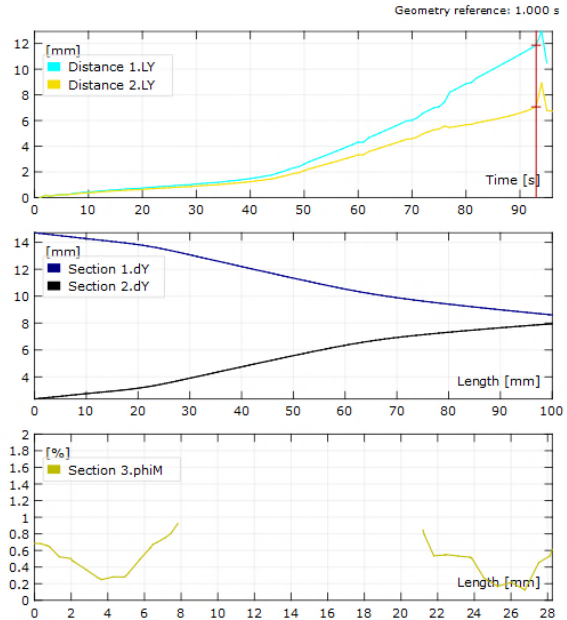
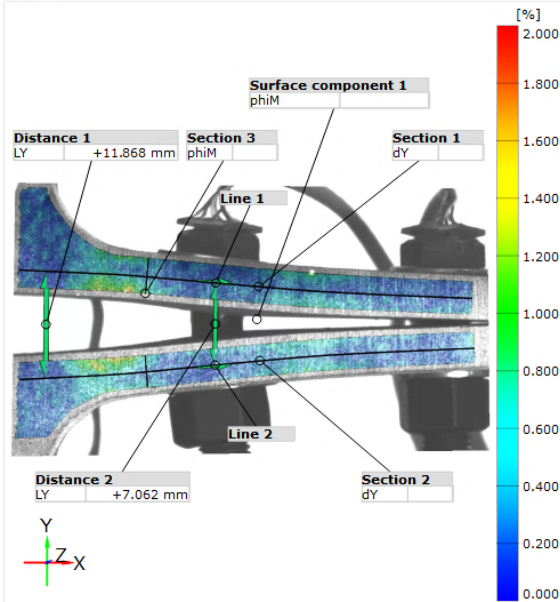
Слика В-11: Резултати теста Т1-14-3А при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

93.000 s



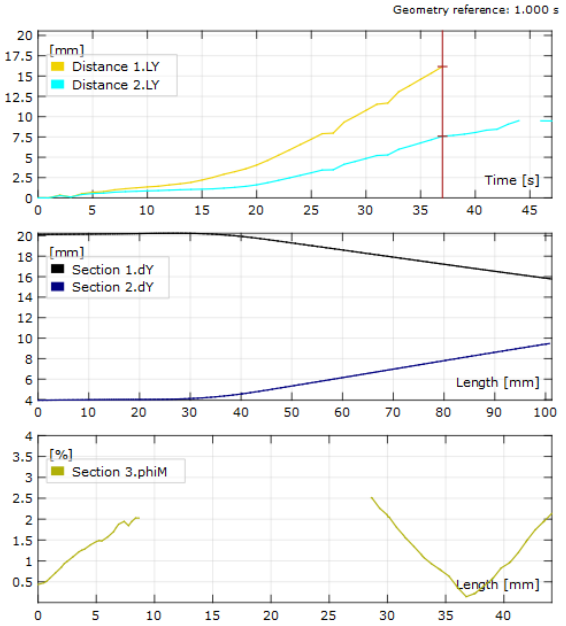
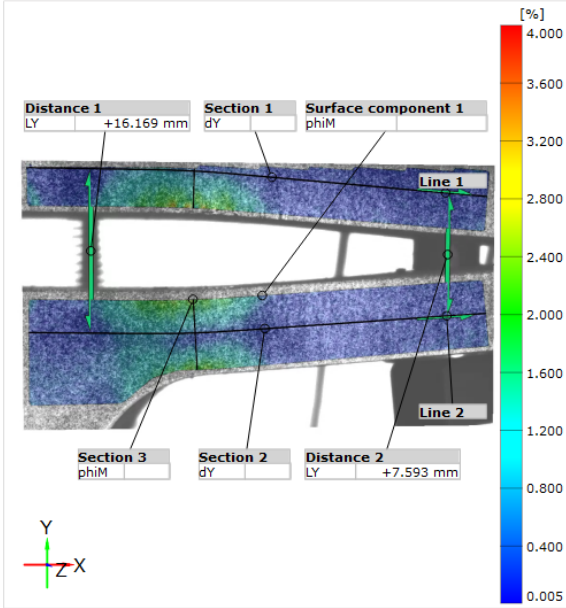
Слика В-12: Резултати теста Т1-14-3В при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

37.000 s



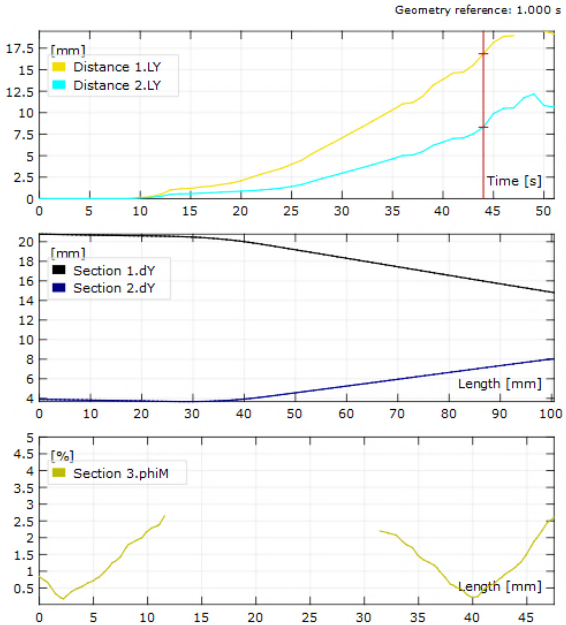
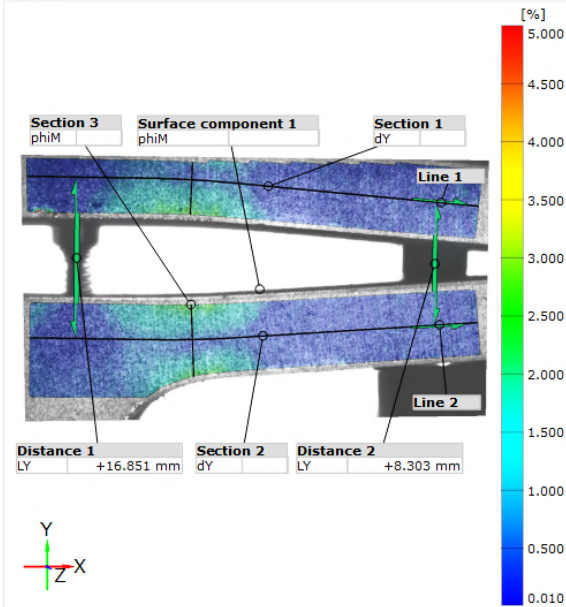
Слика В-13: Резултати теста Т1-19-1А при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

44.000 s

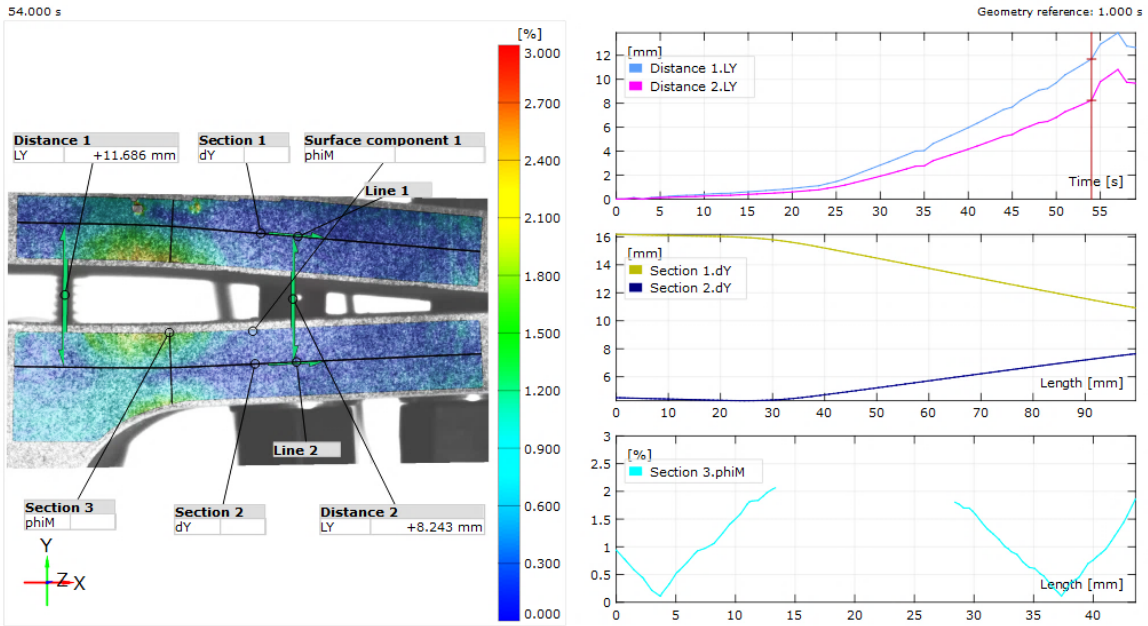


Слика В-14: Резултати теста Т1-19-1В при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

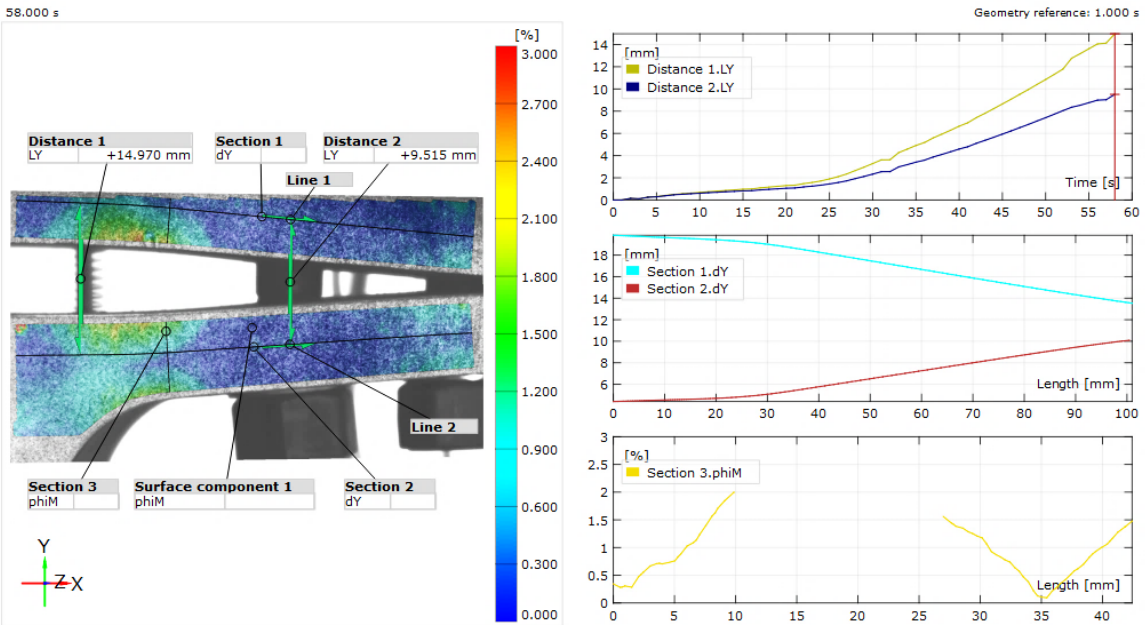


Слика В-15: Резултати теста Т1-19-2А при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

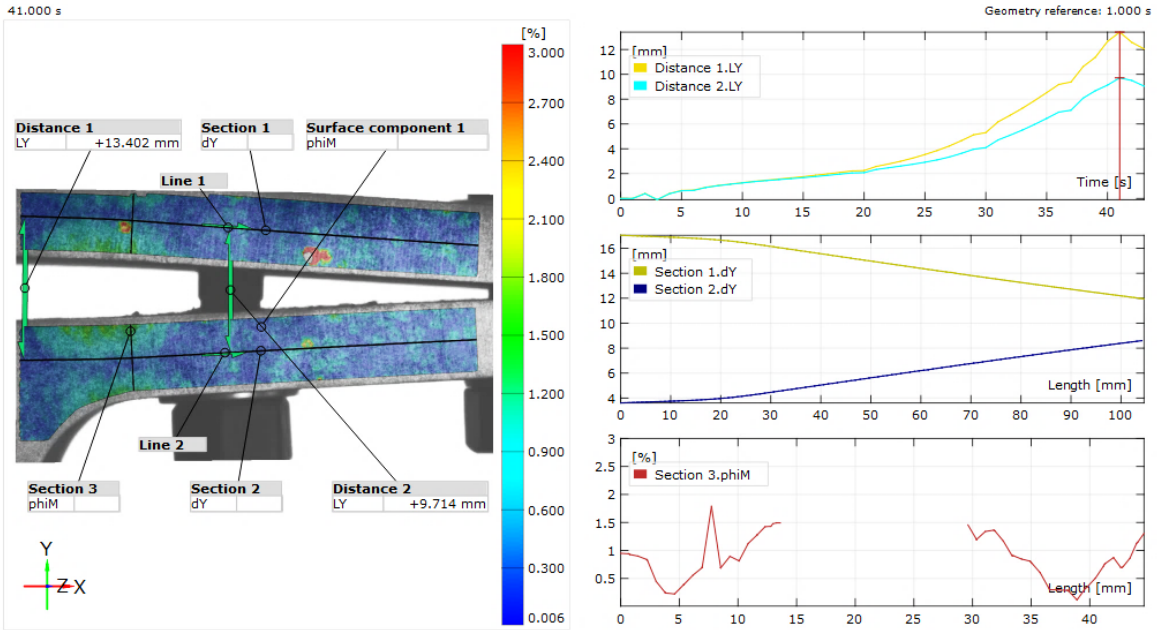


Слика В-16: Резултати теста Т1-19-2В при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1



von Mises strain field

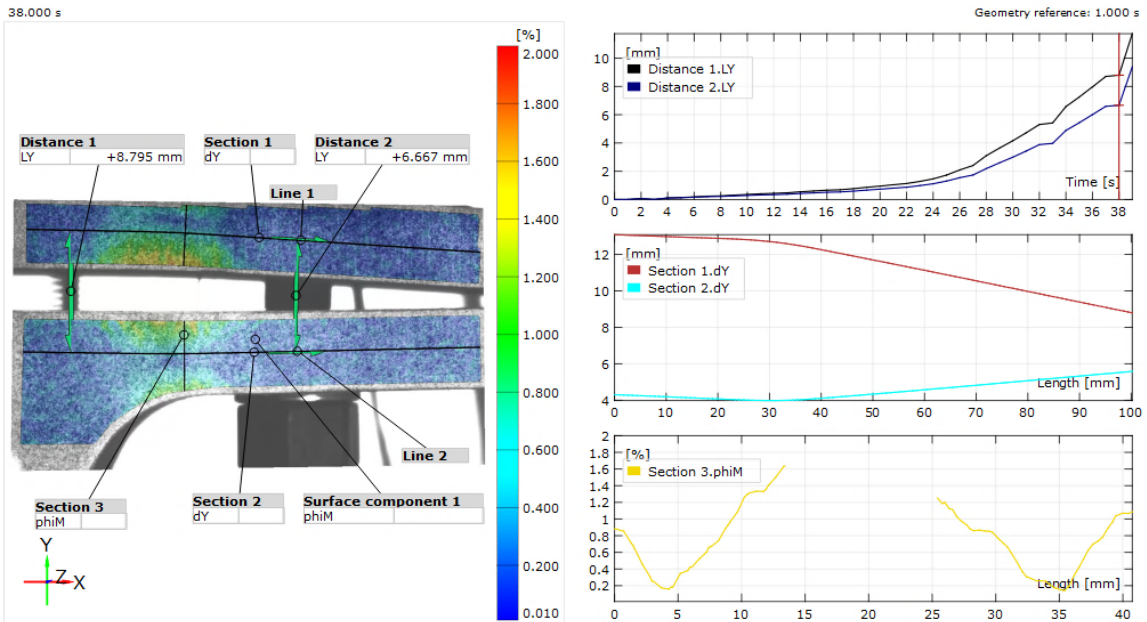


Слика В-17: Резултати теста Т1-19-3А при 100% граничног оптерећења

Generated with GOM Correlate V8 SR1

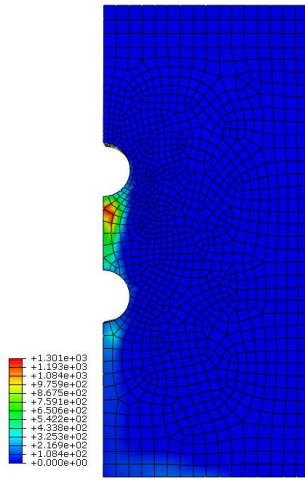


von Mises strain field

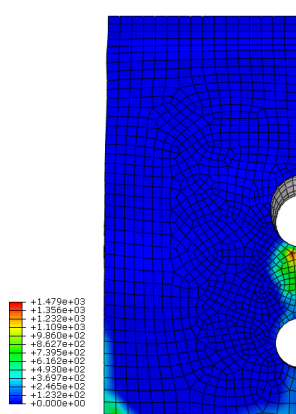


Слика В-18: Резултати теста Т1-19-3В при 100% граничног оптерећења

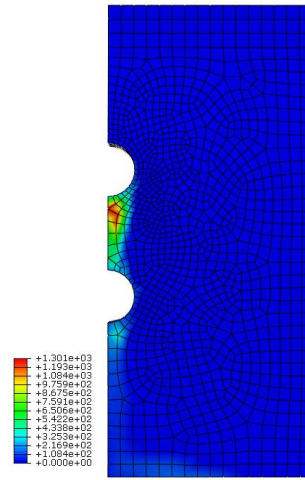
АНЕКС Е - КОНТАКТНИ НАПОНИ НА ПЛОЧАМА Т-ЕЛЕМЕНТА ЗА МОДЕЛЕ ПАРАМЕТАРСКЕ АНАЛИЗЕ



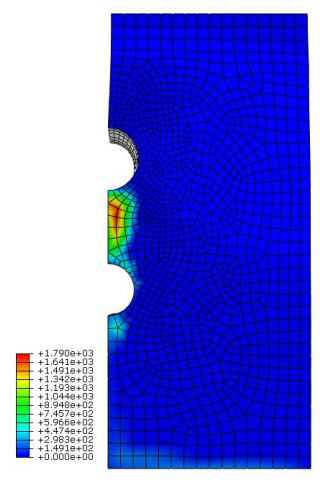
М-10-1 еластично



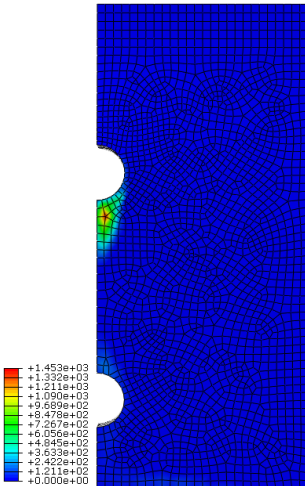
М-10-1 пластично



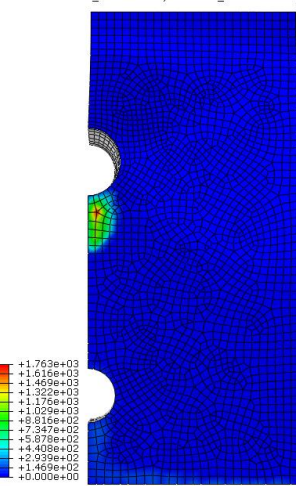
М-10-2 еластично



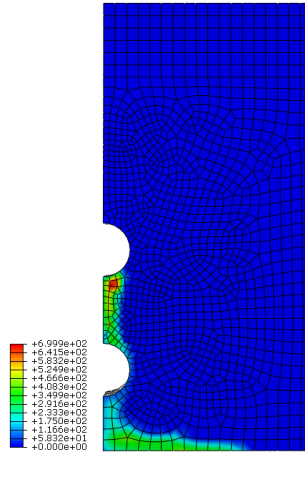
М-10-2 пластично



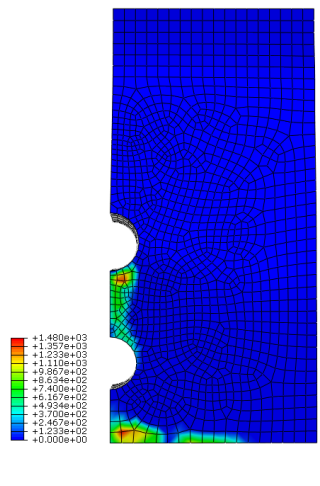
М-10-3 еластично



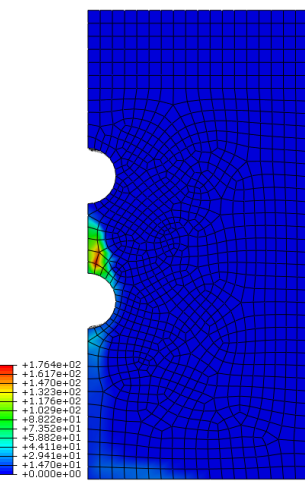
М-10-3 пластично



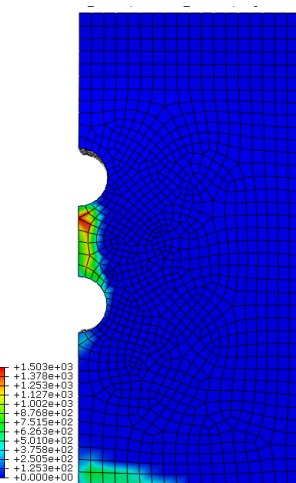
М-12-1 еластично



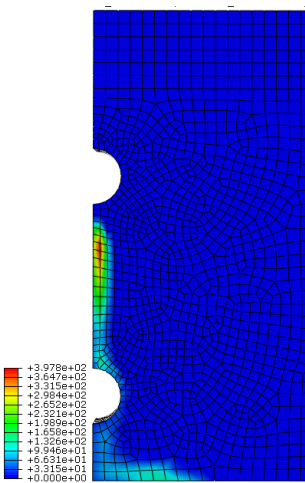
М-12-1 пластично



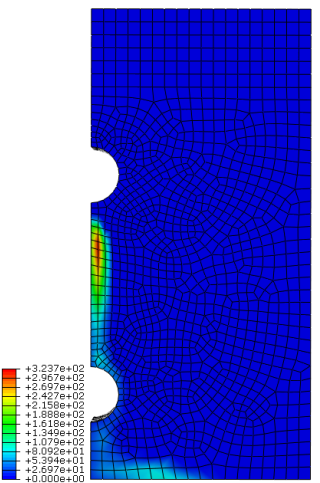
М-12-2 еластично



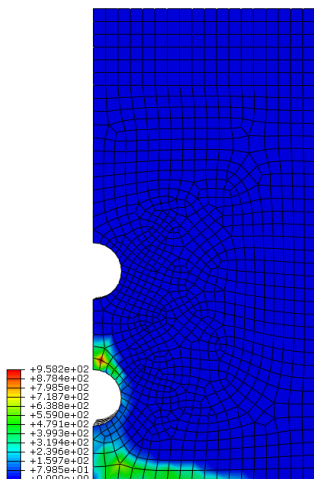
М-12-2 пластично



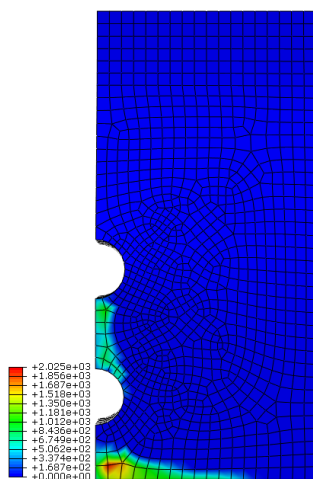
М-12-3 еластично



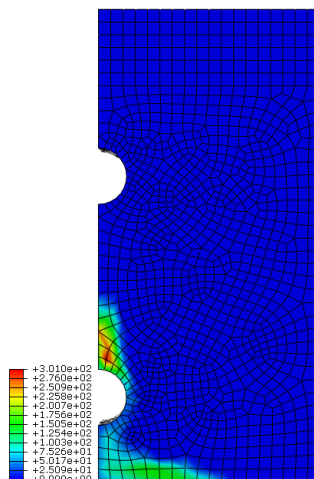
М-12-3 пластично



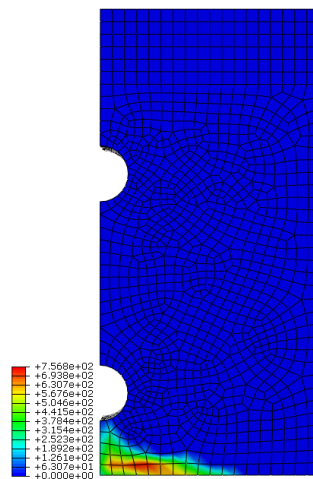
M-14-1 еластично



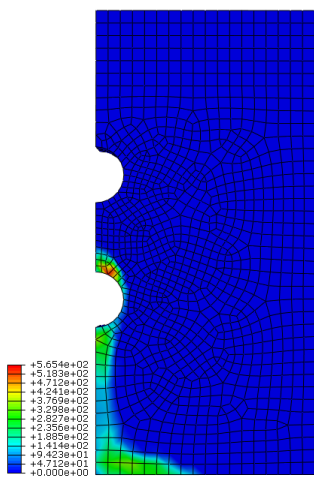
M-14-1 пластично



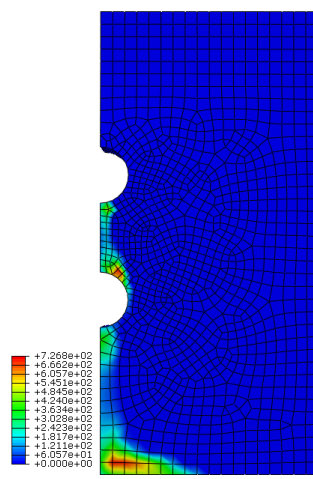
M-14-3 еластично



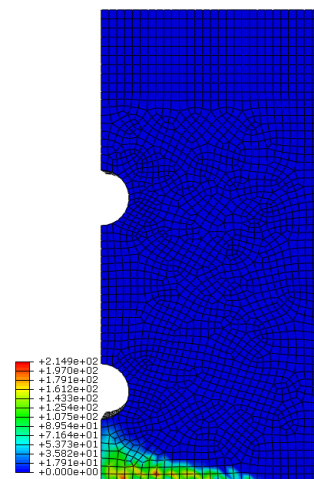
M-14-3 пластично



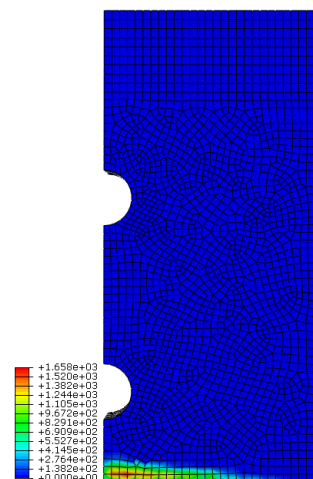
M-14-2-k109 еластично



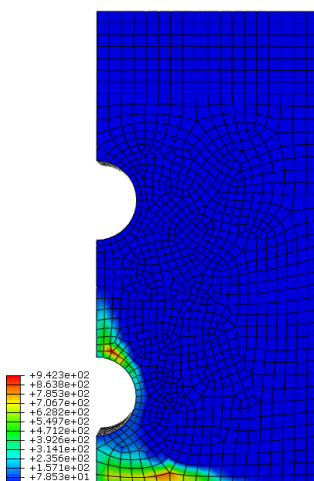
M-14-2-k109



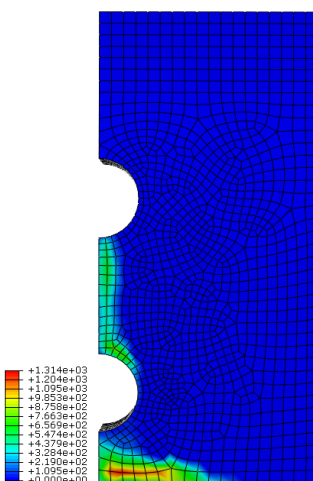
M-19-3 еластично



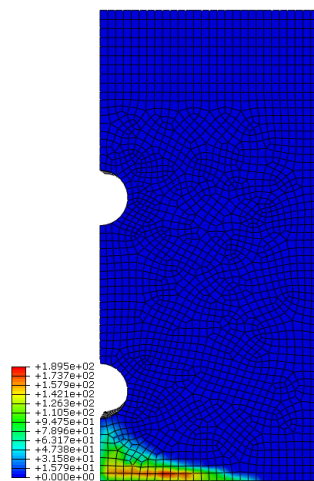
M-19-3 пластично



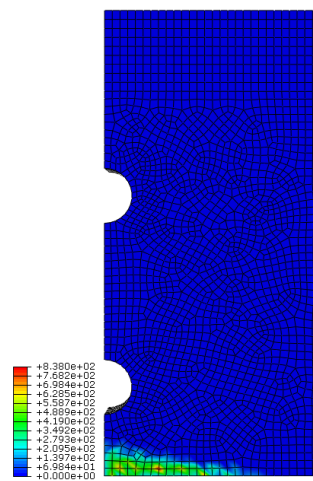
M-19-3-B24 еласт.



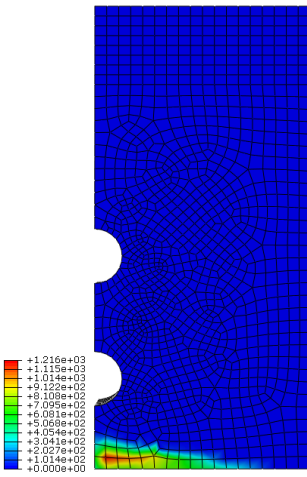
M-19-3-B24 пласт.



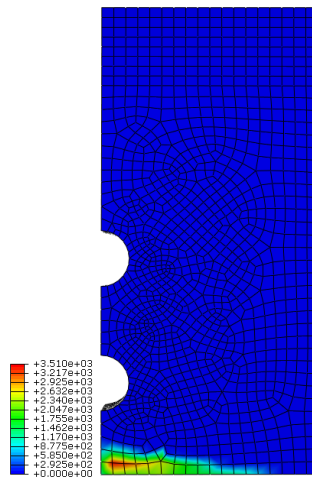
M-19-3-k109 еластично



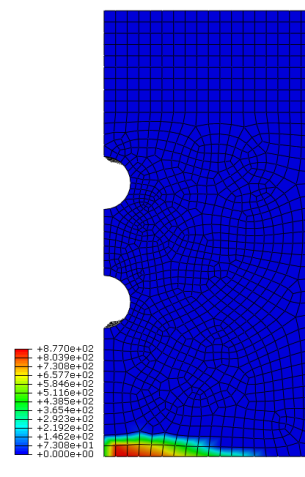
M-19-3-k109 пластично



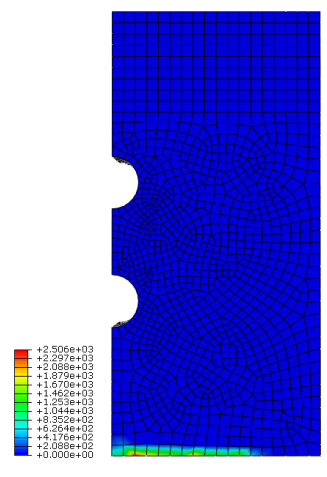
M-19-1 еластично



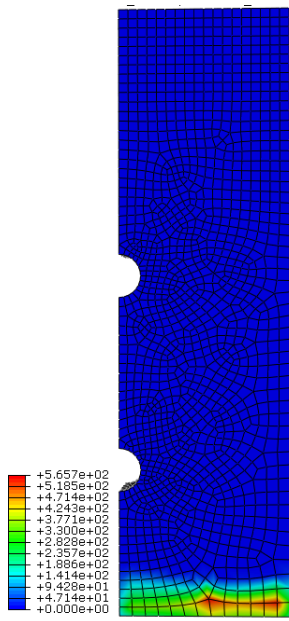
M-19-1 пластично



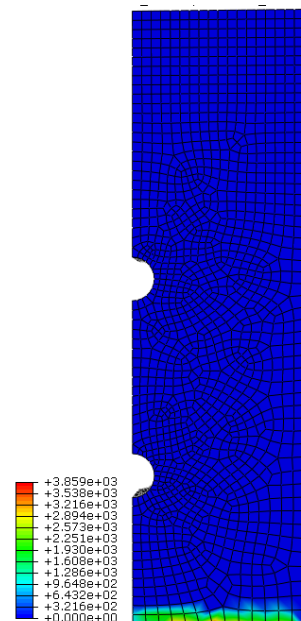
M-28-2 еластично



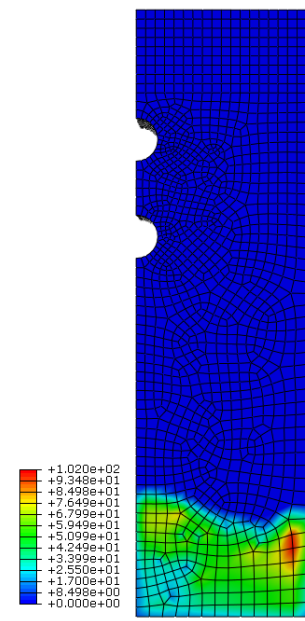
M-28-2 пластично



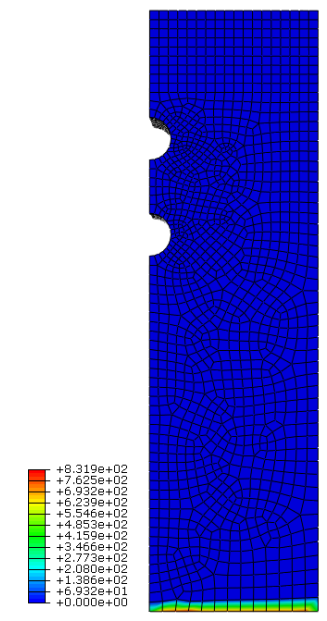
M-28-4-500 еластично



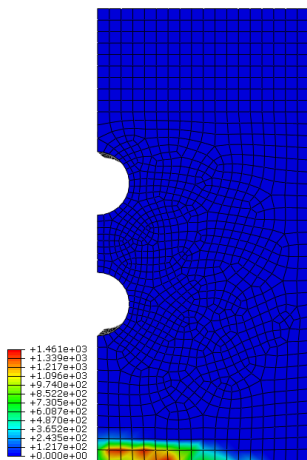
M-28-4-500 пластично



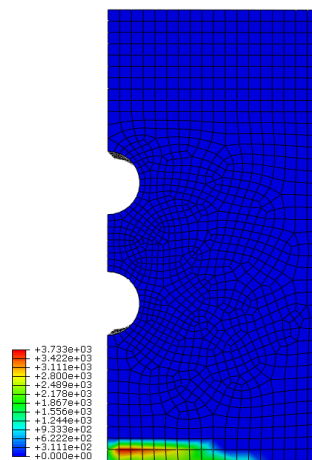
M-28-2-500 еластично



M-28-2-500 еластично



M-28-2-B20 еластично



M-28-2-B20 пластично