

Univerza  
v Ljubljani

Fakulteta  
za gradbeništvo  
in geodezijo



Jamova cesta 2  
1000 Ljubljana, Slovenija  
<http://www3.fgg.uni-lj.si/>

**DRUGG** – Digitalni repozitorij UL FGG  
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

To je izvirna različica zaključnega dela.

Prosimo, da se pri navajanju sklicujete na bibliografske podatke, kot je navedeno:

Dolar, U., 2016. Vpliv viskoznega lezenja na mehansko obnašanje jeklenih konstrukcij v primeru požara. Magistrsko delo. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (mentor Hozjan, T., somentor Planinc, I.): 64 str.

Datum arhiviranja: 08-09-2016

University  
of Ljubljana

Faculty of  
Civil and Geodetic  
Engineering



Jamova cesta 2  
SI – 1000 Ljubljana, Slovenia  
<http://www3.fgg.uni-lj.si/en/>

**DRUGG** – The Digital Repository  
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

This is original version of final thesis.

When citing, please refer to the publisher's bibliographic information as follows:

Dolar, U., 2016. Vpliv viskoznega lezenja na mehansko obnašanje jeklenih konstrukcij v primeru požara. Master Thesis. Ljubljana, University of Ljubljana, Faculty of civil and geodetic engineering. (supervisor Hozjan, T., co-supervisor Planinc, I.): 64 pp.

Archiving Date: 08-09-2016

Univerza  
v Ljubljani

Fakulteta za  
*gradbeništvo in  
geodezijo*



Jamova 2  
1000 Ljubljana, Slovenija  
telefon (01) 47 68 500  
faks (01) 42 50 681  
fgg@fgg.uni-lj.si

**MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI  
PROGRAM DRUGE STOPNJE  
GRADBENIŠTVO  
SMER GRADBENE  
KONSTRUKCIJE**

Kandidatka:

**URŠKA DOLINAR**

**VPLIV VISKOZNEGA LEZENJA NA MEHANSKO  
OBNAŠANJE JEKLENIH KONSTRUKCIJ V PRIMERU  
POŽARA**

Magistrsko delo št.: 31/II.GR

**INFLUENCE OF VISCOUS CREEP ON MECHANICAL  
BEHAVIOUR OF STEEL STRUCTURES IN FIRE**

Graduation – Master Thesis No.: 31/II.GR

**Mentor:**

doc. dr. Tomaž Hozjan

**Somentor:**

prof. dr. Igor Planinc

Ljubljana, 05. 09. 2016

## **POPRAVKI**

**Stran z napako**

**Vrstica z napako**

**Namesto**

**Naj bo**

Spodaj podpisana študentka Urška Dolinar, vpisna številka 26410034, avtorica pisnega zaključnega dela študija z naslovom: »Vpliv viskoznega lezenja na mehansko obnašanje jeklenih konstrukcij v primeru požara«.

### **IZJAVLJAM**

1. Obkrožite eno od variant a) ali b)
  - a) Da je pisno zaključno delo študija rezultat mojega samostojnega dela;
  - b) da je pisno zaključno delo študija rezultat lastnega dela več kandidatov in izpolnjuje pogoje, ki jih Statut UL določa za skupna zaključna dela študija ter je v zahtevanem deležu rezultat mojega samostojnega dela;
2. da je tiskana oblika pisnega zaključnega dela študija istovetna elektronski obliki pisnega zaključnega dela študija;
3. da sem pridobila vsa potrebna dovoljenja za uporabo podatkov in avtorskih del v pisnem zaključnem delu študija in jih v pisnem zaključnem delu študija jasno označila;
4. da sem pri pripravi pisnega zaključnega dela študija ravnala v skladu z etičnimi načeli in, kjer je to potrebno, za raziskavo pridobila soglasje etične komisije;
5. soglašam, da se elektronska oblika pisnega zaključnega dela študija uporabi za preverjanje podobnosti vsebine z drugimi deli s programsko opremo za preverjanje podrobnosti vsebine, ki je povezana s študijskim informacijskim sistemom članice;
6. da na UL neodplačno, neizključno, prostorsko in časovno neomejeno prenašam pravico shranitve avtorskega dela v elektronski obliki, pravico reproduciranja ter pravico dajanja pisnega zaključnega dela študija na voljo javnosti na svetovnem spletu preko Repozitorija UL;
7. da dovoljujem objavo svojih osebnih podatkov, ki so navedeni v pisnem zaključnem delu študija in tej izjavi, skupaj z objavo pisnega zaključnega dela študija.

V: Ljubljani

Datum: 1. 9. 2016

Podpis študentke:

---

## BIBLIOGRAFSKO – DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

<b>UDK:</b>	<b>614.84:624.01(043.3)</b>
<b>Avtor:</b>	<b>Urška Dolinar, dipl. inž. grad. (UN)</b>
<b>Mentor:</b>	<b>doc. dr. Tomaž Hozjan</b>
<b>Somentor:</b>	<b>prof. dr. Igor Planinc</b>
<b>Naslov:</b>	<b>Vpliv viskoznega lezenja na mehansko obnašanje jeklenih konstrukcij v primeru požara</b>
<b>Tip dokumenta:</b>	<b>Magistrsko delo</b>
<b>Obseg in oprema:</b>	<b>64 str., 17 pregl., 40 sl., 101 en.</b>
<b>Gljučne besede:</b>	<b>viskozno lezenje jekla, jeklena okvirna konstrukcija, modificirana <i>Poh</i>-ova napetostno deformacijska zveza jekla, nazivna požarna krivulja, požarni scenarij,</b>

### Izvleček

Magistrsko delo obravnava vpliv viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah na obnašanje jeklenih konstrukcij med požarom. Obširneje so v delu predstavljeni modeli viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah, ki jih zasledimo v strokovni literaturi. Tako so v magistrskem delu za *Harmathy*-jev model viskoznega lezenja jekla in bilinearni materialni model jekla, na osnovi eksperimentalnih rezultatov natezne palice določene vrednosti materialnih parametrov za konstrukcijsko jeklo kvalitete S355. Podobno so določene tudi vrednosti materialnih parametrov *Harmathy*-jevega viskoznega modela lezenja jekla v kombinaciji z modificiranim *Poh*-ovim materialnim modelom, ki je bil vgrajen v program POZAR. Program je dopolnjen tudi z modificiranim inkrementno–iteracijskim postopkom, ki bistveno poveča hitrost računske analize. V primeru požarne analize upogibnega nosilca pri 50% mejni obtežbi je računska analiza z modificiranim algoritmom vsaj 57x hitrejša. V nadaljevanju magistrskega dela smo validirali predhodno določene vrednosti materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah. Primerjava med eksperimentalnimi in numeričnimi rezultati, ki so izračunani z *Harmathy*-jevim modelom viskoznega lezenja, je pokazala dobro ujemanje rezultatov le pri nizkih nivojih napetosti. Natančna parametrična analiza pa je pokazala, da so kritični časi značilnega jeklenega okvirja za predhodno določene vrednosti *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja jekla pri visokih temperaturah primerljivi. To velja tako za standardno požarno krivuljo, kot tudi za naravna požara s hitrim in počasnim naraščanjem temperatur v požarnem prostoru. Razlikujejo se le deformabilnosti okvirjev, saj je model skladno s SIST EN 1993-1-2 bistveno bolj tog.

**BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT**

**UDC:** 614.84:624.01(043.3)  
**Author:** Urška Dolinar, B. Sc.  
**Supervisor:** Assist. Prof. Tomaž Hozjan, Ph.D.  
**Co-advisor:** Prof. Igor Planinc, Ph. D.  
**Title:** Influence of viscous creep on mechanical behavior of steel structures in fire  
**Document type:** Master's Thesis  
**Scope and tools:** 64 p., 17 tab., 40 fig., 101 eq.  
**Keywords:** viscous creep of steel, steel frame structure, *Poh* modified material model, nominal fire curve, fire scenario

**Abstract**

This thesis deals with the influence of viscous creep of steel at elevated temperatures on the behavior of steel structure during fire. Models of viscous creep of steel at elevated temperatures are being extensively presented. For *Harmathy's* model of viscous creep of steel and bilinear material model of steel, new values of material parameters for *Harmathy* model were proposed for structural steel grade S355, based on experimental results of tensile bar. Similarly, for *Harmathy's* model of viscous creep of steel and modified *Poh* material model of steel, new values of material parameters were proposed for structural steel grade S355. Modified *Poh* material model was additionally built into the program POZAR. The program is also complemented by a modified incremental–iterational process, which significantly increases the speed of computational analysis. In case of fire analysis of simply supported beam at 50 % of critical load, the computational analysis, with usage of modified algorithm, ends at least 57 times faster. The proposed values of material parameters for *Harmathy* viscous creep model at elevated temperatures were validated. Comparison between experimental and numerical results which were determined with proposed material parameters for *Harmathy* viscous creep model shows good agreement between the results only at low stress values. Accurate parametric analysis shows that the critical times of the typical steel frame for proposed values of material parameters for *Harmathy* viscous creep model are comparable. This applies to both the standard fire curve, as well as natural fire with fast and slow temperature increase in the fire area. The only difference is the deformability of frames, due to the model proposed by standard SIST EN 1993-1-2 being significantly stiffer.

## **ZAHVALA**

Iskrena zahvala gre mentorju doc. dr. Tomažu Hozjanu za vso pomoč, podporo ter strokovno vodenje pri nastajanju magistrskega dela. Iskreno se zahvaljujem tudi somentorju prof. dr. Igorju Planincu za vse strokovne nasvete ter posvečeni čas.

Zahvaljujem se tudi Aniti Ogrin za vse nasvete ter pomoč med nastajanjem pričujočega dela.

Posebna zahvala gre staršema, bratoma ter Alešu za vse razumevanje ter spodbudo tekom študija, še posebno med nastajanjem magistrskega dela.

Hvala tudi sošolcem in prijateljem, ki ste me spremljali na dosedanji poti.

**KAZALO VSEBINE**

POPRAVKI .....	I
BIBLIOGRAFSKO – DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK .....	III
BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT .....	IV
ZAHVALA .....	V
<b>1 UVOD .....</b>	<b>1</b>
1.1 OPREDELITEV PROBLEMA .....	1
1.2 NAMEN IN CILJ MAGISTRSKEGA DELA .....	2
1.3 STRUKTURA MAGISTRSKEGA DELA .....	2
<b>2 RAČUN TEMPERATURE OKOLJA .....</b>	<b>3</b>
2.1 NAZIVNE POŽARNE KRIVULJE .....	4
2.1.1 Standardna požarna krivulja .....	4
2.1.2 Požarna krivulja zunanjega požara .....	4
2.1.3 Ogljikovodikova požarna krivulja .....	4
2.1.4 Primerjava nazivnih požarnih krivulj .....	4
2.2 MODELI NARAVNIH POŽAROV .....	5
2.2.1 Poenostavljen požarni model .....	5
2.2.2 Točnejši požarni model .....	8
<b>3 RAČUN TEMPERATURE V JEKLENIH ELEMENTIH KONSTRUKCIJE .....</b>	<b>9</b>
3.1 TOPLOTNE LASTNOSTI JEKLA PRI VISOKIH TEMPERATURAH .....	9
3.1.1 Spreminjanje relativnega temperaturnega raztezka jekla .....	9
3.1.2 Spreminjanje specifične toplote jekla .....	10
3.1.3 Spreminjanje toplotne prevodnosti jekla .....	11
3.2 TOPLOTNI VPLIVI PRI TEMPERATURNI ANALIZI .....	12
3.3 RAZVOJ TEMPERATURE V JEKLENIH ELEMENTIH KONSTRUKCIJE .....	13
3.3.1 Nezaščiteni jekleni elementi .....	13
3.3.2 Zaščiteni jekleni elementi .....	13
<b>4 RAČUN MEHANSKE POŽARNE ANALIZE KONSTRUKCIJ .....</b>	<b>16</b>
4.1 KONSTITUCIJSKE ZVEZE ZA KONSTRUKCIJSKO JEKLO PRI ENOOSNEM NAPETOSTNEM STANJU ...	16
4.1.1 Prirastek mehanske deformacije .....	16
4.1.2 Prirastek temperaturne deformacije v skladu s standardom SIST EN 1993-1-2 .....	17
4.1.3 Prirastek viskozne deformacije .....	17
4.2 MEHANSKE LASTNOSTI JEKLA PRI VISOKIH TEMPERATURAH SKLADNO S STANDARDOM SIST EN 1993-1-2 .....	18
4.2.1 Spreminjanje elastičnega modula jekla skladno s standardom SIST EN 1993-1-2 .....	18
4.2.2 Spreminjanje napetosti na meji plastičnega tečenja in utrjevanja .....	19
4.3 NAPETOSTNO DEFORMACIJSKA ZVEZA JEKLA .....	19
4.3.1 Napetostno deformacijska zveza jekla podana v standardu SIST EN 1993-1-2 .....	19
4.3.2 Napetostno deformacijska zveza jekla podana z enačbami <i>Poh</i> -a .....	23
4.3.3 Primerjava podanih napetostno deformacijskih zvez jekla .....	25



<b>5 VISKOZNO LEZENJE JEKLA.....</b>	<b>27</b>
5.1 PREGLED MODELOV VISKOZNEGA LEZENJA JEKLA PRI POVIŠANIH TEMPERATURAH .....	28
5.1.1 Harmathy-jeva modela viskoznega lezenja jekla .....	28
5.1.2 Williams-Leir-ovi parametri viskoznega lezenja jekla .....	29
5.1.3 Fields in Fields-ov model viskoznega lezenja jekla .....	30
5.1.4 Poh-ov model viskoznega lezenja jekla .....	31
5.1.5 Kodur-jev in Dwaikat-ov model viskoznega lezenja jekla .....	32
5.1.6 Model viskoznega lezenja jekla podan s strani Torić-a ter sodelavcev .....	34
5.1.7 Cowan-ov in Khandelwal-ov model viskoznega lezenja jekla.....	35
<b>6 RAČUNALNIŠKI PROGRAM.....</b>	<b>37</b>
6.1 RAČUNALNIŠKI PROGRAM POZAR .....	37
6.2 RAČUN TEMPERATURNEGA POLJA.....	37
6.3 PODATKI O MATERIALU .....	37
6.4 PODATKI O GEOMETRIJI PREČNEGA PREREZA .....	38
<b>7 RAČUNSKI PRIMERI.....</b>	<b>39</b>
7.1 RAČUNSKI PRIMER NOSILEC.....	39
7.1.1 Nov numerični algoritem za izračun prirastkov viskozne deformacije lezenja jekla .....	40
7.1.2 Validacija bilinearnega materialnega modela ter Harmathy-jevega modela viskoznega lezenja jekla z eksperimentalnimi rezultati Kirby-ja in Preston-a.....	43
7.1.3 Modificirana <i>Poh</i> -ova napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah...47	
7.1.4 Validacija modificiranega Poh-ovega materialnega modela ter Harmathy-jevega modela viskoznega lezenja jekla z eksperimentalnimi rezultati Kirby-ja in Preston-a .....	50
7.2 EKSPERIMENTALNI REZULTATI RUBERT-A IN SCHAUMANN-A .....	52
7.3 RAČUNSKI PRIMER OKVIR.....	54
7.3.1 OKVIR izpostavljen standardni požarni krivulji.....	56
7.3.2 OKVIR izpostavljen hitremu razvoju naravnega požara .....	57
7.3.3 OKVIR izpostavljen počasnemu razvoju naravnega požara .....	58
<b>8 ZAKLJUČEK .....</b>	<b>61</b>
<b>VIRI IN LITERATURA.....</b>	<b>63</b>

## KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 4.1:	Redukcijski koeficienti $k_{E,T}$ , $k_{y,T}$ in $k_{p,T}$ pri izbranih temperaturah $T$ , podani v standardu SIST EN 1993-1-2 [7].	18
Preglednica 4.2:	Vrednosti koeficientov $\gamma_{ij}$ predlagane s strani <i>Poh</i> -a [20].	24
Preglednica 5.1:	Vrednosti neodvisnih materialnih parametrov $c_1 - c_5$ za sedem različnih vrst jekla, ki jih je določil <i>Williams-Leir</i> [3] za <i>Harmathy</i> -jev model viskoznega lezenja jekla [10].	30
Preglednica 5.2:	Temperaturno odvisni parametri in korelacijski koeficient $R^2$ [6].	35
Preglednica 7.1:	Prikaz rezultatov štirih različnih računskih primerov konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine v programu POZAR, pri uporabi modificiranega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskozne deformacije jekla.	41
Preglednica 7.2:	Prikaz rezultatov štirih različnih računskih primerov konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine v programu POZAR, pri uporabi osnovnega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskozne deformacije jekla.	41
Preglednica 7.3:	Prikaz rezultatov konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine pri štirih različnih časovnih korakih v modificirani verziji programa POZAR.	42
Preglednica 7.4:	Vrednost konstantne osne sile, ki povzroči enako vrednost napetosti vzdolž celotnega nosilca kot v eksperimentu [5].	44
Preglednica 7.5:	Vrednosti parametrov $\beta_1$ in $\beta_4$ pri izbranih temperaturah $T$ , določena na podlagi <i>Poh</i> -ove napetostno deformacijske zveze pri povišanih temperaturah [20].	49
Preglednica 7.6:	Eksperimentalno določena vrednost napetosti na meji tečenja $\sigma_y$ pri različnih obtežnih razmerjih $\eta$ ter računski vrednosti točkovne prečne sile pri tem razmerju [14].	52
Preglednica 7.7:	Priporočene vrednosti faktorja $\psi$ za stavbe, standard SIST EN 1990 – preglednica A.1.1 [26].	55
Preglednica 7.8:	Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja standardnemu požaru (S) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 40% izkoriščenosti prereza.	56
Preglednica 7.9:	Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja standardnemu požaru (S) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 70% izkoriščenosti prereza.	56
Preglednica 7.10:	Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja hitremu razvoju naravnega požara (H) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 40% izkoriščenosti prereza.	57
Preglednica 7.11:	Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja hitremu razvoju naravnega požara (H) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 70% izkoriščenosti prereza.	58
Preglednica 7.12:	Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja počasnemu razvoju naravnega požara (P) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 40% izkoriščenosti prereza.	59

Preglednica 7.13:	Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja počasnemu razvoju naravnega požara (P) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 70% izkoriščenosti prereza.	59
-------------------	---	----

## KAZALO SLIK

Slika 2.1:	Časovni razvoj naravnega požara [9].	3
Slika 2.2:	Primerjava nazivnih požarnih krivulj.	5
Slika 2.3:	Primerjava parametrične in standardne požarne krivulje.	8
Slika 3.1:	Spreminjanje temperaturnega razteznostnega koeficienta s temperaturo.	10
Slika 3.2:	Specifična toplota jekla v odvisnosti od temperature.	11
Slika 3.3:	Toplotna prevodnost jekla v odvisnosti od temperature.	11
Slika 3.4:	Primer časovnega poteka temperature v nezaščitenem in zaščitenem jeklenem elementu med izpostavljenostjo standardni požarni krivulji.	14
Slika 4.1:	Redukcijski koeficienti, navedeni v preglednici 4.1, za napetostno deformacijsko zvezo v jeklu pri povišanih temperaturah.	19
Slika 4.2:	Prikaz štirih delov napetostno deformacijske zveze jekla, kot jih podaja standard SIST EN 1993-1-2 [7].	20
Slika 4.3:	Napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah, brez upoštevanja utrjevanja, za jeklo kvalitete S275, po standardu SIST EN 1993-1-2 [7].	21
Slika 4.4:	Napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah, z upoštevanjem utrjevanja, za jeklo kvalitete S275, po standardu SIST EN 1993-1-2 [7].	23
Slika 4.5:	Temperaturno odvisni parametri $\beta_i$ povzeti po splošni napetostno deformacijski enačbi, ki jo je podal <i>Poh</i> [4].	24
Slika 4.6:	Napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah, z upoštevanjem utrjevanja materiala, za jeklo kvalitete S275, <i>Poh</i> -ova enačba (4.34).	25
Slika 4.7:	Redukcijski faktor napetosti na meji elastičnosti v odvisnosti od temperature, ki jih podajata SIST EN 1993-1-2 [7] ter <i>Poh</i> [4].	26
Slika 5.1:	Prikaz vseh treh faz deformacije viskoznega lezenja jekla pri visokih temperaturah.	27
Slika 5.2:	<i>Harmathy</i> -jev model lezenja jekla s prikazano uporabo <i>Williams-Leir</i> -ovih materialnih parametrov za različne vrste jekla pri napetosti $\sigma = 10 \text{ kN/cm}^2$ .	30
Slika 5.3:	Fizikalni pomen predlaganih parametrov <i>Poh</i> -ovega modela viskoznega lezenja.	31
Slika 5.4:	Prikaz uporabe enačbe (5.14) ter parametrov, ki jih je v svojem delu podal <i>Poh</i> [2].	32
Slika 5.5:	Deformacija viskoznega lezenja jekla kvalitete S275 pri različnih stopnjah napetosti v jeklu, povzeto po literaturi [1].	33
Slika 5.6:	Deformacija viskoznega lezenja jekla kvalitete S355, pri različnih stopnjah napetosti v jeklu pri vrednosti temperature 550 °C, povzeto po literaturi [1].	34
Slika 5.7:	Deformacija viskoznega lezenja jekla kvalitete S355 pri različnih stopnjah napetosti ter vrednosti temperature 800 °C, povzeto po literaturi [6].	36
Slika 7.1:	Računska shema prostoležečega nosilca ter dimenzije jeklenega prečnega prereza v centimetrih.	39
Slika 7.2:	Prikaz časovnega razvoja pomika na sredini nosilca pri štirih različnih računskih primerih konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine v osnovnem programu POZAR (1S, 2S, 3S, 4S) ter v modificiranem programu POZAR (1N, 2N, 3N, 4N).	42
Slika 7.3:	Vertikalni pomik na sredini nosilca pri štirih različnih vrednostih prirastka časa.	43
Slika 7.4:	Eksperimentalne natezne krivulje pridobljene za jeklo kvalitete 50B, <i>Kirby</i> in <i>Preston</i> [5].	43
Slika 7.5:	Računska shema natezne palice ter dimenzije jeklenega prečnega prereza v centimetrih.	44

Slika 7.6:	Eksperimentalne natezne krivulje [5] ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo bilinearnega materialnega modela ter <i>Harmathy</i> -jevega modela lezenja z <i>Williams-Leir</i> -ovimi parametri za jekla Austen 50, A135 ter SM50, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> ter 35 kN/cm <sup>2</sup> .	45
Slika 7.7:	Eksperimentalne natezne krivulje [5], krivulje določene z uporabo materialnega modela, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2 ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo bilinearnega materialnega modela ter <i>Harmathy</i> -jevega modela lezenja ter novih vrednosti parametrov lezenja, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> ter 35 kN/cm <sup>2</sup> .	46
Slika 7.8:	Eksperimentalne natezne krivulje [5] ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo bilinearnega materialnega modela ter <i>Harmathy</i> -jevega modela lezenja in novih vrednosti parametrov lezenja ter dveh različnih vrednosti modula utrjevanja $E_p$ , pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> ter 35 kN/cm <sup>2</sup> .	47
Slika 7.9:	Prikaz uporabljenih štirih delov modificirane <i>Poh</i> -ove napetostno deformacijske zveze jekla v programu POZAR.	48
Slika 7.10:	Parametra $\beta_1$ in $\beta_4$ , navedena v preglednici 7.5, za napetostno deformacijsko zvezo v jeklu pri povišanih temperaturah.	49
Slika 7.11:	Eksperimentalne natezne krivulje [5] ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo modificiranega <i>Poh</i> -ovega materialnega modela ter <i>Harmathy</i> -jevega modela lezenja ter <i>Williams-Leir</i> -ovih vrednosti nastopajočih parametrov za jeklo A135, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> ter 35 kN/cm <sup>2</sup> .	50
Slika 7.12:	Eksperimentalne natezne krivulje [5] ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo modificiranega <i>Poh</i> -ovega materialnega modela ter <i>Harmathy</i> -jevega modela lezenja ter novih vrednosti parametrov lezenja, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> ter 35 kN/cm <sup>2</sup> .	51
Slika 7.13:	Računska shema prostoležečega nosilca ter dimenzije jeklenega prečnega prereza v centimetrih.	52
Slika 7.14:	Vertikalni pomik nosilca v treh obravnavanih primerih ter pri različnih obtežnih razmerjih $\eta$ .	53
Slika 7.15:	Računska shema ravninskega okvirja ter prečni prerez stebra in prečke v centimetrih.	54
Slika 7.16:	Časovni razvoj temperature pri standardni požarni krivulji ter pri hitrem in počasnem razvoju naravnega požara v stebri (polna črta) in prečki (prekinjena črta).	55
Slika 7.17:	Vertikalni pomik na sredini okvirja v treh obravnavanih primerih ter pri obtežnih razmerjih 0,40 (desno) in 0,70 (levo) pri izpostavljenosti standardnem požaru (S).	57
Slika 7.18:	Vertikalni pomik na sredini okvirja v treh obravnavanih primerih ter pri obtežnih razmerjih 0,40 (desno) in 0,70 (levo) pri izpostavljenosti hitremu razvoju požara (H).	58

Slika 7.19: Vertikalni pomik na sredini okvirja v treh obravnavanih primerih ter pri obtežnih razmerjih 0,40 (desno) in 0,70 (levo) pri izpostavljenosti počasnemu razvoju požara (P). 60

## LIST OF TABLES

Table 4.1:	Reduction coefficients $k_{E,T}$ , $k_{y,T}$ and $k_{p,T}$ at selected temperatures $T$ , given in standard SIST EN 1993-1-2 [7].	18
Table 4.2:	Values of the coefficients $\gamma_{ij}$ proposed by <i>Poh</i> [20].	24
Table 5.1:	The values of independent material parameters $c_1 - c_5$ for seven different steel grades, set by <i>Williams-Leir</i> [3] for <i>Harmathy's</i> creep model [10].	30
Table 5.2:	Temperature dependent parameters and the correlation coefficient $R^2$ [6].	35
Table 7.1:	Results of four different uniform beam loading examples in the program POZAR with modified numerical algorithm for calculation of creep strain increment.	41
Table 7.2:	Results of four different uniform beam loading examples in the program POZAR with basic numerical algorithm for calculation of creep strain increment.	41
Table 7.3:	Results of uniformly loaded beam at four different time intervals in the modified version of the program POZAR.	42
Table 7.4:	The value of the constant axial force that causes the same value of stress as used in experiment [5].	44
Table 7.5:	Parameters $\beta_1$ and $\beta_4$ at selected temperatures $T$ , determined on the basis of <i>Poh</i> stress strain relationship at elevated temperatures [20].	49
Table 7.6:	Experimental value of the yield strength $\sigma_y$ at different load ratios $\eta$ and calculated values of the force $F$ [14].	52
Table 7.7:	Recommended values of factor $\psi$ for buildings according to the standard SIST EN 1990 – table A.1.1 [26].	55
Table 7.8:	Results of uniformly loaded planar frame exposed to standard fire (S) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,40..	56
Table 7.9:	Results of uniformly loaded planar frame exposed to standard fire (S) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,70.	56
Table 7.10:	Results of uniformly loaded planar frame exposed to fast natural fire development (H) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,40.	57
Table 7.11:	Results of uniformly loaded planar frame exposed to fast natural fire development (H) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,70.	58
Table 7.12:	Results of uniformly loaded planar frame exposed to slow natural fire development (P) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,40.	59
Table 7.13:	Results of uniformly loaded planar frame exposed to slow natural fire development (P) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,70.	59

## LIST OF FIGURES

Figure 2.1:	The time evolution of natural fire [9].	3
Figure 2.2:	Comparison of nominal fire curves.	5
Figure 2.3:	Comparison of parametric and standard fire curve.	8
Figure 3.1:	Variation of the thermal expansion coefficient with temperature.	10
Figure 3.2:	Heat capacity of steel as a function of temperature.	11
Figure 3.3:	Thermal conductivity of steel as a function of temperature.	11
Figure 3.4:	An example of variation of temperature with time in unprotected and protected steel element during exposure to the standard fire curve.	14
Figure 4.1:	Reduction coefficients listed in table 4.1 for stress-strain-temperature relation for structural steel.	19
Figure 4.2:	Four parts of stress-strain relationship for steel, according to the standard SIST EN 1993-1-2 [7].	20
Figure 4.3:	Stress-strain-temperature curves without consideration of strain hardening for structural steel grade S275, according to the standard SIST EN 1993-1-2 [7].	21
Figure 4.4:	Stress-strain-temperature curves with consideration of strain hardening for structural steel grade S275, according to the standard SIST EN 1993-1-2 [7].	23
Figure 4.5:	Temperature dependent parameters $\beta_i$ from general stress strain equation proposed by <i>Poh</i> [4].	24
Figure 4.6:	Stress-strain-temperature curves with consideration of strain hardening for structural steel grade S275, according to the <i>Poh</i> equation (4.34).	25
Figure 4.7:	Reduction factors for stress at the end of elastic range as a function of temperature according to standard SIST EN 1993-1-2 [7] and <i>Poh</i> [4].	26
Figure 5.1:	Creep strain passing through three phases at elevated temperatures.	27
Figure 5.2:	<i>Harmathy's</i> creep model shown with the use of proposed <i>Williams-Leir</i> material parameters for different steel grades at stress level $\sigma = 10 \text{ kN/cm}^2$ .	30
Figure 5.3:	Physical significance of the proposed <i>Poh</i> parameters for the creep model.	31
Figure 5.4:	The usage of equation (5.14) and the parameters that were presented by <i>Poh</i> [2].	32
Figure 5.5:	Creep strain at various stages of stress in the steel grade S275, taken from the literature [1].	33
Figure 5.6:	Creep strain at various stages of stress in the steel grade S355 at temperature 550 °C, taken from the literature [1].	34
Figure 5.7:	Creep strain at various stages of stress in the steel grade S355 at temperature 800 °C, taken from the literature [6].	36
Figure 7.1:	Numerical simply supported beam model and applied steel cross section in centimeters.	39
Figure 7.2:	The time evolution of displacements in the middle of the beam for four different uniform loading examples in the basic version of program POZAR (1S, 2S, 3S, 4S) and in the modified version of program (1N, 2N, 3N, 4N).	42
Figure 7.3:	Vertical displacement in the middle of the beam at four different values of time increment.	43
Figure 7.4:	Tensile experimental curves for steel grade 50B, <i>Kirby</i> and <i>Preston</i> [5].	43
Figure 7.5:	Numerical tensile beam model and applied steel cross section in centimeters.	44
Figure 7.6:	Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from bilinear material model and proposed <i>Harmathy</i> creep model with usage of	45



	<i>Williams-Leir</i> creep parameters for steel grades Austen 50, A135 and SM50 for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> and 35 kN/cm <sup>2</sup> .	
Figure 7.7:	Tensile experimental curves for steel grade 50B [5], curves derived from material model proposed in standard SIST EN 1993-1-2 and tensile curves derived from bilinear material model and proposed creep model by <i>Harmathy</i> with usage of new creep parameters for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> and 35 kN/cm <sup>2</sup> .	46
Figure 7.8:	Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from bilinear material model and creep model proposed by <i>Harmathy</i> with usage of new creep parameters and two different values of strain hardening module for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> and 35 kN/cm <sup>2</sup> .	47
Figure 7.9:	Four parts of modified <i>Poh</i> stress-strain relationship for steel used in program POZAR.	48
Figure 7.10:	Parameters $\beta_1$ and $\beta_4$ listed in table 7.5 for stress-strain-temperature relation for structural steel.	49
Figure 7.11:	Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from modified <i>Poh</i> material model and creep model proposed by <i>Harmathy</i> with usage of <i>Williams-Leir</i> creep parameters for steel grade A135 for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> and 35 kN/cm <sup>2</sup> .	50
Figure 7.12:	Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from modified <i>Poh</i> material model and proposed creep model by <i>Harmathy</i> with usage of new creep parameters for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm <sup>2</sup> , 5 kN/cm <sup>2</sup> , 10 kN/cm <sup>2</sup> , 15 kN/cm <sup>2</sup> , 20 kN/cm <sup>2</sup> , 25 kN/cm <sup>2</sup> , 30 kN/cm <sup>2</sup> and 35 kN/cm <sup>2</sup> .	51
Figure 7.13:	Simply supported numerical beam model and applied steel cross section in centimeters.	52
Figure 7.14:	Vertical displacement in three different cases and at different load ratios $\eta$ .	53
Figure 7.15:	Numerical planar frame model and applied steel column and beam cross sections in centimeters.	54
Figure 7.16:	The temperature evolution at the standard fire curve and at fast and slow natural fire development in column (full line) and beam (dotted line).	55
Figure 7.17:	Vertical displacement in the middle of the frame in three different cases at load ratios 0,40 (right) and 0,70 (left), exposed to standard fire (S).	57
Figure 7.18:	Vertical displacement in the middle of the frame in three different cases at load ratios 0,40 (right) and 0,70 (left), exposed to fast natural fire development (H).	58
Figure 7.19:	Vertical displacement in the middle of the frame in three different cases at load ratios 0,40 (right) and 0,70 (left), exposed to slow natural fire development (P).	60

Ta stran je namenoma prazna.

## 1 UVOD

Pri projektiranju gradbenih konstrukcij je bistvenega pomena zagotovitev varnosti človeških življenj. Pri tem moramo v primeru požara zagotoviti ustrezno nosilnost konstrukcije za varno evakuacijo ljudi ter za varno gašenje oz. omejitev požara. V tem magistrskem delu bomo obravnavali vpliv požarne obtežbe na jekleno nosilno konstrukcijo. Znano je, da se z naraščanjem temperature zmanjša nosilnost konstrukcijskega jekla. Tako se pri temperaturi 200 °C nosilnost konstrukcijskega jekla zmanjša za 15 %, pri temperaturi do 400 °C pa za 45 %. Pri temperaturi 800 °C ima konstrukcijsko jeklo le še 20 % nosilnosti pri sobni temperaturi. Poleg zmanjšanja nosilnosti konstrukcijskega jekla se pri temperaturi nad 400 °C v jeklu pojavi viskozno lezenje, kar zelo poveča deformabilnost konstrukcije. Posebno težavo pri modeliranju jeklenih konstrukcij predstavlja določitev oziroma modeliranje viskoznih deformacij, saj le-te po velikosti težko ločimo od plastičnih. Posledično so tudi tovrstni eksperimenti zelo zahtevni in redki [1, 2, 3, 4, 5, 6].

Pri računu požarne odpornosti jeklene konstrukcije z naprednimi metodami lahko viskozno lezenje jekla pri povišanih temperaturah upoštevamo implicitno ali eksplicitno. Implicitni model podaja tudi standard SIST EN 1993-1-2 [7]. Značilnost teh modelov je, da je viskozni del deformacij že zajet v napetostno-deformacijski zvezi jekla pri povišanih temperaturah. Pri eksplicitnih modelih [1, 2, 3, 6] pa sta viskozna deformacija in plastična deformacija jekla pri povišanih temperaturah podani ločeno. V strokovni literaturi zasledimo različne matematične modele viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah, ki ločeno opisujejo mehanske in viskozne deformacije jekla pri povišanih temperaturah [1, 2, 3, 6].

Med napredne računalniške programe za analizo požarne odpornosti jeklenih konstrukcij v slovenskem prostoru spada program POZAR. Razvit je bil kot del računalniškega programa NFIRA [8], podrobneje pa je predstavljen v diplomski nalogi T. Hozjana [9]. Računalniški program POZAR je zasnovan tako, da je mehanska analiza jeklenih okvirjev obravnavana nepovezano in ločeno od temperaturne analize.

### 1.1 Opredelitev problema

Vedenje o modeliranju požarov ter obnašanju konstrukcij v primeru povišanih temperatur je v zadnjem času zelo napredovalo. Kljub temu pa opažamo veliko nejasnosti na področju modeliranja pojava viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah. Program POZAR, ki ga bomo v tem magistrskem delu uporabljali kot referenčni program, pri izračunu deformacije viskoznega lezenja jekla uporablja *Hamathy*-jev model viskoznega lezenja [10] ter materialne parametre, ki jih je leta 1983 podal kanadski raziskovalec *Williams-Leir* [3], ki pa niso določeni za konstrukcijska jekla. Omenjeni model je bil predstavljen v okviru doktorske disertacije S. Srpčiča [11]. V magistrskem delu bomo dopolnili računalniški program POZAR z izboljšanimi modeli viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah, ki so razviti predvsem za konstrukcijska jekla. Hkrati pa bomo optimizirali tudi inkrementno-iteracijski numerični algoritem, ki ga za požarno analizo uporablja računalniški program POZAR.

## 1.2 Namen in cilj magistrskega dela

Glavni cilj magistrskega dela je izdelati pregled literature na področju matematičnega modeliranja viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah ter s parametričnimi študijami ugotoviti, kateri od znanih modelov najboljše opiše obnašanje jekla pri povišanih temperaturah med požarom. V ta namen bomo izpopolnili obstoječi program POZAR.

Dodatni namen magistrskega dela je tudi računska optimizacija inkrementno–iteracijskega numeričnega algoritma, ki ga uporablja program POZAR. S tem namenom bomo prirastke viskozne deformacije jekla pri povišanih temperaturah določili z napetostmi iz začetka inkrementa in ne konca.

## 1.3 Struktura magistrskega dela

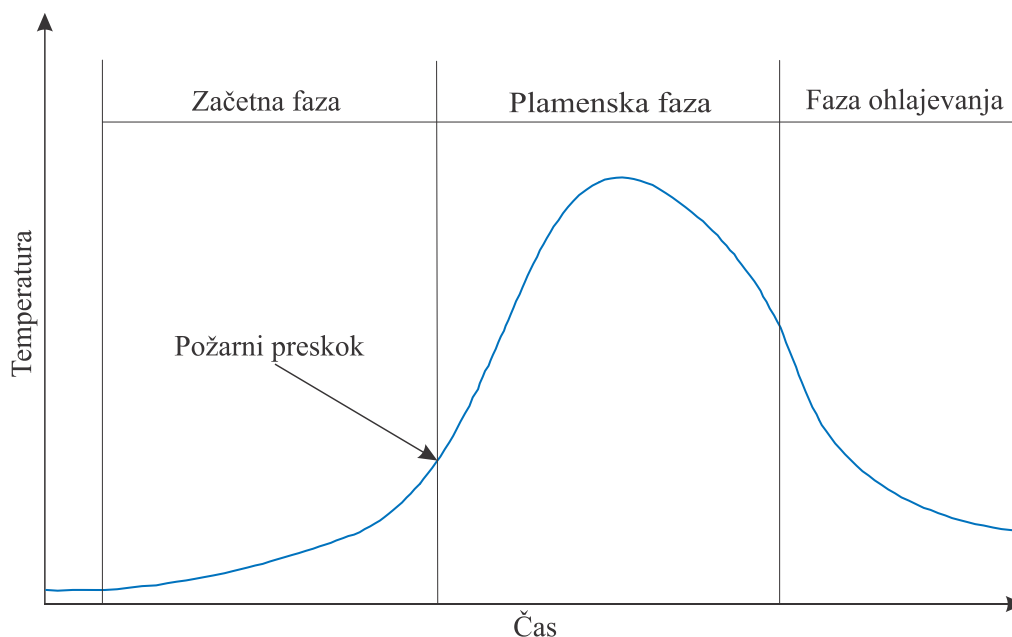
Požarno analizo jeklenih konstrukcij lahko razdelimo v tri matematično nepovezane faze. V prvi fazi določimo razvoj temperature po požarnem prostoru, za kar lahko uporabimo požarne krivulje. Te so podrobneje predstavljene v poglavju 2. V drugi fazi analize sledi določitev časovne in prostorske razporeditve temperature po jekleni konstrukciji. V magistrskem delu bi za to lahko uporabili program HEATKO, ki je bil izdelan na KM FGG leta 2009 [12]. Ker pa v magistrskem delu analiziramo le jeklene konstrukcije s tankostenskimi prečnimi prerezi, bomo v poglavju 3 detajlno predstavili tudi poenostavljen postopek določanja razvoja temperature po jeklenem prerezu, ki je podan v standardih SIST EN 1991-1-2 [13] in SIST EN 1993-1-2 [7]. Omenjeni postopek bomo v delu uporabili za izračun razvoja temperatur po jeklenem elementu. V zadnji, tretji, fazi analize pa bomo določili mehanski odziv jeklene konstrukcije na hkraten vpliv mehanske in temperaturne obtežbe. Ta del analize je predstavljen v poglavju 4. V naslednjem poglavju sledi pregled modelov viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah in njihova podrobnejša predstavitev. V poglavju 6 predstavimo računalniški program POZAR, s katerim zaključimo teoretični del magistrskega dela.

V drugem delu magistrskega dela, ki je praktično naravnano in obsega le nekoliko daljše poglavje 7, bomo računalniški program POZAR dopolnili z modificiranim numeričnim algoritmom za določitev prirastkov viskoznih deformacij lezenja jekla pri povišanih temperaturah in natančnost le-tega. Nato bomo na osnovi eksperimentalnih podatkov Kirby-ja in Preston-a [5] določili nove vrednosti parametrov viskoznega lezenja konstrukcijskega jekla, ki nastopajo v Harmathy-jevem modelu. Te parametre bomo določili z uporabo bilinearnega ter modificiranega Poh-ovega materialnega modela. Nadalje bomo na podlagi eksperimentalnih podatkov Rubert-a in Schaumann-a [14] za temperaturno obremenjen upogibni jekleni nosilec validirali natančnost novo določenih vrednosti parametrov viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah. Na koncu poglavja bomo analizirali vpliv novo določenih vrednosti materialnih parametrov Harmathy-jevega modela viskoznega lezenja jekla na obnašanje jeklenih okvirjev med požarom. Primerjavo bomo prikazali pri uporabi standardne požarne krivulje ter naravnega požara s hitrim in počasnim naraščanjem temperatur v požarnem prostoru. Analizo bomo predstavili na jeklenem okvirju, ki so ga A. Treven in sodelavci uporabili v delu [15].

## 2 RAČUN TEMPERATURE OKOLJA

Požar je naravni proces, ki je nepredvidljiv in odvisen od številnih dejavnikov, zaradi česar ga je tudi težko matematično opisati. Temperatura okolja se med realnim požarom spreminja po času kot tudi po prostoru, njegov potek pa lahko razdelimo na tri glavne faze, kar skupaj predstavlja **požarni scenarij**, prikazan na sliki 2.1:

- **Začetna faza**, v kateri se požar z mesta nastanka širi na ves požarni prostor. Za to fazo je značilna neenakomerna razporeditev temperature po prostoru, ki je odvisna od lastnosti, količine in razporeditve gorljivega materiala.
- Sledi **faza razvitega požara** ali **plamenska faza**. Značilna točka prehoda iz začetne v plamensko fazo se imenuje požarni preskok oziroma »flash over«, ki predstavlja prehod v stanje, ko ogenj zajame celotno površino vseh gorljivih snovi v prostoru. Za to fazo je značilno, da nastopi, ko temperatura zraka oziroma dimnih plinov pod stropom doseže vrednosti med 500 °C in 600 °C. Temperature so praktično konstantne po prostoru in se gibljejo med 600 °C in 1200 °C, kar je odvisno od vrste gorljivega materiala, prezračevanja ter lastnosti obodne konstrukcije.
- Nazadnje nastopi **faza ohlajevanja**. Za to fazo je značilno, da nastopi, ko večina gorljivega materiala zgore. V tej fazi prevladuje tlenje, temperatura pada, dokler se okolje požarnega prostora ne ohladi na sobno temperaturo.



Slika 2.1: Časovni razvoj naravnega požara [9].

Figure 2.1: The time evolution of natural fire [9].

Analitično obravnavanje razvoja temperature po prostoru med požarom je zapletena naloga, tako da so v praksi razviti različni pristopi. Najenostavnejši način določanja razvoja temperature po prostoru je z uporabo nazivnih požarnih krivulj, ki ne upoštevajo faze ohlajevanja ter so med drugim navedene tudi v standardu SIST EN 1991-1-2 [13]. Na drugi strani pa imamo natančne modele naravnih požarov, s katerimi simuliramo dejanski potek požara v prostoru. V nadaljevanju predstavimo postopke določanja različnih požarnih krivulj znotraj požarnega sektorja.

## 2.1 Nazivne požarne krivulje

### 2.1.1 Standardna požarna krivulja

Standardna požarna krivulja predstavlja model polno razvitega požara v sektorju in je podana v standardu SIST EN 1991-1-2 [13]:

$$T_g = 20 + 345 \cdot \log_{10}(8t + 1), \quad (2.1)$$

kjer sta:

$T_g$  temperatura plinov v požarnem sektorju [°C],

$t$  čas [min].

Pri tem standard SIST EN 1991-1-2 predpisuje vrednost koeficienta prenosa toplote s konvekcijo  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

### 2.1.2 Požarna krivulja zunanjega požara

Požarna krivulja zunanjega požara je podana v standardu SIST EN 1991-1-2 [13]:

$$T_g = 660 \cdot (1 - 0,687 \cdot e^{-0,32t} - 0,313 \cdot e^{-3,8t}) + 20, \quad (2.2)$$

kjer sta:

$T_g$  temperatura plinov v okolici elementa [°C],

$t$  čas [min].

Koeficient prenosa toplote s konvekcijo  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

### 2.1.3 Ogljikovodikova požarna krivulja

Ogljikovodikova požarna krivulja opisuje gorenje ogljikovodikov in je podana z izrazom [13]:

$$T_g = 1080 \cdot (1 - 0,325 \cdot e^{-0,167t} - 0,675 \cdot e^{-2,5t}) + 20, \quad (2.3)$$

kjer sta:

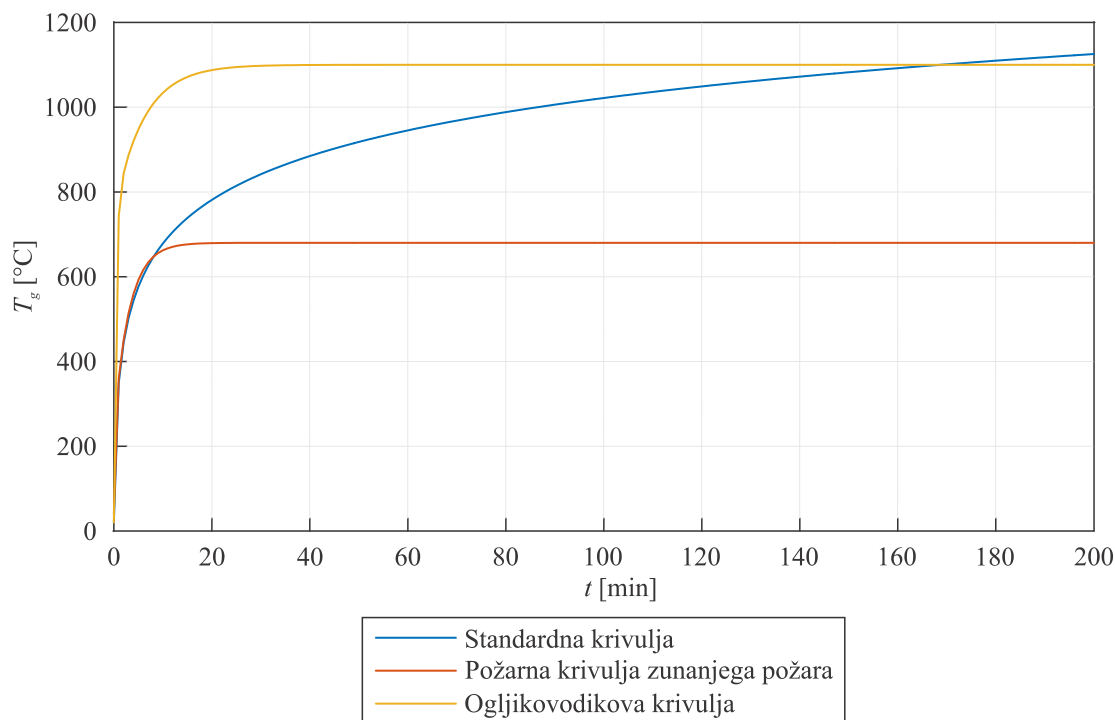
$T_g$  temperatura plinov v požarnem sektorju [°C],

$t$  čas [min].

Koeficient prenosa toplote s konvekcijo  $\alpha_c = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

### 2.1.4 Primerjava nazivnih požarnih krivulj

Na sliki 2.2 prikazujemo primerjavo med nazivnimi požarnimi krivuljami. Temperatura najhitreje narašča pri ogljikovodikovi krivulji, kjer pri času 20 min doseže vrednost 1100 °C. Temperatura pri standardni in požarni krivulji zunanjega požara narašča z enako hitrostjo do vrednosti okoli 700 °C. Požarna krivulja zunanjega požara tu doseže maksimum, medtem ko standardna požarna krivulja doseže temperaturo 1000 °C pri času okoli 90 min.



Slika 2.2: Primerjava nazivnih požarnih krivulj.  
Figure 2.2: Comparison of nominal fire curves.

## 2.2 Modeli naravnih požarov

### 2.2.1 Poenostavljen požarni model

Poenostavljeni požarni modeli temeljijo na posebnih fizikalnih parametrih, ki imajo omejeno možnost uporabe. Delimo jih na sektorske požare, kjer se po prostoru predpostavlja enakomerna porazdelitev temperature kot funkcije časa ter na lokalizirane požare, kjer se predpostavlja neenakomerna porazdelitev temperature kot funkcije časa. Kot navaja standard SIST EN 1991-1-2 [13] je potrebno pri uporabi poenostavljenih požarnih modelov za konvekcijski prestopni koeficient uporabiti vrednost  $\alpha_c = 35 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

#### 2.2.1.1 Sektorski požari

Temperaturo plinov je potrebno določiti na podlagi fizikalnih parametrov, ki upoštevajo vsaj gostoto požarne obtežbe in pogoje prezračevanja. Parametrične požarne krivulje so ena izmed metod izračuna temperature plinov v prostoru in se določijo na podlagi naslednjih parametrov [13]:

- projektni vrednosti gostote požarne obtežbe  $q_{f,d}$  za površino tal  $A_f$ ;
- faktorju odprtin  $O$ :

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{eq}}}{A_t}, \quad (2.4)$$

kjer so:

$A_v$  celotna površina navpičnih odprtih v vseh stenah [ $\text{m}^2$ ],

$h_{eq}$  uteženo povprečje višin oken v vseh stenah [ $\text{m}$ ],

$A_t$  celotna površina oboda (stene, stropi in tla, vključno z odprtinami) [ $\text{m}^2$ ];

- toplotnih lastnosti oboda požarnega sektorja  $b$ :

$$b = \sqrt{\rho c \lambda}, \quad (2.5)$$

kjer so:

- $\rho$       gostota ločilnega oboda [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ],
- $c$       specifična toplota ločilnega oboda [ $\text{J}/\text{kgK}$ ],
- $\lambda$       toplotna prevodnost ločilnega oboda [ $\text{W}/\text{mK}$ ].

Parametrične krivulje, ki jih predpisuje standard SIST EN 1991-1-2 [13], veljajo za požarne sektorje s talno površino do  $500 \text{ m}^2$  brez odprtih v stropu in z največjo višino sektorja 4 m, pri čemer se predpostavlja, da požarna obtežba sektorja v celoti zgori. Poleg tega morajo biti izpolnjeni še naslednji pogoji:

- $100 \leq b \leq 2200 \text{ [J}/\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K}]$ ,
- $0,02 \leq O \leq 0,20 \text{ [m}^{0,5}]$ ,
- $50 \leq q_{t,d} \leq 1000 \text{ [MJ}/\text{m}^2]$ .

Požarna krivulja v fazi segrevanja je v standardu SIST EN 1991-1-2 [13] podana z naslednjo enačbo:

$$T_g = 20 + 1325 \cdot (1 - 0,324 \cdot e^{-0,2t^*} - 0,204 \cdot e^{-1,7t^*} - 0,472 \cdot e^{-19t^*}), \quad (2.6)$$

kjer je:

$t^*$       reducirani čas [h],

$$t^* = t \cdot \Gamma, \quad (2.7)$$

$$\Gamma = \frac{\left[\frac{O}{b}\right]^2}{\left[\frac{0,04}{1160}\right]^2}. \quad (2.8)$$

V primeru, da je  $\Gamma = 1$ , se požarna krivulja v fazi segrevanja približa standardni požarni krivulji podani v poglavju 2.1.1. V fazi segrevanja nastopi najvišja temperatura  $T_{max}$  pri  $t^* = t_{max}^*$ :

$$t_{max}^* = t_{max} \cdot \Gamma, \quad (2.9)$$

$$t_{max} = \max\left[\left(0,2 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{q_{t,d}}{O}\right); t_{lim}\right], \quad (2.10)$$

$$q_{t,d} = q_{f,d} \cdot \frac{A_f}{A_t}, \quad (2.11)$$

kjer so:

$q_{t,d}$       projektna vrednost gostote požarne obtežbe za celotno površino oboda  $A_t$  [ $\text{MJ}/\text{m}^2$ ],

$q_{f,d}$       projektna vrednost gostote požarne obtežbe za površino tal  $A_f$  [ $\text{MJ}/\text{m}^2$ ],

$t_{lim}$       hitrost razvoja požara [h],

$$t_{lim} = \begin{cases} 25 \text{ min; počasen razvoj požara} \\ 20 \text{ min; srednje hiter razvoj požara} \\ 15 \text{ min; hiter razvoj požara} \end{cases}$$

Kadar je  $t_{max} = t_{lim}$ , se  $t$ , uporabljen v enačbi (2.6), nadomesti s:

$$t^* = t \cdot \Gamma_{lim}, \quad (2.12)$$

$$\Gamma_{lim} = \frac{\left[\frac{O_{lim}}{b}\right]^2}{\left[\frac{0,04}{1160}\right]^2}, \quad (2.13)$$

kjer je:



$$O_{lim} = 0,1 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{q_{t,d}}{t_{lim}} \quad (2.14)$$

Če je  $O > 0,04$ ,  $q_{t,d} < 75$  in  $b < 1160$ , mora biti  $\Gamma_{lim}$  v enačbi (2.13) pomnožen s  $k$ , podanim v izrazu:

$$k = 1 + \left( \frac{O-0,04}{0,04} \right) \cdot \left( \frac{q_{t,d}-75}{75} \right) \cdot \left( \frac{1160-b}{1160} \right). \quad (2.15)$$

Požarna krivulja **za fazo ohlajevanja** je v standardu SIST EN 1991-1-2 [13] podana z enačbo:

$$T_g = T_{max} - 625(t^* - t_{max}^* \cdot x) \quad \text{za } t_{max}^* \leq 0,5, \quad (2.16)$$

$$T_g = T_{max} - 250(3 - t_{max}^*)(t^* - t_{max}^* \cdot x) \quad \text{za } 0,5 < t_{max}^* < 2, \quad (2.17)$$

$$T_g = T_{max} - 250(t^* - t_{max}^* \cdot x) \quad \text{za } t_{max}^* \geq 2, \quad (2.18)$$

kjer so:

$$t^* = t \cdot \Gamma, \quad (2.19)$$

$$t_{max}^* = \left( 0,2 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{q_{t,d}}{O} \right) \cdot \Gamma, \quad (2.20)$$

$$x = \begin{cases} 1,0 & \text{če je } t_{max} > t_{lim} \\ t_{lim} \cdot \frac{\Gamma}{t_{max}^*} & \text{če je } t_{max} = t_{lim} \end{cases} \quad (2.21)$$

### 2.2.1.2 Lokalizirani požari

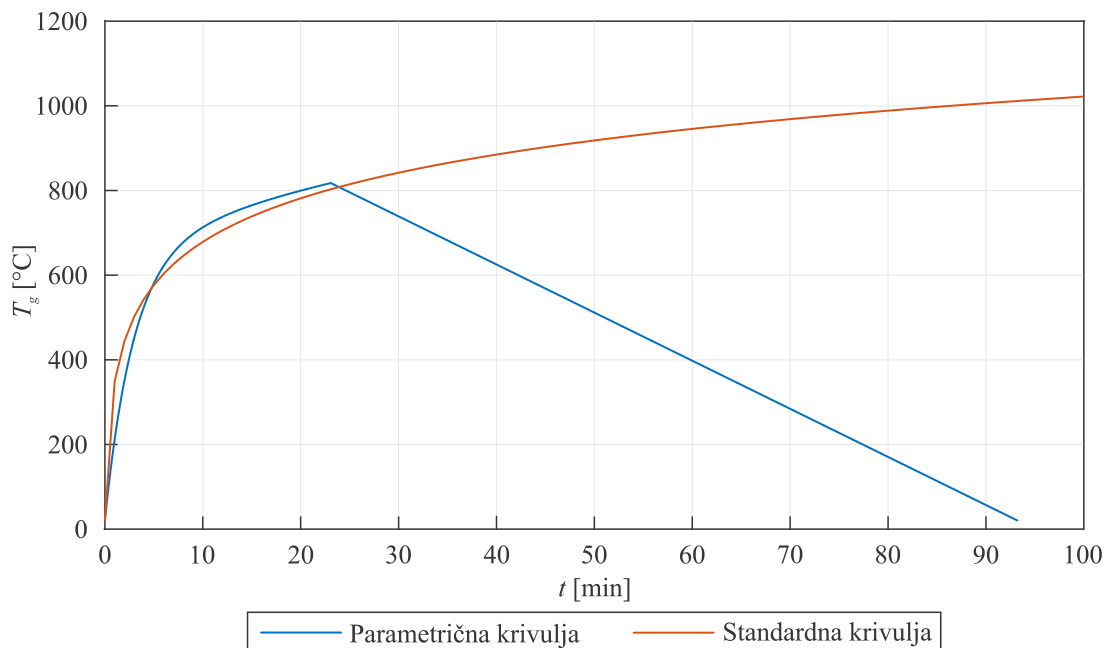
V primeru, da ni velikih možnosti za izbruh požara v celotnem sektorju, je potrebno privzeti toplotne vplive lokaliziranega požara, kar predpostavimo z neenakomerno porazdelitvijo temperature po prostoru. V nadaljevanju magistrskega dela obravnavamo le sektorske požare, medtem ko je metoda izračuna lokaliziranih požarov natančno opisana v standardu SIST EN 1991-1-2 [13] in je tukaj podrobneje ne predstavljamo.

### 2.2.1.3 Primerjava med parametrično in standardno požarno krivuljo

Na sliki 2.3 prikazujemo primerjavo med parametrično in standardno požarno krivuljo. Parametrična krivulja je odvisna od različnih parametrov, kot so dimenzije požarnega sektorja, površina odprtin, projektna vrednost gostote požarne obtežbe ter fizikalne lastnosti ločilnega oboda požarnega sektorja, medtem ko je standardna krivulja vedno enaka. Parametrična krivulja za razliko od standardne zajema poleg faze ogrevanja tudi fazo ohlajanja, s čimer je simuliran časovni razvoj realnega požara.

Primer parametrične krivulje, prikazane na sliki 2.3, je določen za požarni sektor v izmeri 10 m dolžine, 8 m širine ter 4 m višine. Požarni sektor vsebuje le eno odprtino širine 4 m in višine 3 m. Projektna vrednost gostote požarne obtežbe  $q_{f,d}$  znaša  $500 \text{ MJ/m}^2$ . Ločilni obod požarnega sektorja ima naslednje fizikalne lastnosti: gostota  $\rho$  znaša  $2300 \text{ kg/m}^3$ , specifična toplota  $c$  znaša  $980 \text{ J/kgK}$ , toplotna prevodnost  $\lambda$  pa  $1,6 \text{ W/mK}$ . Razvoj požara je srednje hiter.

Za dano geometrijo znaša najvišja dosežena temperatura parametrične krivulje okoli  $820 \text{ }^\circ\text{C}$  pri času 23 min. Nakar temperatura v požarnem sektorju začne padati ter pri času 93 min doseže sobno temperaturo. Pri standardni krivulji temperatura ves čas narašča, pri času 23 min doseže vrednost okoli  $800 \text{ }^\circ\text{C}$ , pri času 93 min pa doseže vrednost okoli  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ .



Slika 2.3: Primerjava parametrične in standardne požarne krivulje.

Figure 2.3: Comparison of parametric and standard fire curve.

### 2.2.2 Točnejši požarni model

Točnejši požarni modeli upoštevajo lastnosti plinov, izmenjavo mase in energije. V razpoložljivih računskih metodah so po navadi vključeni iterativni postopki, saj analitični izrazi zaradi zapletenosti problema niso mogoči.

Pri točnejših požarnih modelih se uporablja eden izmed naslednjih modelov navedenih v standardu SIST EN 1991-1-2 [13]:

- **enoconski model**, ki predpostavlja enakomerno časovno odvisno porazdelitev temperature po sektorju,
- **dvoconski model**, ki predpostavlja zgornjo plast s časovno odvisno debelino in časovno odvisno enakomerno temperaturo ter tudi spodnjo plast s časovno odvisno enakomerno in nižjo temperaturo,
- **hidrodinamični računski model**, ki podaja časovno in prostorsko odvisen razvoj temperature v sektorju.

### 3 RAČUN TEMPERATURE V JEKLENIH ELEMENTIH KONSTRUKCIJE

Ko imamo določeno temperaturo plinov v požarnem sektorju  $T_g$  lahko izračunamo neto toplotni tok  $\dot{h}_{net}$  [ $W/m^2$ ], preko katerega določimo temperaturo v zaščitenih ali nezaščitenih jeklenih elementih konstrukcije.

#### 3.1 Toplotne lastnosti jekla pri visokih temperaturah

Toplotne lastnosti jekla, ki se spreminjajo s temperaturo so:

- relativni temperaturni raztezek jekla,
- specifična toplota jekla  $c_a$  ter
- toplotna prevodnost jekla  $\lambda_a$ .

##### 3.1.1 Spreminjanje relativnega temperaturnega raztezka jekla

Vsaka snov se pri segrevanju razteza, pri ohlajanju pa krči. Pri jeklu opiše to raztezanje oz. krčenje temperaturni raztezostni koeficient  $\alpha_T$ , ki je odvisen od temperature. Standard SIST EN 1993-1-2 [7] določi relativni temperaturni raztezek jekla na naslednji način:

- za  $20\text{ °C} \leq T_a < 750\text{ °C}$ :

$$D_T = 1,2 \cdot 10^{-5} T_a + 0,4 \cdot 10^{-8} T_a^2 - 2,416 \cdot 10^{-4}, \quad (3.1)$$

- za  $750\text{ °C} \leq T_a \leq 860\text{ °C}$ :

$$D_T = 1,1 \cdot 10^{-2}, \quad (3.2)$$

- za  $860\text{ °C} < T_a \leq 1200\text{ °C}$ :

$$D_T = 2 \cdot 10^{-5} T_a - 6,2 \cdot 10^{-3}. \quad (3.3)$$

Za praktične primere se lahko uporabi poenostavljena linearna odvisnost temperaturnih raztezkov:

$$\Delta D_T = \alpha_T \Delta T. \quad (3.4)$$

Vrednost koeficienta  $\alpha_T$  za konstrukcijska jekla znaša med  $1,2 \cdot 10^{-5} / \text{°C}$  ter  $1,4 \cdot 10^{-5} / \text{°C}$ .

Spreminjanje relativnega temperaturnega raztezanja jekla je podrobneje preučil tudi *Poh* [16] in podal splošno enačbo za temperaturno deformacijo:

$$D_T = \frac{1}{2} (\alpha_1 + \alpha_N) (T_a - \theta_0) + \frac{1}{2} \sum_{i=2}^N (\alpha_{i-1} - \alpha_i) (\theta_{i-1} - |T - \theta_0 - \theta_{i-1}|), \quad (3.5)$$

kjer so  $\alpha_i$  raztezostni koeficienti, ki predstavljajo naklon posameznih linearnih odsekov,  $\theta_i$  pa temperature, pri katerih se naklon linearnih odsekov spremeni. Enačba (3.5) je primerna za modeliranje temperaturne deformacije večine materialov, kar dosežemo s primerno izbiro linearnih delov krivulje, ki opisuje širjenje materiala pri segrevanju. Na podlagi opazovanja eksperimentalnih rezultatov lahko temperaturno deformacijsko krivuljo konstrukcijskega jekla opišemo s štirimi linearnimi deli, kot predlaga *Poh* [16]. Tako je določil povprečne vrednosti nastopajočih koeficientov, ki smo jih mi nato uporabili pri modeliranju temperaturno deformacijske krivulje [16]:

$$\alpha_1 = 12,546 \cdot 10^{-6} / \text{°C},$$

$$\alpha_2 = 15,470 \cdot 10^{-6} / \text{°C},$$

$$\alpha_3 = -8,593 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C},$$

$$\alpha_4 = 21,297 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C},$$

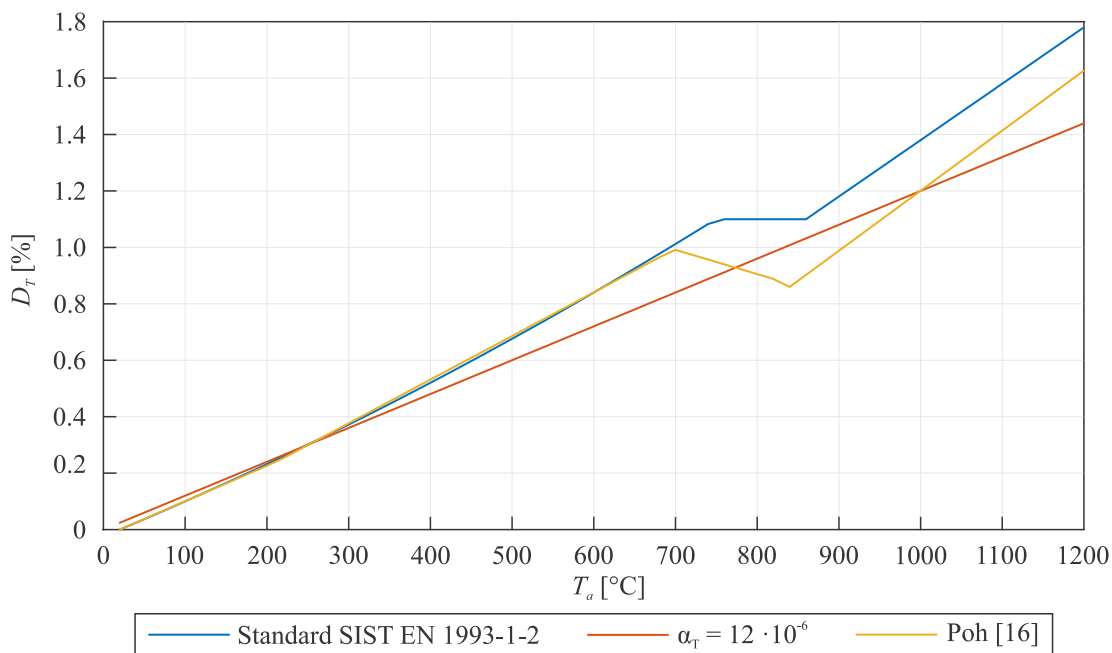
$$\theta_0 = 20 \text{ } ^\circ\text{C},$$

$$\theta_1 = 214,24 \text{ } ^\circ\text{C},$$

$$\theta_2 = 698,47 \text{ } ^\circ\text{C},$$

$$\theta_3 = 829,50 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Slika 3.1 prikazuje naraščanje temperaturne deformacije določene, tako s splošno enačbo podano v standardu SIST EN 1993-1-2, kot poenostavljeno enačbo ter enačbo, ki jo je podal *Poh* [16].



Slika 3.1: Spreminjanje temperaturnega razteznostnega koeficienta s temperaturo.

Figure 3.1: Variation of the thermal expansion coefficient with temperature.

### 3.1.2 Spreminjanje specifične toplote jekla

Spreminjanje specifične toplote jekla  $c_a$  [J/kgK] z višanjem temperature  $T_a$  standard SIST EN 1993-1-2 [7] določa na naslednji način:

- za  $20 \text{ } ^\circ\text{C} \leq T_a < 600 \text{ } ^\circ\text{C}$ :

$$c_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} T_a - 1,69 \cdot 10^{-3} T_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} T_a^3, \quad (3.6)$$

- za  $600 \text{ } ^\circ\text{C} \leq T_a < 735 \text{ } ^\circ\text{C}$ :

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - T_a}, \quad (3.7)$$

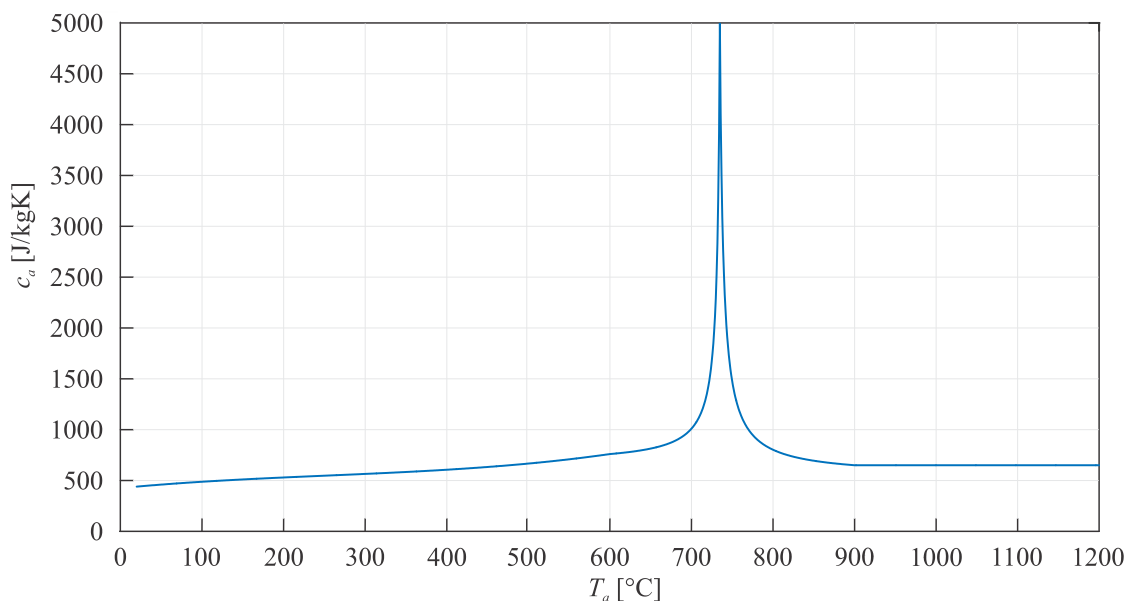
- za  $735 \text{ } ^\circ\text{C} \leq T_a < 900 \text{ } ^\circ\text{C}$ :

$$c_a = 545 + \frac{17820}{T_a - 731}, \quad (3.8)$$

- za  $900 \text{ } ^\circ\text{C} \leq T_a \leq 1200 \text{ } ^\circ\text{C}$ :

$$c_a = 650, \quad (3.9)$$

kjer je  $T_a$  temperatura jekla v °C.



Slika 3.2: Specifična toplota jekla v odvisnosti od temperature.  
Figure 3.2: Heat capacity of steel as a function of temperature.

### 3.1.3 Spreminjanje toplotne prevodnosti jekla

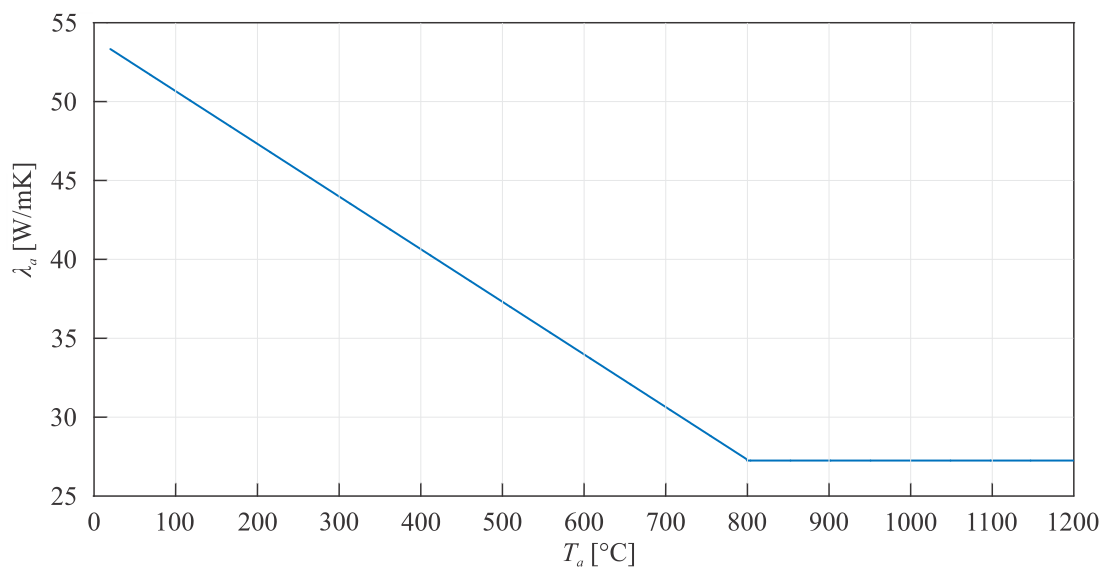
Spreminjanje toplotne prevodnosti jekla  $\lambda_a$  [W/mK] zaradi naraščanja temperature standard SIST EN 1993-1-2 [7] določa na naslednji način:

- za  $20\text{ °C} \leq T_a < 800\text{ °C}$ :

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} T_a, \quad (3.10)$$

- za  $800\text{ °C} \leq T_a \leq 1200\text{ °C}$ :

$$\lambda_a = 27,3. \quad (3.11)$$



Slika 3.3: Toplotna prevodnost jekla v odvisnosti od temperature.  
Figure 3.3: Thermal conductivity of steel as a function of temperature.

### 3.2 Toplotni vplivi pri temperaturni analizi

Med požarom poteka prenos toplote iz okolja na konstrukcijo in obratno na naslednje načine:

- **Sevanje** je proces, pri katerem se energija med telesi prenaša z elektromagnetnim valovanjem. Telo sprejme takšno količino energije, kakršno določa koeficient absorptivnosti  $\alpha_r$ . Kolikšen delež energije, glede na absolutno črno telo, seva obravnavano telo z določeno površinsko temperaturo, nam pove emisivnost površine elementa  $\varepsilon_m$ . Sevanje postane prevladujoči del prenosa toplote v poznejših fazah požara.
- **Konvekcija** je proces, pri katerem se toplota »pretaka« po mediju ter s tem segreva obravnavano telo. V primeru požara je medij praviloma zrak. Konvekcija je pomembna za prenos toplote v začetni fazi požara.
- **Kondukcija** je proces, pri katerem se toplota prenaša po trdnem telesu. Toplotni tok se pojavi zaradi razlike v temperaturi med dvema delcema znotraj telesa, kjer molekule z višjo temperaturo med gibanjem oddajajo temperaturo delcem z nižjo temperaturo. Hitrost toplotnega toka je odvisna od koeficienta toplotne prevodnosti  $\lambda$  in sicer večji kot je, hitrejši bo toplotni tok.

Toplotni vplivi so navedeni z neto toplotnim tokom  $\dot{h}_{net}$  [W/m<sup>2</sup>] skozi površino elementa. Na površini, ki je izpostavljena ognju, je potrebno neto toplotni tok  $\dot{h}_{net}$  določiti ob upoštevanju prenosa toplote s konvekcijo in sevanjem, kot podaja standard SIST EN 1991-1-2 [13]:

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r}, \quad (3.12)$$

kjer sta:

$\dot{h}_{net,c}$  konvekcijski del neto toplotnega toka [W/m<sup>2</sup>],

$\dot{h}_{net,r}$  sevalni del neto toplotnega toka [W/m<sup>2</sup>].

**Konvekcijski del** neto toplotnega toka se določi z enačbo:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \cdot (T_g - T_a), \quad (3.13)$$

kjer so:

$\alpha_c$  prestopni koeficient [W/m<sup>2</sup>K],

$T_g$  temperatura plinov v okolici požaru izpostavljenega elementa [°C],

$T_a$  temperatura površine elementa [°C].

Sevalni del neto toplotnega toka na enoto ploščine mejne ploskve se določi z enačbo:

$$\dot{h}_{net,r} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(T_r + 273)^4 - (T_a + 273)^4], \quad (3.14)$$

kjer so:

$\Phi$  oblikovni faktor,

$\varepsilon_m$  emisivnost površine elementa,

$\varepsilon_f$  emisivnost plamena,

$\sigma$  Stefan-Boltzmannova konstanta (=  $5,67 \cdot 10^{-8}$  [W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>]),

$T_r$  efektivna temperatura sevanja požara [°C].

Standard SIST EN 1991-1-2 [13] podaja priporočene vrednosti za nastopajoče faktorje  $\Phi$ ,  $\varepsilon_m$  ter  $\varepsilon_f$ :

$$\Phi = 1,0,$$

$$\varepsilon_m = 0,8,$$

$$\varepsilon_f = 1,0.$$

### 3.3 Razvoj temperature v jeklenih elementih konstrukcije

#### 3.3.1 Nezaščiteni jekleni elementi

Jeklene nosilne elemente v konstrukcijah najpogosteje predstavljajo tankostenski nosilci. Zaradi velike toplotne prevodnosti kovine in samih geometrijskih lastnosti prereza lahko predpostavimo, da se celotni prečni prerez kot tudi nosilec hipoma segrejeta. Tako lahko z upoštevanjem prirastkov temperature  $\Delta T_{a,t}$  v časovnih intervalih  $\Delta t$ , kot to podaja SIST EN 1993-1-2 [7], določimo konstantni razpored temperatur v prečnem prerezu nezaščitenega jeklenega elementa:

$$\Delta T_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net} \Delta t, \quad (3.15)$$

kjer so:

$k_{sh}$  korekcijski faktor za vplive zasenčenja,

$A_m/V$  faktor prereza za nezaščiteni jekleni element [1/m],

$A_m$  površina elementa na enoto dolžine [m<sup>2</sup>/m],

$V$  volumen elementa na enoto dolžine [m<sup>3</sup>/m].

Časovni interval  $\Delta t$  ne sme biti daljši od 5 sekund, korekcijski faktor za vplive zasenčenja pa določimo na naslednji način:

- za I-prereze pod vplivom nominalnega požara:

$$k_{sh} = 0,9 \frac{[A_m/V]_b}{[A_m/V]}, \quad (3.16)$$

kjer je:

$[A_m/V]_b$  faktor prereza za namišljeno škatlo, ki obdaja I-prerez;

- v vseh drugih primerih:

$$k_{sh} = \frac{[A_m/V]_b}{[A_m/V]}, \quad (3.17)$$

kjer faktor prereza  $A_m/V$  za nezaščiteni jeklene elemente določa standard SIST EN 1993-1-2 [7].

#### 3.3.2 Zaščiteni jekleni elementi

Konstantni razpored temperatur v prečnem prerezu zaščitenega jeklenega elementa določimo z upoštevanjem prirastkov temperature  $\Delta T_{a,t}$  v časovnih intervalih  $\Delta t$ , kot podaja standard SIST EN 1993-1-2 [7]:

$$\Delta T_{a,t} = \frac{\lambda_p A_p/V (T_{g,t} - T_{a,t})}{d_p c_a \rho_a (1 + \phi/3)} \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \Delta T_{g,t}, \quad (3.18)$$

$$\phi = \frac{c_p \rho_p}{c_a \rho_a} d_p A_p/V, \quad (3.19)$$

kjer so:

$A_p/V$  faktor prereza zaščitenega jeklenega elementa,

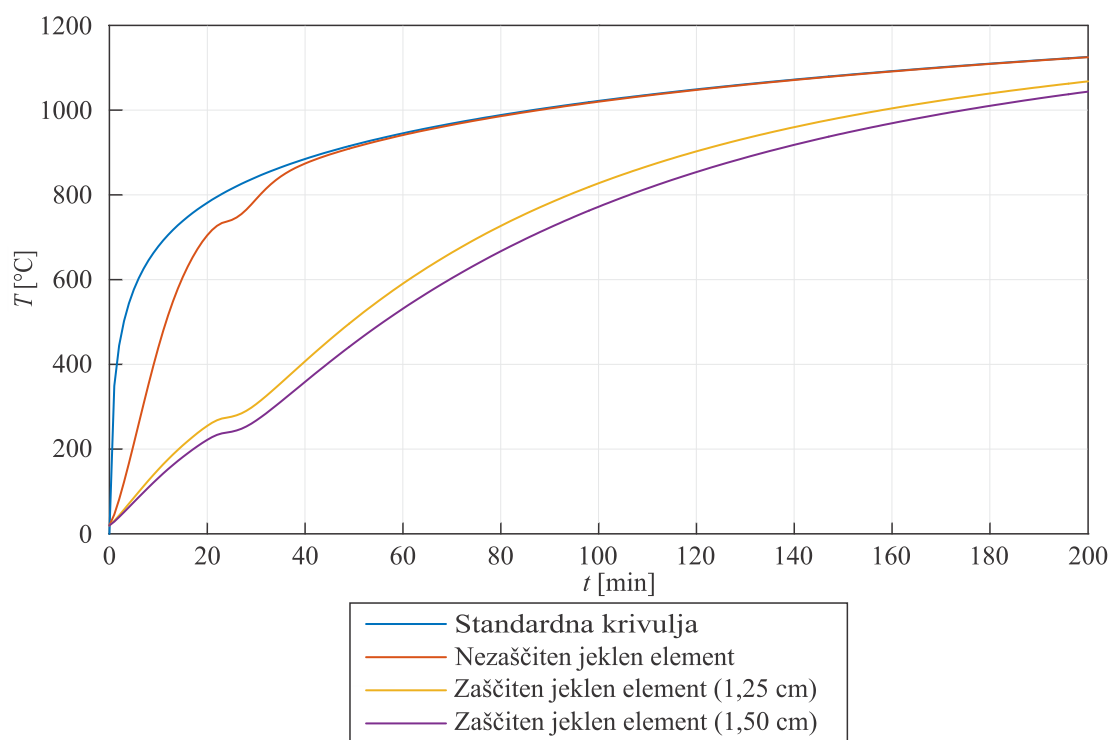
$A_p$  ustrezna površina materiala požarne zaščite na enoto dolžine elementa [m<sup>2</sup>/m],

$V$	volumen elementa na enoto dolžine [ $\text{m}^3/\text{m}$ ],
$c_p$	specifična toplota materiala za požarno zaščito, odvisna od temperature [ $\text{J}/\text{kgK}$ ],
$d_p$	debelina materiala za požarno zaščito [ $\text{m}$ ],
$\Delta t$	časovni interval [ $\text{s}$ ],
$T_{a,t}$	temperatura jekla v času $t$ [ $^{\circ}\text{C}$ ],
$T_{g,t}$	temperatura plinov v požarnem sektorju v času $t$ [ $^{\circ}\text{C}$ ],
$\lambda_p$	toplotna prevodnost sistema požarne zaščite [ $\text{W}/\text{mK}$ ],
$\rho_p$	gostota materiala požarne zaščite [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ].

Pri tem morata biti oba prirastka temperature  $\Delta T_{g,t}$  in  $\Delta T_{a,t}$  pozitivna.

Časovni interval  $\Delta t$  ne sme biti daljši od 30 sekund, površina materiala požarne zaščite  $A_p$  pa predstavlja površino notranjega oboda izolacije.

Na sliki 3.4 prikazujemo časovni razvoj temperature v zaščitenem in nezaščitenem jeklenem elementu.



Slika 3.4: Primer časovnega poteka temperature v nezaščitenem in zaščitenem jeklenem elementu med izpostavljenostjo standardni požarni krivulji.

Figure 3.4: An example of variation of temperature with time in unprotected and protected steel element during exposure to the standard fire curve.

Pri izdelavi računskega primera časovnega poteka temperature v nezaščitenem ter zaščitenem jeklenem elementu, s treh strani izpostavljenem standardni požarni krivulji, smo uporabili jeklen element višine 40,94 cm, širine 17,88 cm, debeline stojine 0,88 cm ter debeline zgornje in spodnje pasnice 1,43 cm. V primeru požarno zaščitenega elementa smo uporabili mavčno kartonsko oblogo podjetja *Knauf Insulation* [17], toplotne prevodnosti  $\lambda_p = 0,21 \text{ W}/\text{mK}$ , gostote  $\rho_p = 860 \text{ kg}/\text{m}^3$  ter dveh različnih debelin  $d_p = 1,25 \text{ cm}$  in  $d_p = 1,50 \text{ cm}$ . Zaradi nezanesljivosti podatkov o požarno



odpornih materialih je bil člen  $\phi$  v enačbi (3.18) zanemarjen. S tem smo na varnejši strani določanja temperature v jeklenem elementu.

## 4 RAČUN MEHANSKE POŽARNE ANALIZE KONSTRUKCIJ

### 4.1 Konstitucijske zveze za konstrukcijsko jeklo pri enoosnem napetostnem stanju

Privzeli smo predpostavko o enoosnem napetostnem stanju, pri čemer se lahko pri formulaciji konstitutivnih enačb neposredno navežemo na rezultate enoosnih preizkusov. Upoštevamo *Lagrange*-v opis telesa, kjer se napetosti in deformacije nanašajo na začetno, nedeformirano lego nosilca.

Temperatura je podana kot funkcija časa  $T = T(t)$ . V začetnem času  $t_0$  poznamo vrednost temperature v vlaknu  $T_0$ , napetost  $\sigma_0$  ter začetno geometrijsko deformacijo  $D_0$ . Zaradi geometrijskega in materialnega nelinearnega obnašanja jeklenega elementa, izpostavljenega obtežbi, so zveze med vzdolžno enoosno deformacijo  $D$ , normalno vzdolžno napetostjo  $\sigma$ , temperaturo  $T$  in časom  $t > t_0$  podane v inkrementni obliki:

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma(\sigma_0, D_0, T_0, \Delta D, \Delta T, \Delta t). \quad (4.1)$$

Specifična sprememba dolžine vlakna  $D$  je določena z enačbo [18]:

$$D = \varepsilon + z \cdot \kappa, \quad (4.2)$$

kjer je  $\kappa$  ukrivljenost vlakna,  $\varepsilon$  pa raztezek vzdolžne osi.

Prirastek geometrijske deformacije  $\Delta D$  določimo po adicijskem pravilu [18]:

$$\Delta D = \Delta D_E + \Delta D_P + \Delta D_T + \Delta D_{cr}, \quad (4.3)$$

kjer so:

- $\Delta D_E$  prirastek elastične deformacije,
- $\Delta D_P$  prirastek plastične deformacije,
- $\Delta D_T$  prirastek temperaturne deformacije,
- $\Delta D_{cr}$  prirastek viskozne deformacije.

Pomanjkljivost adicijskega pravila pri razcepu geometrijske deformacije pri visokih temperaturah je, da zelo težko ločimo in izmerimo časovno odvisne viskozne deformacije in časovno neodvisne plastične deformacije. V nadaljevanju na kratko opišemo posamezne prispevke deformacij.

#### 4.1.1 Prirastek mehanske deformacije

Prirastek mehanske deformacije  $\Delta D_M$  je sestavljen iz prirastka elastične  $\Delta D_E$  in plastične  $\Delta D_P$  deformacije ter ni eksplicitno odvisen od časa in temperature. Z vzdolžno normalno napetostjo  $\sigma$  je povezan preko parametrov enoosnega preizkusa, po drugi strani pa ga lahko izračunamo iz prej omenjenega adicijskega pravila podanega v enačbi (4.3):

$$\Delta D_M = \Delta D_E + \Delta D_P = \Delta D - \Delta D_T - \Delta D_{cr}. \quad (4.4)$$

Za določitev napetostnega in deformacijskega stanja poljubnega vzdolžnega jeklenega vlakna na koncu časovnega prirastka  $[t^{(n-1)}, t^{(n)}]$  se vpelje pomožno elastično stanje ( $\bullet^{trial}$ ) [11], pri čemer pa pomožno stanje ni nujno tudi dejansko napetostno stanje. Enačbe (4.5) do (4.10) povzemamo po [9]:

$$\sigma^{(n)trial} = \sigma^{(n)} + \Delta E D_E^{(n-1)} + E^{(n)} \Delta D_M, \quad (4.5)$$

$$\xi^{(n)trial} = \sigma^{(n)trial} - q^{(n-1)}, \quad (4.6)$$

$$D_P^{(n)trial} = D_P^{(n-1)}, \quad (4.7)$$

$$\alpha^{(n)trial} = \alpha^{(n-1)}, \quad (4.8)$$

$$q^{(n)trial} = q^{(n-1)}, \quad (4.9)$$

$$f^{(n)trial} = |\xi^{(n)trial}| - \sigma_y, \quad (4.10)$$

kjer so:

$\Delta E$  sprememba elastičnega modula jekla v obravnavanem časovnem prirastku,

$D_E^{(n-1)}$  vrednost elastičnega dela mehanske deformacije na začetku časovnega prirastka,

$D_P^{(n-1)}$  vrednost plastičnega dela mehanske deformacije na začetku časovnega prirastka,

$q^{(n-1)}$  zaostala napetost, ki določa središče ploskve plastičnega tečenja na začetku časovnega prirastka,

$\xi$  relativna napetost,

$f^{trial}$  pomožna funkcija,

$\sigma_y$  napetost na meji plastičnega tečenja,

$\alpha^{(n-1)}$  akumulirana vrednost plastične deformacije na začetku časovnega prirastka.

V primeru, da je pomožna funkcija  $f^{(n+1)trial} \leq 0$ , imamo elastični korak, kar pomeni, da pomožno stanje sovпада z dejanskim napetostno deformacijskim stanjem poljubnega vzdolžnega jeklenega vlakna. V nasprotnem primeru imamo plastični korak, kar pomeni, da moramo pomožno stanje modificirati s prirastkom plastične deformacije  $\Delta\gamma$ , kar je podrobneje predstavljeno v diplomskem delu T. Hozjana [9].

#### 4.1.2 Prirastek temperaturne deformacije v skladu s standardom SIST EN 1993-1-2

Prirastek temperaturne deformacije  $\Delta D_T$ , zaradi spremembe temperature v poljubnem jeklenem vlaknu, določimo kot razliko temperaturne deformacije pri koraku  $n$  ter koraku  $n + 1$ , ki ju določimo skladno z enačbami (3.1) do (3.3). Prirastek temperaturne deformacije nato določimo z enačbo:

$$\Delta D_T = D_T^{(n+1)} - D_T^{(n)}. \quad (4.11)$$

#### 4.1.3 Prirastek viskozne deformacije

Opazen prirastek viskozne deformacije  $\Delta D_{cr}$  se v jeklenem elementu pojavi pri vrednosti temperature nad 400 °C. Le-ta se z naraščanjem temperature povečuje in kmalu postane prevladujoča deformacija v jeklenem elementu. Prirastek viskozne deformacije smo določili na več načinov.

Prvi način določitve viskozne deformacije lezenja je z uporabo *Harmathy*-jevega [10] računskega modela, kjer so upoštevane vrednosti nastopajočih materialnih parametrov, ki jih je predlagal kanadski raziskovalec *Williams-Leir* [3]. Enačba (4.12) povezuje deformacijo lezenja  $D_{cr}$  z realnim časom  $t$ :

$$\frac{dD_{cr}}{dt} = b_1 \coth^2(b_2 D_{cr}). \quad (4.12)$$

Nastopajoče parametre ter dodatne enačbe predstavljamo v poglavjih 5.1.1 ter 5.1.2.

Ker je viskozna deformacija funkcija temperature  $T$ , napetosti  $\sigma$  ter same viskozne deformacije  $D_{cr}$ , je enačbo (4.12) potrebno reševati iterativno. Z inkrementnim pristopom zadostimo predpostavki, da omenjena enačba (4.12) velja le pri konstantnih vrednostih napetosti  $\sigma$  ter pri konstantni vrednosti temperature  $T$ . Zaradi inkrementnega pristopa enačbo (4.12) lahko lineariziramo. Znotraj

posameznega časovnega koraka izračunamo deformacijo lezenja z uporabo vrednosti napetosti iz začetka koraka, s tem pa lahko odpravimo lokalno iteriranje.

## 4.2 Mehanske lastnosti jekla pri visokih temperaturah skladno s standardom SIST EN 1993-1-2

Za časovno računsko analizo mehanskega odziva jeklene konstrukcije je potrebno poznati spreminjanje mehanskih lastnosti uporabljenega materiala v odvisnosti od temperature. Med ključne parametre, ki so temperaturno odvisni spadajo:

- modul elastičnosti  $E$ ,
- napetost na meji plastičnega tečenja  $\sigma_y$  in utrjevanja  $\sigma_u$ .

Z naraščanjem temperature se zmanjšujeta togost jeklenih elementov ter napetost na meji tečenja  $\sigma_y$ .

### 4.2.1 Spreminjanje elastičnega modula jekla skladno s standardom SIST EN 1993-1-2

Vrednost elastičnega modula jekla  $E$  z naraščanjem temperature  $T$  pada, kar podaja standard SIST EN 1993-1-2 [7]. Elastični modul jekla pri povišani temperaturi izračunamo z množenjem modula elastičnosti pri temperaturi 20 °C in redukcijskega faktorja  $k_{E,T}$ :

$$E_T = E \cdot k_{E,T}, \quad (4.13)$$

kjer so:

$E_T$  modul elastičnosti jekla pri temperaturi višji od 20 °C,

$E$  modul elastičnosti jekla pri temperaturi 20 °C,

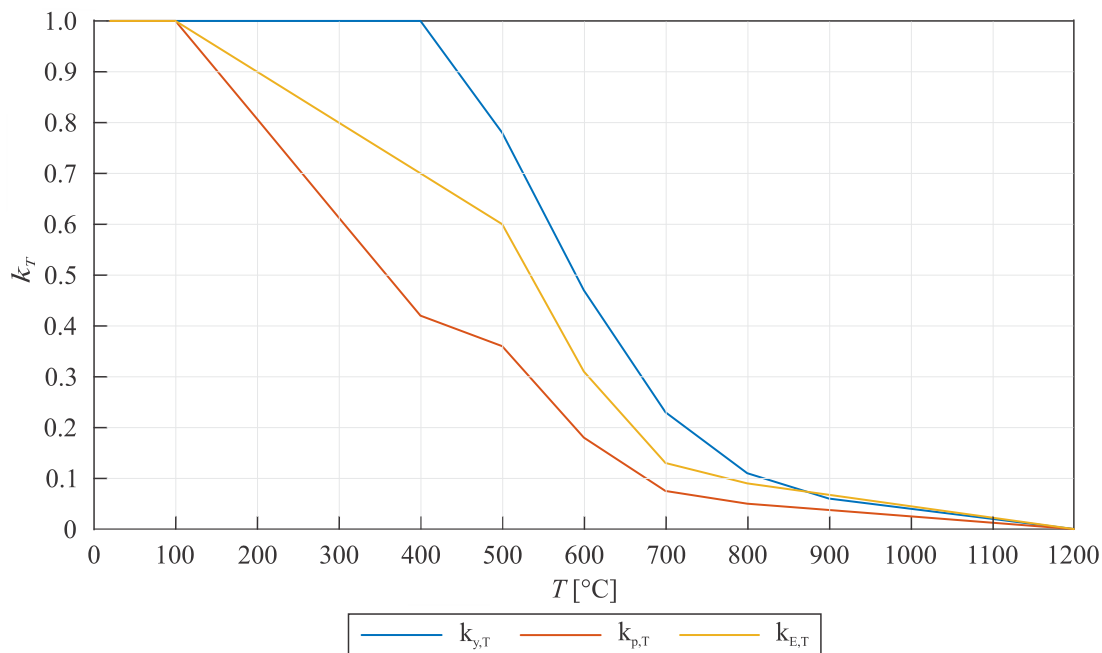
$k_{E,T}$  redukcijski faktor za naklon v linearno elastičnem območju, podan v preglednici 4.1.

Vrednosti redukcijskih faktorjev  $k_{E,T}$ ,  $k_{y,T}$  ter  $k_{p,T}$  podajamo v preglednici 4.1 ter grafično prikazujemo na sliki 4.1. Z naraščanjem temperature se najhitreje zmanjšuje napetost na meji proporcionalnosti, sledi zmanjševanje modula elastičnosti ter efektivne napetosti na meji tečenja.

Preglednica 4.1: Redukcijski koeficienti  $k_{E,T}$ ,  $k_{y,T}$  in  $k_{p,T}$  pri izbranih temperaturah  $T$ , podani v standardu SIST EN 1993-1-2 [7].

Table 4.1: Reduction coefficients  $k_{E,T}$ ,  $k_{y,T}$  and  $k_{p,T}$  at selected temperatures  $T$ , given in standard SIST EN 1993-1-2 [7].

$T$ [°C]	$k_{E,T}$	$k_{y,T}$	$k_{p,T}$
20	1,000	1,000	1,000
100	1,000	1,000	1,000
200	0,900	1,000	0,807
300	0,800	1,000	0,613
400	0,700	1,000	0,420
500	0,600	0,780	0,360
600	0,310	0,470	0,180
700	0,130	0,230	0,075
800	0,090	0,110	0,050
900	0,0675	0,060	0,0375
1000	0,0450	0,040	0,0250
1100	0,0225	0,020	0,0125
1200	0,0000	0,000	0,0000



Slika 4.1: Redukcijski koeficienti, navedeni v preglednici 4.1, za napetostno deformacijsko zvezo v jeklu pri povišanih temperaturah.

Figure 4.1: Reduction coefficients listed in table 4.1 for stress-strain-temperature relation for structural steel.

#### 4.2.2 Spreminjanje napetosti na meji plastičnega tečenja in utrjevanja

Podobno kot vrednost modula elastičnosti  $E$ , se s temperaturo spreminjata tudi napetosti na meji plastičnega tečenja  $\sigma_y$  in utrjevanja  $\sigma_u$ , kot podaja standard SIST EN 1993-1-2 [7]:

$$f_{y,T} = f_y \cdot k_{y,T}, \quad (4.14)$$

$$f_{p,T} = f_y \cdot k_{p,T}, \quad (4.15)$$

kjer so:

$f_{y,T}$      efektivna meja plastičnega tečenja pri temperaturi višji od 20 °C,

$f_y$         efektivna meja plastičnega tečenja pri sobni temperaturi,

$k_{y,T}$      redukcijski koeficient za efektivno napetost tečenja, podan v preglednici 4.1,

$f_{p,T}$      proporcionalna meja plastičnega tečenja pri temperaturi višji od 20 °C,

$k_{p,T}$      redukcijski koeficient za mejo proporcionalnosti, podan v preglednici 4.1.

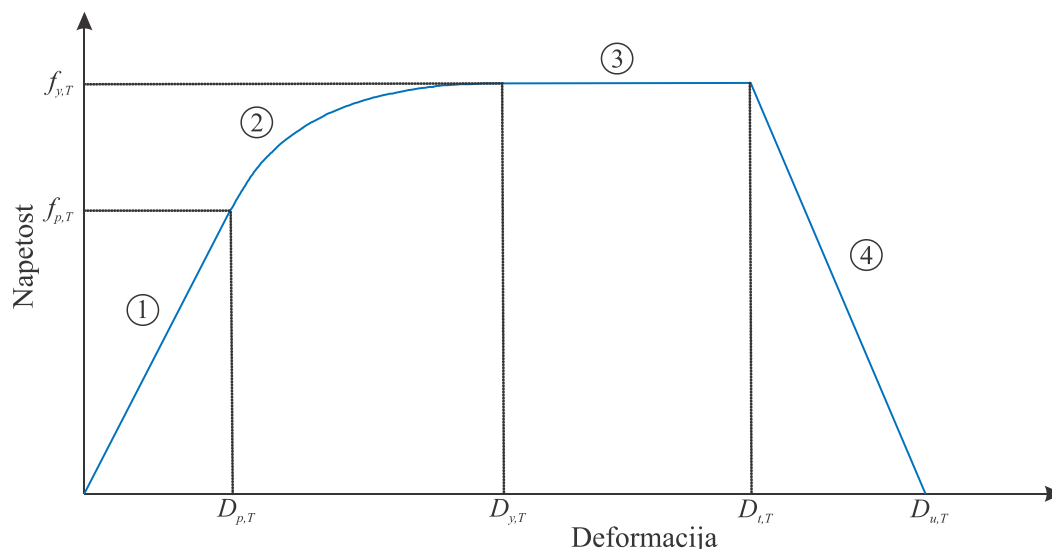
#### 4.3 Napetostno deformacijska zveza jekla

Zaradi temperaturne odvisnosti modula elastičnosti  $E$  ter napetosti na meji tečenja  $\sigma_y$  je napetostno deformacijska zveza jekla ravno tako temperaturno odvisna. Predstavili bomo dve napetostno deformacijski zvezi konstrukcijskega jekla in sicer eno podaja standard SIST EN 1993-1-2 [7], drugo pa *Poh* [4]. V nadaljevanju so predstavljene zveze brez in z upoštevanjem utrjevanja materiala.

##### 4.3.1 Napetostno deformacijska zveza jekla podana v standardu SIST EN 1993-1-2

Konstitucijska zveza jekla je nelinearno-plastična funkcija, ki jo sestavljajo štirje deli shematično prikazani na sliki 4.2. Prvi del zveze predstavlja linearno elastično obnašanje jeklenega konstrukcijskega elementa, kjer se ob razbremenjevanju konstrukcijski element povrne v prvotno

obliko. Drugi del predstavlja plastifikacija jekla po eliptičnem zakonu, kjer po razbremenjevanju v konstrukcijskem elementu ostanejo plastične deformacije. Tretji del predstavlja plastifikacija brez (poglavje 4.3.1.1) oz. z utrjevanjem materiala (poglavje 4.3.1.2). Zadnji del zveze predstavlja porušitev jeklenega konstrukcijskega elementa.



Slika 4.2: Prikaz štirih delov napetostno deformacijske zveze jekla, kot jih podaja standard SIST EN 1993-1-2 [7].

Figure 4.2: Four parts of stress-strain relationship for steel, according to the standard SIST EN 1993-1-2 [7].

Kot smo že omenili, se z višanjem temperature zmanjšujeta modul elastičnosti  $E$  ter napetost na meji tečenja  $\sigma_y$ . Zaradi spreminjanja omenjenih parametrov so napetostno deformacijske krivulje različne pri različnih vrednostih temperature.

#### 4.3.1.1 Napetostno deformacijska zveza jekla brez upoštevanja utrjevanja materiala po standardu SIST EN 1993-1-2

Najprej bomo predstavili napetostno deformacijsko zvezo jekla pri povišanih temperaturah, ki ne upošteva utrjevanja materiala, prikazano na sliki 4.3. Standard SIST EN 1993-1-2 navaja naslednje enačbe za določitev napetosti  $\sigma$  in modula elastičnosti  $E$  [7]:

- za  $D \leq D_{p,T}$ :

$$\sigma = D \cdot E_T, \quad (4.16)$$

$$E = E_T, \quad (4.17)$$

- za  $D_{p,T} < D < D_{y,T}$ :

$$\sigma = f_{p,T} - c + \left(\frac{b}{a}\right) \left[ a^2 - (D_{y,T} - D)^2 \right]^{0,5}, \quad (4.18)$$

$$E = \frac{b(D_{y,T} - D)}{a \left[ a^2 - (D_{y,T} - D)^2 \right]^{0,5}}, \quad (4.19)$$

- za  $D_{y,T} \leq D \leq D_{t,T}$ :

$$\sigma = f_{y,T}, \quad (4.20)$$

$$E = 0, \quad (4.21)$$

- za  $D_{t,T} < D < D_{u,T}$ :

$$\sigma = f_{y,T} \left[ 1 - \frac{(D - D_{t,T})}{(D_{u,T} - D_{t,T})} \right], \quad (4.22)$$

- za  $D \geq D_{u,T}$ :

$$\sigma = 0. \quad (4.23)$$

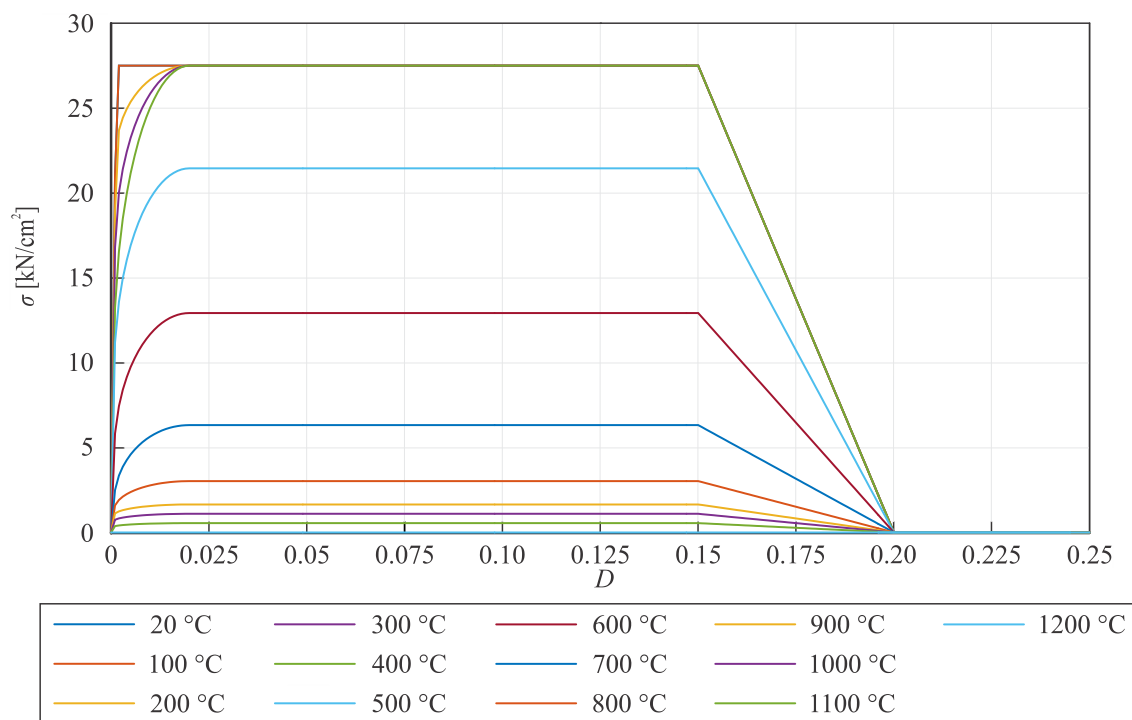
Vrednosti parametrov, ki nastopajo v enačbah (4.16) do (4.23) ter so shematično prikazani na sliki 4.2, so:

$$D_{p,T} = f_{p,T} / E_T,$$

$$D_{y,T} = 0,02,$$

$$D_{t,T} = 0,15,$$

$$D_{u,T} = 0,20.$$



Slika 4.3: Napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah, brez upoštevanja utrjevanja, za jeklo kvalitete S275, po standardu SIST EN 1993-1-2 [7].

Figure 4.3: Stress-strain-temperature curves without consideration of strain hardening for structural steel grade S275, according to the standard SIST EN 1993-1-2 [7].

Funkcije, ki nastopajo v enačbah (4.18) in (4.19), so:

$$a^2 = (D_{y,T} - D_{p,T}) \cdot \left( D_{y,T} - D_{p,T} + \frac{c}{E_T} \right), \quad (4.24)$$

$$b^2 = c(D_{y,T} - D_{p,T})E_T + c^2, \quad (4.25)$$

$$c = \frac{(f_{y,T} - f_{p,T})^2}{(D_{y,T} - D_{p,T})E_T - 2(f_{y,T} - f_{p,T})}, \quad (4.26)$$

kjer so:

$f_{y,T}$	efektivna meja plastičnega tečenja,
$f_{p,T}$	proporcionalna meja plastičnega tečenja,
$E_T$	elastični modul,
$D_{p,T}$	deformacija na meji proporcionalnosti,
$D_{y,T}$	deformacija na meji tečenja,
$D_{t,T}$	deformacija na koncu plastičnega platoja,
$D_{u,T}$	mejna deformacija pri poružitvi.

#### 4.3.1.2 Napetostno deformacijska zveza jekla z upoštevanjem utrjevanja materiala po standardu SISIT EN 1993-1-2

Napetostno deformacijsko zvezo jekla pri povišanih temperaturah, ki upošteva utrjevanje materiala, prikazujemo na sliki 4.4. Za temperature pod 400 °C se lahko v skladu s standardom SISIT EN 1993-1-2 upošteva utrjevanje jekla. Enačbe za določitev napetosti  $\sigma$  [7] so:

- za  $D_{y,T} < D < D_{s,T}$ :  
$$\sigma = 50(f_{u,T} - f_{y,T})D + 2f_{y,T} - f_{u,T}, \quad (4.27)$$

- za  $D_{s,T} \leq D \leq D_{t,T}$ :  
$$\sigma = f_{u,T}, \quad (4.28)$$

- za  $D_{t,T} < D < D_{u,T}$ :  
$$\sigma = f_{u,T}[1 - 20(D - 0,15)], \quad (4.29)$$

- za  $D \geq D_{u,T}$ :  
$$\sigma = 0, \quad (4.30)$$

kjer je:

$f_{u,T}$  natezna trdnost jekla pri povišanih temperaturah, ki omogoča upoštevanje utrjevanja materiala.

Vrednost parametra, ki nastopa v enačbah (4.27) in (4.28), je:

$$D_{s,T} = 0,04.$$

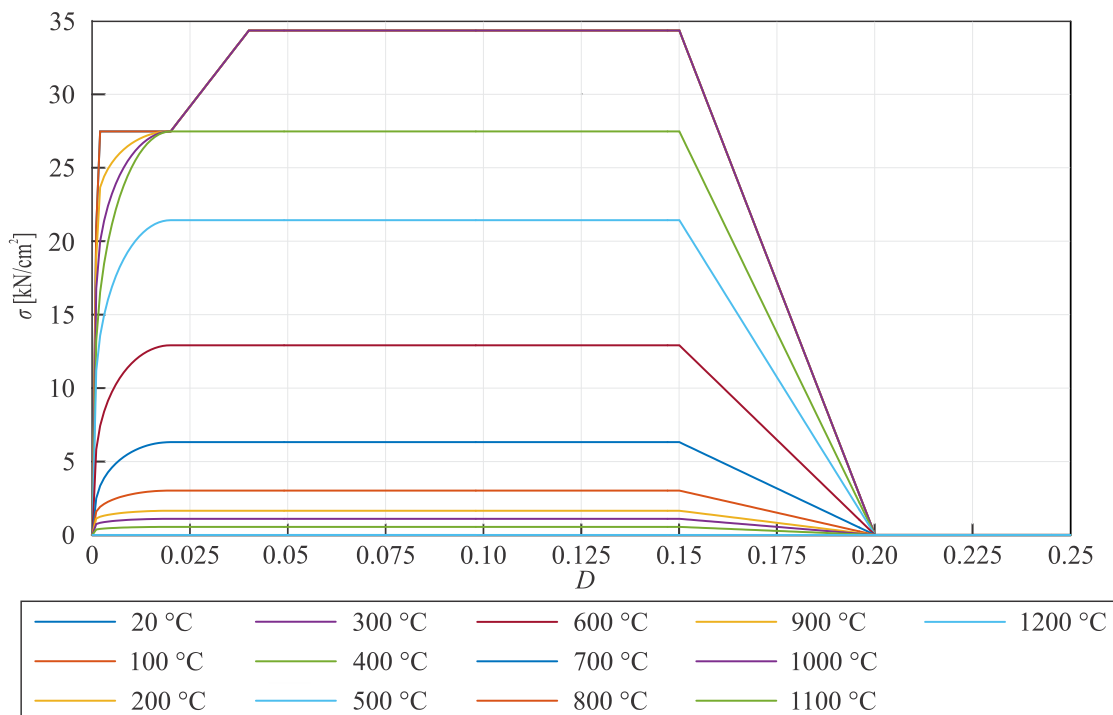
Natezno trdnost jekla pri povišanih temperaturah, ob upoštevanju utrjevanja materiala, določimo na naslednji način [7]:

- za  $T < 300$  °C:  
$$f_{u,T} = 1,25 \cdot f_{y,T}, \quad (4.31)$$

- za  $300$  °C  $\leq T < 400$  °C:  
$$f_{u,T} = f_{y,T}(2 - 0,0025 \cdot T), \quad (4.32)$$

- za  $T \geq 400$  °C:  
$$f_{u,T} = f_{y,T}. \quad (4.33)$$





Slika 4.4: Napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah, z upoštevanjem utrjevanja, za jeklo kvalitete S275, po standardu SIST EN 1993-1-2 [7].

Figure 4.4: Stress-strain-temperature curves with consideration of strain hardening for structural steel grade S275, according to the standard SIST EN 1993-1-2 [7].

#### 4.3.2 Napetostno deformacijska zveza jekla podana z enačbami *Poh-a*

*Poh* je leta 1997 v svojem delu [19] predlagal splošno enačbo za napetostno deformacijsko zvezo jekla pri povišanih temperaturah, ki jo prikazujemo na sliki 4.5. Enačba vsebuje specifične lastnosti napetostno deformacijske krivulje, kot so linearno elastično območje, zgornja meja tečenja, plastični plato ter utrjevanje materiala. Predlagana enačba vsebuje parametre, ki so bili določeni na podlagi nateznih testov pri določenih temperaturah. Omenjeni parametri veljajo le pri točno določeni temperaturi, saj se z njenim naraščanjem spreminjajo.

Leta 2001 pa je *Poh* v svojem delu [4] podal splošno enačbo za opis napetostno deformacijsko temperaturne zveze jekla, pri kateri so parametri  $\beta_i$  odvisni od temperature  $T$ . Tako je z eno enačbo opisal celotno napetostno deformacijsko krivuljo pri povišanih temperaturah. Eksperimentalno so določene tudi vse vrednosti nastopajočih koeficientov  $\gamma_{ij}$ . Tukaj navajamo popravljeno enačbo za izračun napetosti  $\sigma$  v odvisnosti od parametrov  $\beta_i$ , koeficientov  $\gamma_{ij}$ , deformacije  $D$  ter temperature  $T$ , ki jo je leta 2014 podal *Poh* [20]:

$$\sigma = \frac{D}{2|D|} \left\{ \beta_1 |D| + \beta_4 - |a| + \left[ \frac{(\beta_2 - \beta_3)b}{\left(1 + \frac{|\beta_2 - \beta_3|b}{\beta_5}\right)^{1/\beta_9}} + \beta_3 b \right] \cdot \left[ 1 + \frac{|b| - |(b - 0,001)|}{0,001} \right] \right\}, \quad (4.34)$$

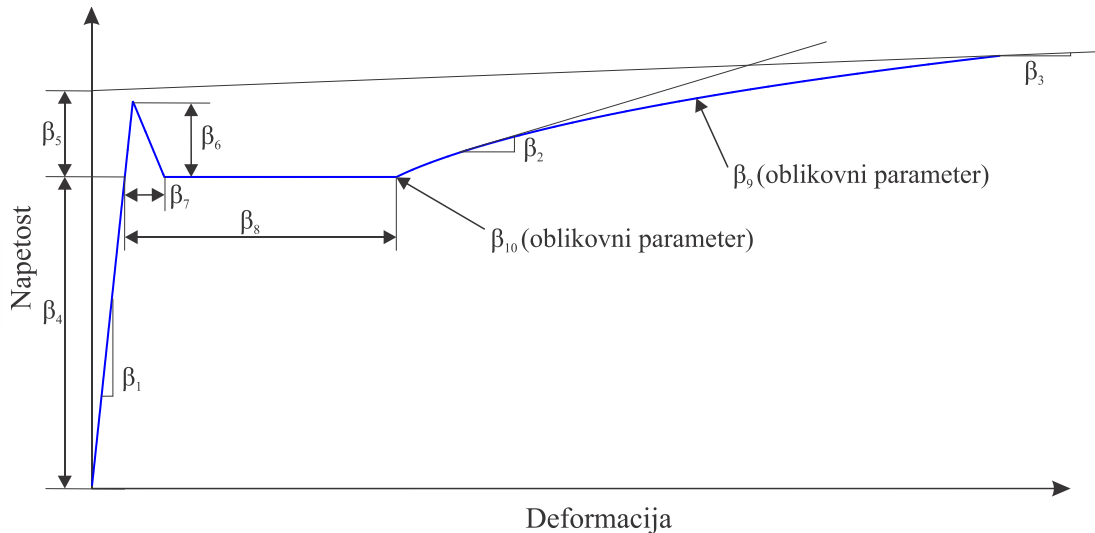
kjer sta:

$$a = \beta_1 |D| - \beta_4, \quad (4.35)$$

$$b = |D| - \beta_8 - \frac{\beta_4}{\beta_1}. \quad (4.36)$$

Temperaturno odvisne parametre  $\beta_i$  prikazujemo na sliki 4.5, določimo pa jih z enačbo [4]:

$$\beta_i = \frac{(\gamma_{i2}-\gamma_{i1})(2T-\gamma_{i3}-\gamma_{i4})}{2\left(1+\left|\frac{2T-\gamma_{i3}-\gamma_{i4}}{\gamma_{i4}-\gamma_{i3}}\right|^{\gamma_{i6}}\right)^{1/\gamma_{i6}}} + \frac{(\gamma_{i1}-\gamma_{i2})(\gamma_{i3}-\gamma_{i4})}{2} + \gamma_{i1}T + \gamma_{i5}. \quad (4.37)$$



Slika 4.5: Temperaturno odvisni parametri  $\beta_i$  povzeti po splošni napetostno deformacijski enačbi, ki jo je podal Poh [4].

Figure 4.5: Temperature dependent parameters  $\beta_i$  from general stress strain equation proposed by Poh [4].

Pri določanju vrednosti nastopajočih koeficientov  $\gamma_{ij}$  je Poh uporabil rezultate nateznih testov, ki sta jih opravila skupaj s Skarajew-im leta 1995 in 1996 [4]. Za različne vrste jekel so bili rezultati pridobljeni iz nateznih testov pri povišanih temperaturah. Testi so bili opravljeni pri sobni temperaturi (20 °C) ter med 100 °C in 1000 °C na vsakih 100 °C. Hitrost deformacij je naraščala s hitrostjo  $8 \cdot 10^{-4}$ /min, kar ustreza nateznim testom jekla pri sobni temperaturi. Rezultati testov so bili pred nadaljnjo uporabo normirani ter so tako neodvisni od kvalitete jekla. Na podlagi dobljenih rezultatov je bila po metodi najmanjših kvadratov določena matrika koeficientov  $\gamma_{ij}$ , kjer sta  $i = 1, \dots, 9$  in  $j = 1, \dots, 6$ . Pri praktični uporabi napetostno deformacijske zveze sta vrednosti parametrov  $\beta_6$  ter  $\beta_7$  nastavljeni na vrednost 0 ter tudi ne nastopata v enačbah (4.34) do (4.36). Omenjeni vrednosti parametrov sta pomembni le v vmesni fazi določanja koeficientov  $\gamma_{ij}$  ter jih v preglednici 4.2 ne prikazujemo.

Preglednica 4.2: Vrednosti koeficientov  $\gamma_{ij}$  predlagane s strani Poh-a [20].

Table 4.2: Values of the coefficients  $\gamma_{ij}$  proposed by Poh [20].

Koeficienti $\gamma_{ij}$							
	$i = 1$	2	3	4	5	8	9
$j = 1$	0	0,00016	0,000004	-0,0002	-0,0024	0	0,001
2	-0,0014	0,0135	-0,00006	-0,00145	0,005	-0,05	-0,002
3	350	450	520	90	50	300	300
4	1080	700	610	720	200	100	450
5	1,004	0,03	0,0025	1,028	0,509	0	0,5
6	5	5	5	5	5	5	5

Slika 4.6 prikazuje napetostno deformacijsko zvezo jekla kvalitete S275 pri različnih vrednostih temperature.

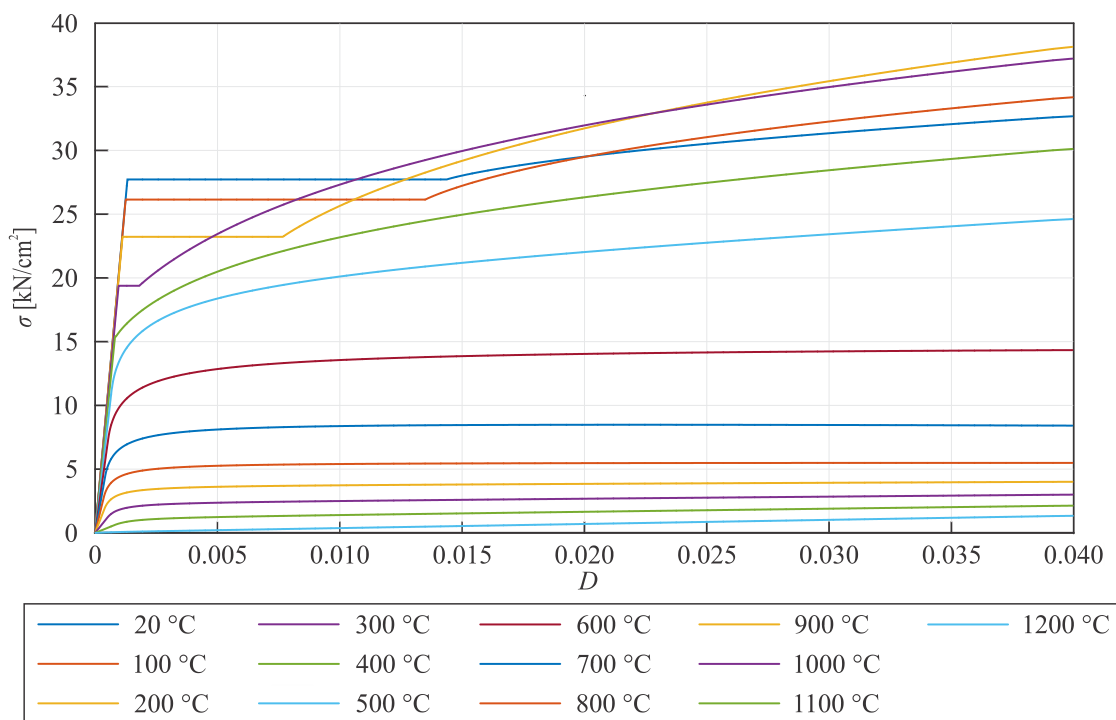
### 4.3.3 Primerjava podanih napetostno deformacijskih zvez jekla

Standard SIST EN 1993-1-2 za opis napetostno deformacijske zveze jekla uporabi 26 ločenih enačb, ki vsebujejo 42 neodvisnih koeficientov, medtem ko *Poh* predlaga 2 enačbi in 1 matriko (60 parametrov).

Na sliki 4.6 opazimo, da napetosti v jeklu pri temperaturah med 100 °C in 300 °C dosegajo višje vrednosti napetosti  $\sigma$  v območju utrjevanja materiala kot pri sobni temperaturi. Utrjevanje materiala je po enačbah *Poh*-a prisotno nekje do vrednosti temperature 600 °C, in ne le do vrednosti 400 °C, kot je zajeto v standardu SIST EN 1993-1-2. Napetostno deformacijski zvezi, ki jih podajata *Poh* ter standard SIST EN 1993-1-2, sta bili pridobljeni na podlagi različnih testov.

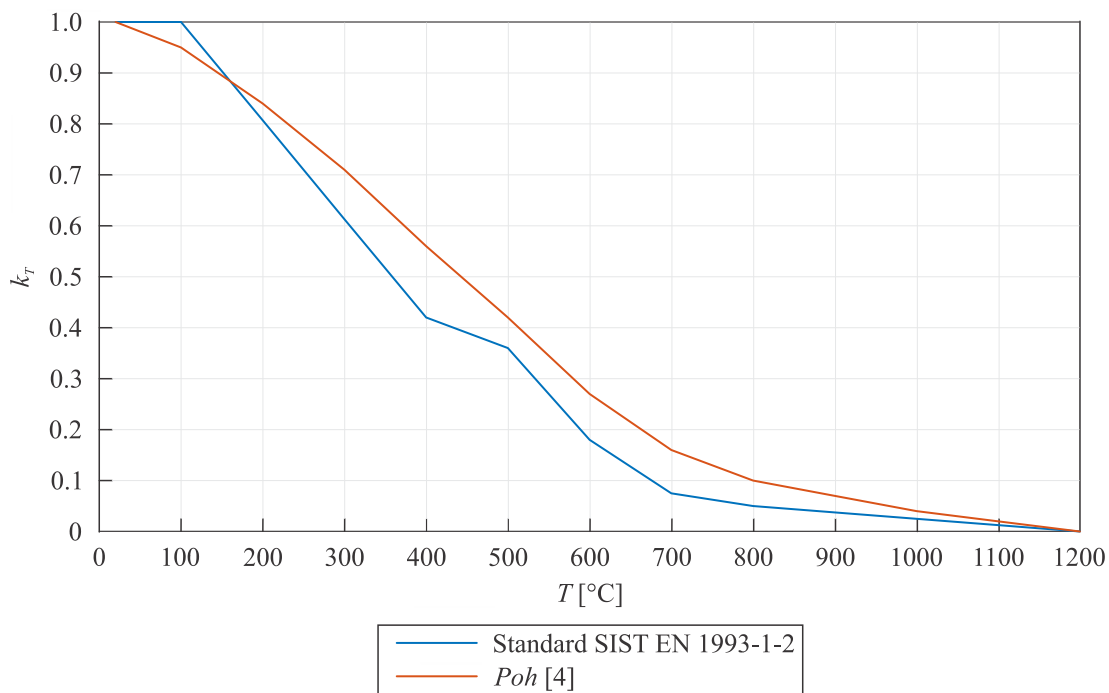
Na sliki 4.7 prikazujemo padanje redukcijskih faktorjev za napetost na meji elastičnosti v odvisnosti od temperature. Izkaže se, da standard SIST EN 1993-1-2 pripisuje nižje vrednosti redukcijskega faktorja za napetost na meji elastičnosti v temperaturnem območju med 150 °C in 1200 °C, kot jih podaja *Poh*. Pri temperaturah med 20 °C ter 150 °C pa so ti redukcijski faktorji določeni v standardu SIST EN 1993-1-2, višji od tistih, ki jih podaja *Poh*.

Na sliki 4.7 opazimo, da redukcijski faktor, kot ga predlaga *Poh*, začne padati kmalu po dvigu temperature nad 20 °C. Največje odstopanje zasledimo pri vrednosti temperature 400 °C, kjer je razlika med primerljivima redukcijskima faktorjema po *Poh*-u ter standardu SIST EN 1993-1-2 14 %.



Slika 4.6: Napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah, z upoštevanjem utrjevanja materiala, za jeklo kvalitete S275, *Poh*-ova enačba (4.34).

Figure 4.6: Stress-strain-temperature curves with consideration of strain hardening for structural steel grade S275, according to the *Poh* equation (4.34).



Slika 4.7: Redukcijski faktor napetosti na meji elastičnosti v odvisnosti od temperature, ki jih podajata SIST EN 1993-1-2 [7] ter Poh [4].

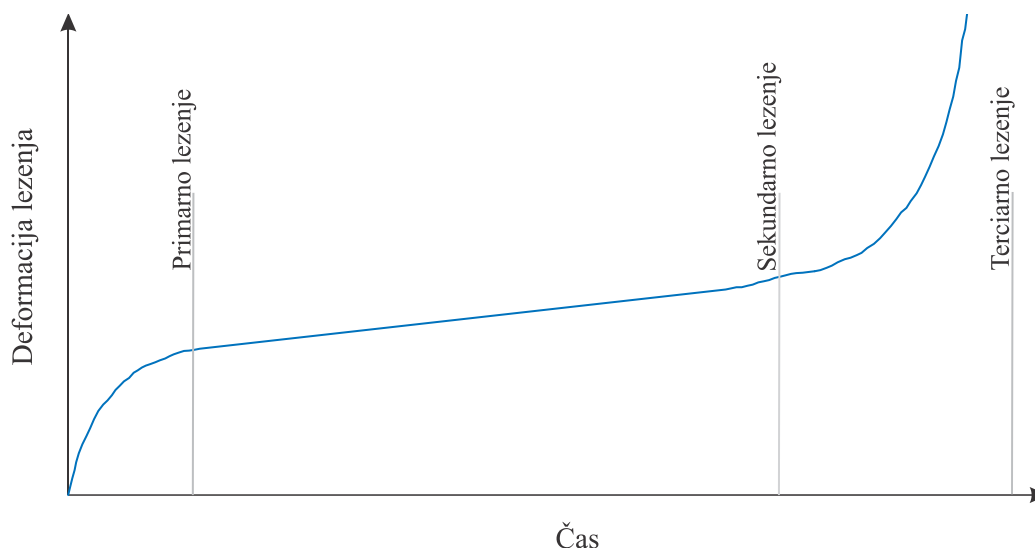
Figure 4.7: Reduction factors for stress at the end of elastic range as a function of temperature according to standard SIST EN 1993-1-2 [7] and Poh [4].

## 5 VISKOZNO LEZENJE JEKLA

Da bi razumeli modele viskoznega lezenja jekla, si najprej oglejmo fizikalni proces, ki vlada v jeklu pri povišanih temperaturah [6]. Ko so povezave med atomi med obteževanjem raztegnjene, se pri sobni temperaturi v jekleni konstrukciji pojavijo elastične deformacije. Pri razbremenjevanju pa se konstrukcija povrne v začetno, nedeformirano stanje. Pri plastičnem tečenju se pojavijo nepovratne plastične deformacije, kar izvira iz zdrsa atomov v ravnini. S tem se prekinijo vezi med atomi in se vzpostavi novo ravnotežno stanje v kristalni strukturi jekla. Prosti zdrs atomov je preprečen z ovirami v kristalni strukturi. Tako je potrebna večja sila, da se atom pomakne preko ovire v novo ravnotežno stanje [6]. To se kaže tudi v nelinearni obliki napetostno deformacijske krivulje. Pri visokih temperaturah je atomski strukturi dodana toplotna energija, prispevek te energije pa zmanjša potrebno silo za razteg atomskih vezi ter tudi za zdrs atomov preko ovir v kristalni strukturi. Pri tem napetost, ki povzroči določeno deformacijo, z višanjem temperature pada, kar vidimo tudi na sliki 4.4.

Na velikost in hitrost razvoja viskoznih deformacij lezenja jekla vplivajo trije ključni parametri, in sicer temperatura, nivo napetosti ter čas. Viskozne deformacije jekla se pojavijo pri temperaturah nad 400 °C, sestavljene pa so iz treh zaporednih faz:

- **primarna faza lezenja**, kjer se viskozna deformacija lezenja jekla s časom povečuje, hitrost viskozne deformacije pa pri konstantni napetosti in temperaturi s časom upada;
- **sekundarna faza lezenja**, kjer viskozna deformacija linearno narašča, hitrost viskozne deformacije lezenja pa je konstantna ter
- **terciarna faza**, kjer se viskozna deformacija ter hitrost viskozne deformacije lezenja s časom povečujeta, dokler ne pride do porušitve.



Slika 5.1: Prikaz vseh treh faz deformacije viskoznega lezenja jekla pri visokih temperaturah.

Figure 5.1: Creep strain passing through three phases at elevated temperatures.

Deformacijo viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah običajno lahko določimo na dva načina [1]. Pri prvem načinu je napetostno stanje stacionarno. Za izračun deformacije lezenja je uporabljeno pravilo »time hardening rule«, kjer je hitrost deformacije lezenja  $\dot{D}_{cr}$  funkcija časa  $t$  in napetosti v jeklu  $\sigma$ , viskozno deformacijo lezenja pa izračunamo z integracijo po času  $t$  [21]:

$$D_{cr} = \int_0^t \dot{D}_{cr}(t, \sigma) dt. \quad (5.1)$$

Pri drugem načinu pa se napetostno stanje s časom spreminja. Za izračun viskozne deformacije lezenja jekla je uporabljeno pravilo »strain hardening rule«, kjer je hitrost deformacije lezenja  $\dot{D}_{cr}$  tokrat funkcija deformacije lezenja  $D_{cr}$  ter napetosti v jeklu  $\sigma$ . Podobno kot prej viskozno deformacijo dobimo z integracijo po času  $t$  [21]:

$$D_{cr} = \int_0^t \dot{D}_{cr}(D_{cr}, \sigma) dt. \quad (5.2)$$

Pri večini požarnih analiz jeklenih konstrukcij je uporabljen prvi način izračuna viskoznih deformacij lezenja, saj je enostavnejši.

## 5.1 Pregled modelov viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah

Modeli viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah se razvijajo že nekaj desetletij, vendar sta v splošni uporabi najbolj razširjena dva modela. Prvega je predlagal *Harmathy* [10] leta 1967 za jeklo kvalitete A36, drugega pa *Fields in Fields* [6] leta 1989 za avstralsko jeklo kvalitete A149. Kljub napredkom v znanosti pri modeliranju lezenja jekla opažamo, da so podani modeli omejeni pri uporabi. Zaradi odvisnosti viskoznega lezenja od trdnostnega razreda jekla so se nekateri raziskovalci omejili le na nekaj vrst jekel in ne na splošno modeliranje pojava viskoznega lezenja pri povišanih temperaturah.

Pri pregledu literature o modelih viskoznega lezenja jekla smo opazili, da avtorji [1, 2, 3, 6, 10, 22, 23, 24] pri uporabi eksperimentalnih podatkov izhajajo iz testov lezenja. Test lezenja se opravi po predpisanem postopku, in sicer se najprej vzorec postopno segreva do določene temperature, nato se pri ohranjanju konstantne temperature nanese enkratna obtežba. Pri konstantni obtežbi in temperaturi vzorec začne viskozno lesti, kar poteka znotraj predpisanega časovnega obdobja ali do porušitve vzorca. Rezultati testa so nato predstavljeni grafično v obliki deformacije viskoznega lezenja jekla v odvisnosti od časa. Te krivulje po navadi vsebujejo tri ločene faze lezenja, ki so že bile predhodno predstavljene.

### 5.1.1 Harmathy-jeva modela viskoznega lezenja jekla

*Harmathy* [10] je leta 1967 podal model viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah, ki zajema le prvi dve fazi lezenja prikazanega na sliki 5.2. Napetost med požarno izpostavljenostjo elementa je konstantna, hitrost deformacije lezenja pa je funkcija napetosti  $\sigma$  in časa  $t$  [10]:

$$\dot{D}_{cr} = b_1 \coth^2(b_2 D_{cr}), \quad (5.3)$$

$$b_1 = c_1 \exp\left(c_2 \ln \sigma - \frac{c_5}{T}\right), \quad \sigma < \sigma_t \quad (5.4)$$

$$b_1 = c_6 \exp\left(c_7 \sigma - \frac{c_5}{T}\right), \quad \sigma > \sigma_t \quad (5.5)$$

$$b_2 = \frac{1}{(c_3 \sigma^{c_4})}, \quad (5.6)$$

$$c_6 = c_1 \left(\frac{\sigma_t}{e}\right)^{c_2}, \quad (5.7)$$

$$c_7 = \frac{c_2}{\sigma_t}, \quad (5.8)$$

kjer so:

- $\sigma_t$  vrednost napetosti, pri kateri se zgodi prehod med enačbo (5.4) in (5.5) [= 10,3 kN/cm<sup>2</sup>],
- $c_1 - c_5$  neodvisni materialni parametri.

*Harmathy* [23] je nato leta 1976 podal nov model viskoznega lezenja jekla, kjer se napetost med požarno izpostavljenostjo elementa spreminja. Deformacija viskoznega lezenja jekla v času  $t^j$  je funkcija seštevka vseh prirastkov deformacij lezenja  $\Delta D_{cr}$  in prirastkov napetosti  $\Delta\sigma$  v času  $t = t^{j-1}$  [23]:

$$\Delta D_{cr} = Z \cdot \coth^2 \left( \frac{D_{cr,c}}{D_{cr,0}} \right) \cdot \exp \left( -\frac{\Delta H}{R \cdot T} \right) \Delta t, \quad (5.9)$$

kjer so:

$Z$	Zener-Hollomon-ov parameter [ $\text{h}^{-1}$ ],
$D_{cr,c}$	predhodno akumulirana deformacija lezenja,
$D_{cr,0}$	brezdimenzijski parameter lezenja,
$\Delta H$	aktivacijska energija lezenja [ $\text{J/mol}$ ],
$R$	splošna plinska konstanta [ $\text{J/molK}$ ],
$\Delta t$	časovni prirastek [ $\text{h}$ ].

Materialni parametri  $Z$ ,  $\Delta H$ ,  $R$  in  $D_{cr,0}$  so vzeti iz študije, ki jo je opravil *Harmathy* leta 1970 in so navedeni v članku [23] za jeklo ASTM E-36:

$$D_{cr,0} = 1,7 \cdot 10^{-10} |\sigma|^{1,75} \text{sgn}(\sigma), \quad (5.10)$$

$$Z = \begin{cases} 0,0261 |\sigma|^{4,7} \text{sgn}(\sigma) & |\sigma| \leq 10,3 \text{ kN/cm}^2 \\ 1,23 \cdot 10^{16} \exp^{0,0003 \cdot |\sigma|} \text{sgn}(\sigma) & |\sigma| > 10,3 \text{ kN/cm}^2 \end{cases} \quad (5.11)$$

$$\frac{\Delta H}{R} = 70000 \text{ K}. \quad (5.12)$$

### 5.1.2 Williams-Leir-ovi parametri viskoznega lezenja jekla

*Williams-Leir* [3] je leta 1983 določil vrednosti neodvisnih materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja jekla, ki so zajeti v enačbah (5.3) do (5.8), glede na rezultate opravljenih eksperimentov pridobljenih iz literature. Rezultati eksperimentov, ki so bili uporabljeni pri nelinearni regresijski analizi določanja neodvisnih materialnih parametrov  $c_1 - c_5$ , so bili pridobljeni iz dveh virov:

1. Podatki, uporabljeni za jekla kvalitete SS41, SM50 ter SM58, so bili predstavljeni v grafični obliki, in sicer deformacija jekla v odvisnosti od časa. Deformacije so dosegle vrednost 1,5 % v časovnem obdobju 6 h, temperatura je naraščala po 25 °C do dosežene končne vrednosti 600 °C. Napetost v jeklenem prerezu je bila večkratnik vrednosti 2,5 kN/cm<sup>2</sup>. Za nadaljnjo analizo so bile na vsaki temperaturno deformacijski krivulji izbrane štiri karakteristične točke.
2. Podatki, uporabljeni pri jeklih kvalitete A135, A149, Austen 50 ter X-60, so bili podani tabelarično, kjer so bile podane deformacije lezenja jekla v časovnem obdobju med 2 min in 16 h. Temperaturni intervali so znašali 50 °C, vse do dosežene končne vrednosti 650 °C. Eksperimenti so bili opravljeni pri različnih vrednostih napetosti v jeklenem prerezu.

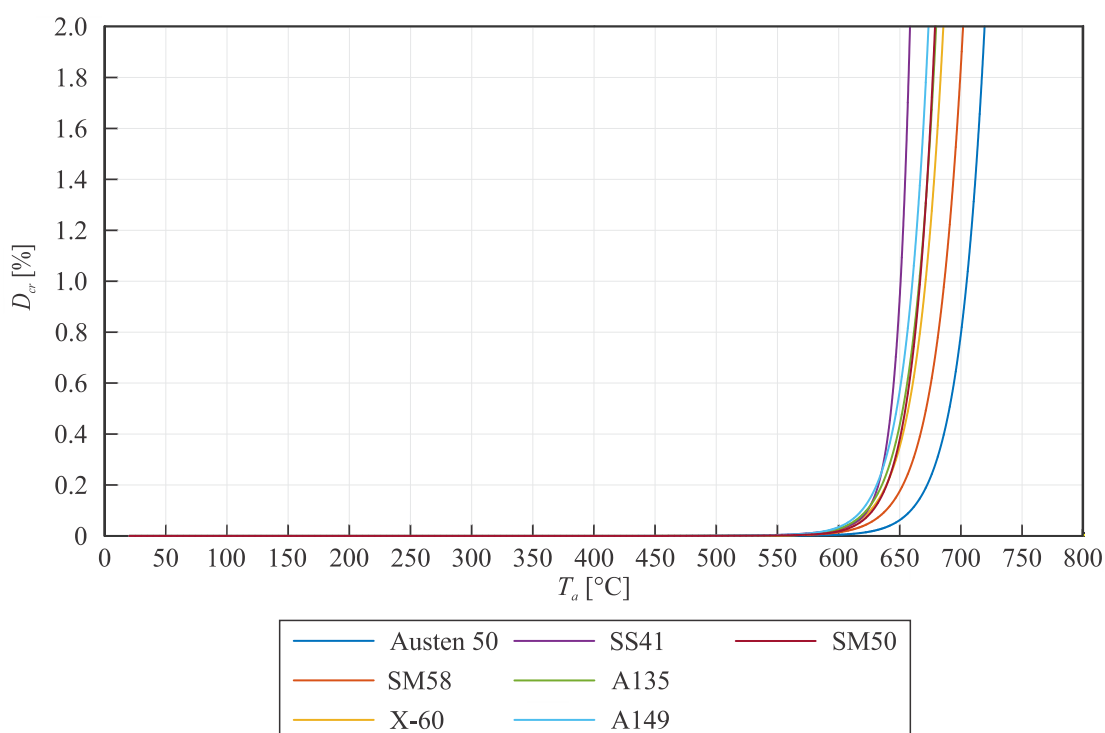
Vrednosti neodvisnih materialnih parametrov  $c_1 - c_5$  za sedem različnih vrst jekel podajamo v preglednici 5.1.

Slika 5.2 prikazuje razvoj viskoznih deformacij jekla skladno z enačbo (5.3) ter uporabo materialnih parametrov, ki jih je podal *Williams-Leir* za različne vrste jekla. Prikaz je narejen pri vrednosti napetosti  $\sigma = 10 \text{ kN/cm}^2$ .

Preglednica 5.1: Vrednosti neodvisnih materialnih parametrov  $c_1 - c_5$  za sedem različnih vrst jekla, ki jih je določil *Williams-Leir* [3] za *Harmathy*-jev model viskoznega lezenja jekla [10].

Table 5.1: The values of independent material parameters  $c_1 - c_5$  for seven different steel grades, set by *Williams-Leir* [3] for *Harmathy*'s creep model [10].

Tip jekla	$c_1$ [min]	$c_2$	$c_3$	$c_4$	$c_5$ [K]
A135	$1,143 \cdot 10^{-2}$	4,721	$1,251 \cdot 10^{-10}$	1,695	43250
X-60	$2,987 \cdot 10^{-3}$	4,624	$1,695 \cdot 10^{-24}$	4,661	41390
Austen 50	$1,264 \cdot 10^{-3}$	4,858	$8,564 \cdot 10^{-11}$	1,731	44210
SM50	$3,175 \cdot 10^{-7}$	6,460	$4,949 \cdot 10^{-11}$	1,843	48970
SM58	$3,080 \cdot 10^{-2}$	4,206	$9,032 \cdot 10^{-5}$	0,302	40510
SS41	$7,991 \cdot 10^{-20}$	3,225	$3,485 \cdot 10^{-30}$	6,701	77380
A149	$1,120 \cdot 10^{-2}$	4,948	$4,914 \cdot 10^{-10}$	1,638	44960



Slika 5.2: *Harmathy*-jev model lezenja jekla s prikazano uporabo *Williams-Leir*-ovih materialnih parametrov za različne vrste jekla pri napetosti  $\sigma = 10 \text{ kN/cm}^2$ .

Figure 5.2: *Harmathy*'s creep model shown with the use of proposed *Williams-Leir* material parameters for different steel grades at stress level  $\sigma = 10 \text{ kN/cm}^2$ .

### 5.1.3 Fields in Fields-ov model viskoznega lezenja jekla

*Fields* in *Fields* [6] sta leta 1989 podala model viskoznega lezenja jekla, ki vsebuje primarno in sekundarno fazo lezenja:

$$D_{cr} = at^b \sigma^c. \quad (5.13)$$

Nastopajoči parametri  $a$ ,  $b$  in  $c$  so bili pridobljeni na podlagi testov lezenja jekla, opravljenih na avstralskem jeklu kvalitete A149. Podatki so bili pridobljeni za temperaturno območje med  $350 \text{ }^\circ\text{C}$  in  $650 \text{ }^\circ\text{C}$  v časovnem obdobju 4 h. Ugotovljeno je bilo, da so nastopajoči parametri temperaturno odvisni.



### 5.1.4 Poh-ov model viskoznega lezenja jekla

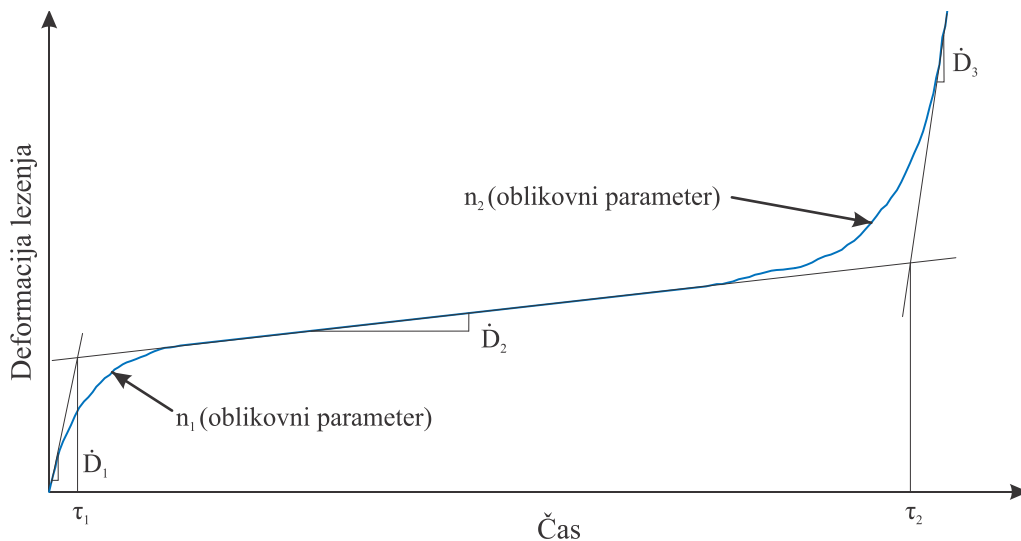
Pri pregledu obstoječe literature je *Poh* [2] ugotovil, da obstoječe enačbe viskoznega lezenja jekla vsebujejo parametre, ki so funkcije temperature in napetosti. Uporabljeni parametri niso imeli fizikalnega pomena, saj so bili pridobljeni z natančnim prilaganjem eksperimentalnih rezultatov ter podanih enačb viskoznega lezenja. Tako je *Poh* želel podati enačbo viskoznega lezenja jekla, ki bi bila gladka, vsebujoči parametri pa bi imeli fizikalni pomen. Podal je naslednjo enačbo, s katero je zajel vse tri faze viskoznega lezenja jekla [2]:

$$D_{cr} = \frac{(\dot{D}_1 - \dot{D}_2)t}{\left[1 + \left(\frac{t}{\tau_1}\right)^{n_1}\right]^{1/n_1}} + \frac{(\dot{D}_2 - \dot{D}_3)t}{\left[1 + \left(\frac{t}{\tau_2}\right)^{n_2}\right]^{1/n_2}} + \dot{D}_3 t, \quad (5.14)$$

kjer so:

- $\dot{D}_1, \dot{D}_2, \dot{D}_3$  hitrosti lezenja jekla v primarni, sekundarni in terciarni fazi,
- $\tau_1, \tau_2$  časa na koncu primarne in sekundarne faze lezenja,
- $n_1, n_2$  oblikovna parametra, ki definirata ostrino prehoda med primarno in sekundarno fazo ter med sekundarno in terciarno fazo lezenja.

Fizikalni pomen nastopajočih parametrov je prikazan na sliki 5.3, kjer vidimo, da količine  $\dot{D}_1, \dot{D}_2$  ter  $\dot{D}_3$  narekujejo naklon krivulje v prvi, drugi ter tretji fazi viskoznega lezenja. Na presečišču posameznih tangent imamo definiran prehod iz prve v drugo fazo ( $\tau_1$ ) ter prehod iz druge v tretjo fazo lezenja ( $\tau_2$ ). Preostala parametra definirata ostrino prehoda med prvo in drugo fazo ( $n_1$ ) ter med drugo in tretjo fazo lezenja ( $n_2$ ).



Slika 5.3: Fizikalni pomen predlaganih parametrov *Poh*-ovega modela viskoznega lezenja.

Figure 5.3: Physical significance of the proposed *Poh* parameters for the creep model.

Parametri, ki nastopajo v enačbi (5.14), so pridobljeni iz eksperimentalnih rezultatov, vendar se vrednosti spreminjajo s temperaturo ter nivojem napetosti. Tako ne dobimo enolično določenih vrednosti uporabljenih parametrov, temveč za vsak eksperiment drugačne. Predlagana enačba (5.14) je tako odvisna le od časa, v katerem želimo izračunati deformacijo lezenja ter vrednosti točno določenih parametrov. Uporabo enačbe viskoznega lezenja jekla grafično prikazujemo na sliki 5.4. Pri tem uporabimo vrednosti parametrov, ki jih je v svojem delu podal *Poh* [2] za jeklo, segreto na 550 °C, pri nivoju obtežbe  $\sigma = 0,4 \cdot \sigma_{y,20}$ :

$$\dot{D}_1 = 7,101 \cdot 10^{-4},$$

$$\dot{D}_2 = 1,271 \cdot 10^{-4},$$

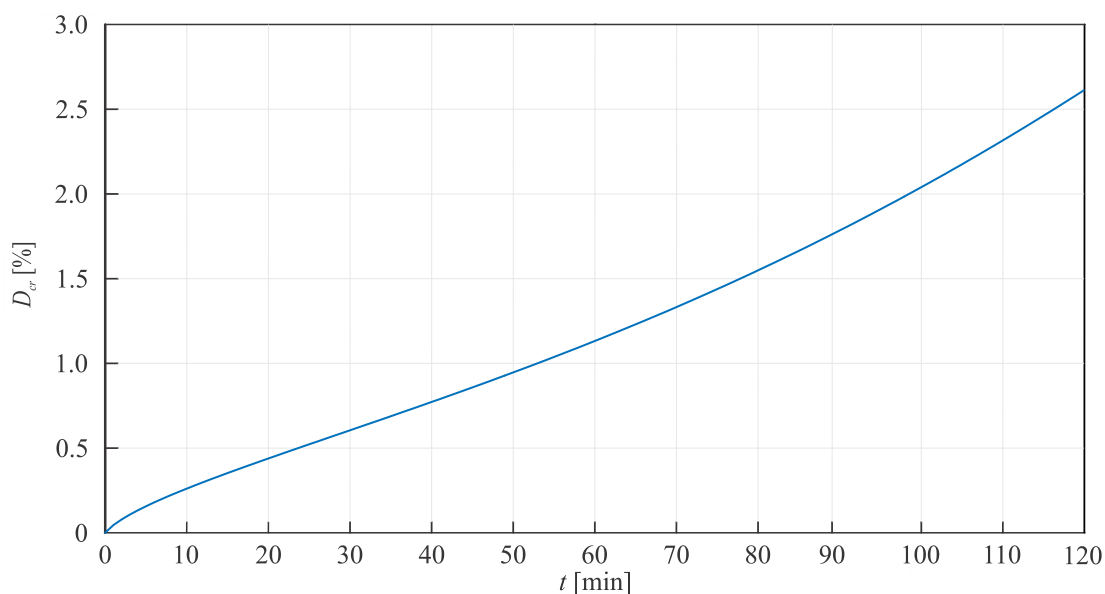
$$\dot{D}_3 = 7,702 \cdot 10^{-4},$$

$$\tau_1 = 8,373,$$

$$\tau_2 = 246,186,$$

$$n_1 = 0,5,$$

$$n_2 = 2,0.$$



Slika 5.4: Prikaz uporabe enačbe (5.14) ter parametrov, ki jih je v svojem delu podal Poh [2].

Figure 5.4: The usage of equation (5.14) and the parameters that were presented by Poh [2].

Opisani model viskoznega lezenja jekla je uporaben le v primerih, ko imamo podane tudi vrednosti nastopajočih parametrov. V svojem delu Poh [2] podaja vrednosti parametrov za tri različne nivoje napetosti  $\sigma/\sigma_{y,20}$ , pri treh različnih vrednostih temperature  $T$ . Predlagani model ima največjo vrednost pri določitvi novih vrednosti parametrov viskoznega lezenja jekla na podlagi eksperimentalnih rezultatov. Za splošno modeliranje viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah bi bilo potrebno poznati večje število opravljenih eksperimentov pri različnih vrednostih temperature  $T$  ter nivojev napetosti.

### 5.1.5 Kodur-jev in Dwaikat-ov model viskoznega lezenja jekla

Kodur in Dwaikat [1] sta pri numeričnih raziskavah viskoznega lezenja jekla v nosilcih uporabila splošno predlagani model končnih elementov, ki je vgrajen v računalniški program ANSYS. Napetostno deformacijsko zvezo jekla pri povišanih temperaturah sta določila z izrazi, ki jih je predlagal Poh [4]. Le-ta, po navedbah avtorjev, daje boljše napovedi o požarni odpornosti konstrukcijskega elementa kot zveze, podane v standardu SIST EN 1993-1-2.

Enačba prirastka viskoznega lezenja, ki jo podajata, zajema primarno in sekundarno fazo viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah. Terciarna faza v modelu ni zajeta, saj je njeno upoštevanje

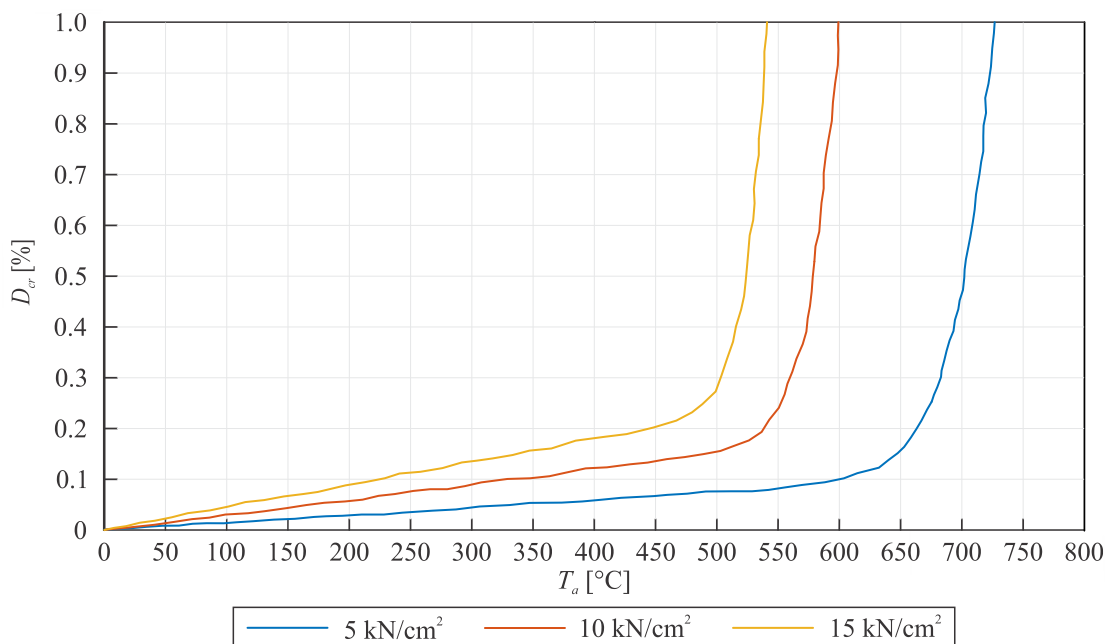
računsko zelo kompleksno. Po njunem mnenju upoštevanje terciarne faze po navadi vodi do skoraj singularne globalne togostne matrike, saj pred porušitvijo viskozne deformacije pospešeno naraščajo [21]:

$$\Delta D_{cr} = c_1 \sigma^{c_2} \frac{1}{(c_3+1)} t^{(c_3+1)} \exp\left(-\frac{c_4}{T_a}\right) + c_5 t \sigma^{c_6} \exp\left(-\frac{c_7}{T_a}\right), \quad (5.15)$$

kjer so:

- $c_1 = 6 \cdot 10^{-6}$  [min<sup>-1</sup>],
- $c_2 = 6,95$ ,
- $c_3 = -0,4$ ,
- $c_4 = 16500$  [°C],
- $c_5 = 6 \cdot 10^{-6}$  [min<sup>-1</sup>],
- $c_6 = 6 \cdot 10^{-5}$ ,
- $c_7 = 5 \cdot 10^{-3}$  [°C],
- $t$  čas na koncu časovnega koraka [min],
- $\sigma$  napetost v jeklu [MPa].

Na sliki 5.5 prikazujemo temperaturni razvoj deformacije viskoznega lezenja jekla, na sliki 5.6 pa časovni razvoj deformacije viskoznega lezenja jekla.

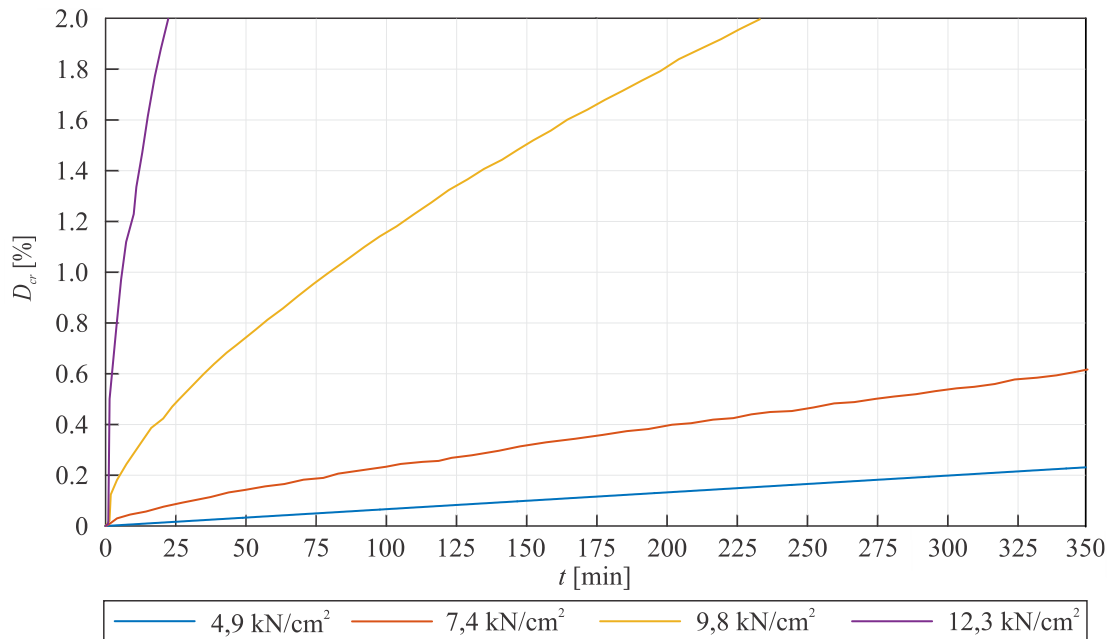


Slika 5.5: Deformacija viskoznega lezenja jekla kvalitete S275 pri različnih stopnjah napetosti v jeklu, povzeto po literaturi [1].

Figure 5.5: Creep strain at various stages of stress in the steel grade S275, taken from the literature [1].

Pri kalibraciji zgoraj navedenih konstant  $c_1 - c_7$  so bili uporabljeni rezultati testov lezenja pri visokih temperaturah. Uporabljena sta bila dva seta eksperimentalnih podatkov, prvi test je bil izveden pri konstantnem naraščanju temperature s hitrostjo 10 °C/min, drugi pa pri konstantni vrednosti temperature 550 °C. Oba testa sta bila opravljena pri konstantni vrednosti napetosti. Prvi set eksperimentalnih podatkov je objavilo podjetje *Nippon Steel Corporation* za japonsko konstrukcijsko jeklo kvalitete SM50A [21], kar je ekvivalentno evropskemu jeklu kvalitete S355. Drugi test sta

opravila Kirby in Preston [5] za konstrukcijsko jeklo A36, kar je ekvivalentno evropskemu jeklu kvalitete S275.



Slika 5.6: Deformacija viskoznega lezenja jekla kvalitete S355, pri različnih stopnjah napetosti v jeklu pri vrednosti temperature 550 °C, povzeto po literaturi [1].

Figure 5.6: Creep strain at various stages of stress in the steel grade S355 at temperature 550 °C, taken from the literature [1].

Predlagana splošna enačba lezenja je aplikativna za določitev deformacije viskoznega lezenja različnih vrst jekla, pri različnih ravneh napetosti ter pri različnih vrednostih temperature. Tako opazimo, da v enačbi (5.15) nastopajo le spremenljivke napetost  $\sigma$ , čas  $t$  ter temperatura v jeklenem prerezu  $T$ .

### 5.1.6 Model viskoznega lezenja jekla podan s strani Torić-a ter sodelavcev

Hrvaški raziskovalci, Torić in sodelavci [22], so leta 2013 predstavili numerični postopek modeliranja obnašanja jeklenega prostoležečega nosilca pri visokih temperaturah z uporabo novo razvitega implicitnega modela viskoznega lezenja jekla. Omenjeni model uporabi izračunano deformacijo lezenja pri modificiranju materialne napetostno deformacijske krivulje. Implicitni model za izračun deformacije viskoznega lezenja temelji na Harmathy-jevih raziskavah [22]:

$$D_{cr} = \frac{D_{cr,0}}{\ln 2} \operatorname{arccosh} \left( 2^{\frac{Z\theta}{D_{cr,0}}} \right), \quad (5.16)$$

kjer so:

$Z$  Zener-Hollomon-ov parameter [ $\text{h}^{-1}$ ],

$D_{cr,0}$  parameter lezenja,

$\theta$  temperaturno kompenzirani čas.

Temperaturno kompenzirani čas  $\theta$  določimo na naslednji način [22]:

$$\theta = \int_0^t e^{\frac{-\Delta H}{RT}} dt, \quad (5.17)$$

kjer so:

$T$  temperatura [K],  
 $t$  dolžina časovnega koraka [h],  
 $R$  splošna plinska konstanta [J/molK],  
 $\Delta H$  aktivacijska energija lezenja [J/mol].

Materialni parametri  $Z$ ,  $\Delta H$ ,  $R$  in  $D_{cr,0}$  so vzeti iz študije, ki jo je opravil *Harmathy* leta 1970 in so navedeni v članku [22] za jeklo kvalitete A36:

$$D_{cr,0} = 1,03 \cdot 10^{-6} \sigma^{1,75}, \quad (5.18)$$

$$Z = \begin{cases} 3,75 \cdot 10^8 \sigma^{4,7} & \sigma \leq 103 \text{ MPa} \\ 1,23 \cdot 10^{16} \exp^{0,0435 \cdot \sigma} & 103 \text{ MPa} < \sigma \leq 310 \text{ MPa} \end{cases} \quad (5.19)$$

$$\frac{\Delta H}{R} = 38900 \text{ K.} \quad (5.20)$$

### 5.1.7 Cowan-ov in Khandelwal-ov model viskoznega lezenja jekla

*Cowan* in *Khandelwal* [6] sta pri pregledu literature ugotovila, da so dosednji modeli viskoznega lezenja formulirani tako, da ustrezajo danim eksperimentalnim podatkom in niso prilagojeni za uporabo pri različnih kvalitetah jekla. V svojem delu predlagata model viskoznega lezenja za jeklo kvalitete ASTM A992, ki je v Združenih državah Amerike najpogosteje uporabljeno pri gradnji. Jeklo ASTM A992 ustreza evropski kvaliteti jekla S355. Predlagani model viskoznega lezenja jekla vsebuje le sekundarno fazo lezenja, kar je po njunem mnenju realna predpostavka, saj je prispevek primarnega lezenja zanemarljiv. Deformacija viskoznega lezenja je podana kot funkcija hiperboličnega sinusa [6]:

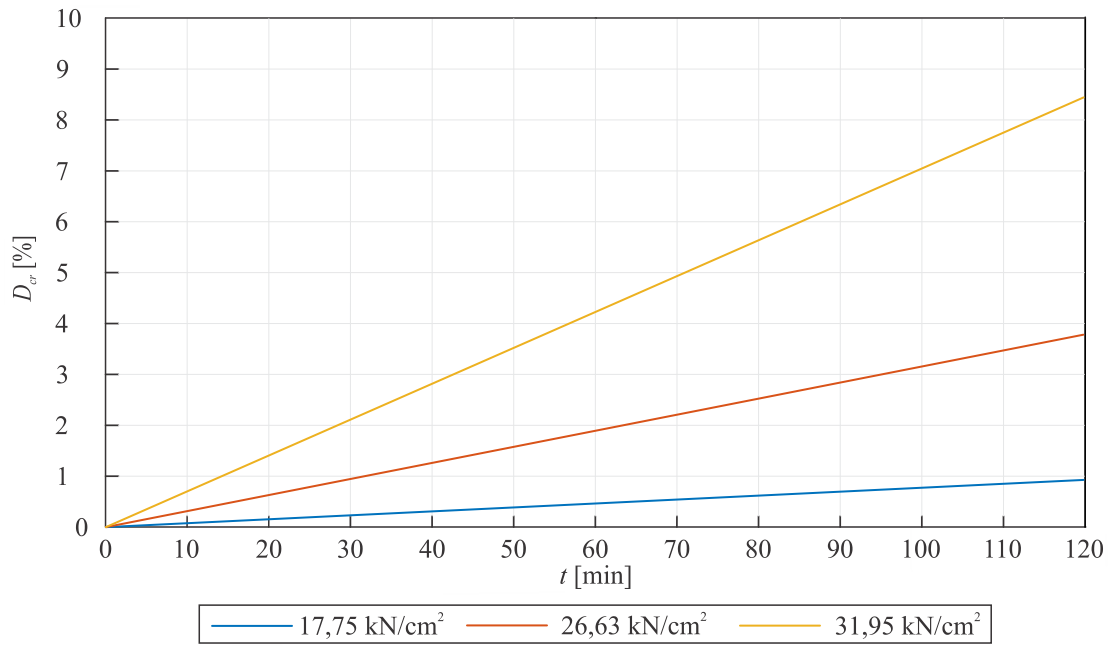
$$D_{cr} = D_T (\sinh(\alpha_T \sigma))^{n_T} t, \quad (5.21)$$

kjer so koeficienti  $D_T$ ,  $\alpha_T$ ,  $n_T$  odvisni od temperature  $T$ . Funkcija hiperboličnega sinusa deluje kot energijski zakon pri majhnih napetostih in kot eksponentna funkcija pri velikih vrednostih napetosti znotraj jeklenih elementov, tako da je model aplikativen za široko območje napetostnih vrednosti. Temperaturno odvisni koeficienti so bili določeni na podlagi eksperimentalnih rezultatov, ki so bili dobljeni pri testih lezenja za jeklo ASTM A992. Koeficienti so določeni pri različnih vrednostih temperature ter so zbrani v preglednici 5.2. Slika 5.7 je povzeta po literaturi [6] ter prikazuje razvoj deformacij lezenja v jeklenem elementu pri vrednosti temperature 800 °C, v primeru treh različnih napetostnih stanj.

Preglednica 5.2: Temperaturno odvisni parametri in korelacijski koeficient  $R^2$  [6].

Table 5.2: Temperature dependent parameters and the correlation coefficient  $R^2$  [6].

$T$ [°C]	$D_T$ [/min]	$\alpha_T$ [/ksi]	$n_T$	$R^2$
400	0,0408	$1,22 \cdot 10^{-7}$	5,61	0,98
500	0,0518	$1,24 \cdot 10^{-6}$	1,86	0,71
600	0,0904	$2,62 \cdot 10^{-6}$	1,95	0,91
700	0,1684	$1,71 \cdot 10^{-5}$	3,63	0,88
800	0,2804	$9,63 \cdot 10^{-5}$	2,92	0,84



Slika 5.7: Deformacija viskoznega lezenja jekla kvalitete S355 pri različnih stopnjah napetosti ter vrednosti temperature 800 °C, povzeto po literaturi [6].

Figure 5.7: Creep strain at various stages of stress in the steel grade S355 at temperature 800 °C, taken from the literature [6].

## 6 RAČUNALNIŠKI PROGRAM

### 6.1 Računalniški program POZAR

Računalniški program POZAR je namenjen določanju mehanskega odziva jeklene konstrukcije na sočasno delovanje mehanske in požarne obtežbe. Deluje v programskem okolju Matlab, kjer ga je v okviru svoje doktorske disertacije razvil S. Bratina [8]. Pri izdelavi programa je bilo narejenih nekaj predpostavk, in sicer:

- *Bernoulli*-jeva predpostavka o ravnih prečnih prerezih,
- velikost in oblika prečnih prerezov, ki so simetrični glede na ravnino deformiranja nosilca, se med njegovim deformiranjem ne spremenijo,
- upoštevamo adicijski razcep geometrijske deformacije na prirastek elastične, plastične in temperaturne deformacije ter deformacije viskoznega lezenja.

Deformiranje elementa je opisano z membranskimi in upogibnimi deformacijami. Sistem diferencialnih enačb, s katerimi opišemo napetostno in deformacijsko stanje elementa, rešujemo z metodo končnih elementov. V okviru doktorske disertacije I. Planinca [25] je bila razvita nova vrsta končnih elementov in sicer deformacijski končni elementi. Njihova glavna značilnost je interpolacija specifične spremembe dolžine  $D$  ter psevdoukrivljenosti referenčne osi elementa  $\kappa$  z *Lagrange*-vimi polinomi. V obravnavanem principu virtualnega dela se za vrednotenje integralov uporablja *Lobatto*-va pet vozliščna numerična integracija.

Pri požarni obtežbi jeklenega elementa hitro pridemo do visokih temperatur, kjer se pojavijo viskozne deformacije lezenja. V območju njihovega pojava je smiselno zmanjšati časovne korake, saj le-ti vplivajo na globalno konvergenco. Ko postane tangentna togostna matrika konstrukcije singularna, nastopi porušitev konstrukcije. Čas, ko pride do tega imenujemo kritični čas. Do prušitve pa lahko pride tudi zaradi porušitve prečnega prereza konstrukcije kar nujno ne pomeni tudi singularnosti v togostni matriki konstrukcije.

### 6.2 Račun temperaturnega polja

Računalniški program POZAR je zasnovan tako, da v primeru požara vhodni podatek predstavlja porazdelitev temperature po jeklenem prečnem prerezu ter vzdolž konstrukcije. V primeru enodimenzionalnega poteka temperature po prerezu, le-to lahko izračunamo po enačbah, ki jih podajata standarda SIST EN 1991-1-2 [13] in SIST EN 1993-1-2 [7] ter so vgrajene v program POZAR. Pri bolj zahtevnih razporeditvah temperature po jeklenem prerezu pa uporabimo računalniški program HEATKO [12] ter rezultate uvozimo v za to pripravljeno datoteko.

### 6.3 Podatki o materialu

V računalniški program POZAR podamo lastnosti uporabljenih materialov, in sicer modul elastičnosti  $E$ , napetost na meji tečenja  $\sigma_y$ , temperaturni raztezni koeficient  $\alpha_T$  ter podatke o materialnih parametrih viskoznega lezenja jekla. Spreminjanje modula elastičnosti ter napetosti na meji plastičnega tečenja pri spreminjanju se temperaturi je podano tabelarično. Vgrajeni so materialni modeli, ki jih podajajo standard SIST EN 1993-1-2 [7], *Poh* [4, 20] ter bilinearni materialni model, kjer je upoštevano kinematično utrjevanje, medtem ko je pri preostalih upoštevano izotropno

utrjevanje. Pri vseh materialnih modelih pa je privzeto elastično razbremenjevanje. Bilinearni materialni model je podrobneje predstavljen v diplomskem delu T. Hozjana [9]. Materialni model, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2 [7] ter *Poh-ov* materialni model [4, 20], pa sta predstavljena v poglavju 4.3.1.1 in 4.3.2.

Vpliv temperaturnih deformacij v računalniškem programu POZAR določimo na podlagi priporočil standarda SIST EN 1993-1-2 [7] ter *Poh-a* [16], kar smo predstavili v poglavju 3.1.1 tega magistrskega dela.

Uporabimo lahko model viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah, ki ga je podal *Harmathy* [10]. Vrednosti nastopajočih materialnih parametrov za različne vrste jekel je določil *Williams-Leir* [3].

#### **6.4 Podatki o geometriji prečnega prereza**

Geometrijo prečnega prereza podamo s pravokotnimi podprerezi, razdeljenimi na prečne razdelitve in lamele. Celotni prerez tako razdelimo na končne elemente, znotraj katerih se pri integraciji po prečnem prerezu uporabi  $3 \times 3$  ploskovna *Gauss-ova* numerična integracija. Za vsak prečni prerez podamo vrsto uporabljenega materiala ter temperaturnega polja. S tem imamo omogočeno analizo sestavljenih prečnih prerezov iz različnih vrst materialov.

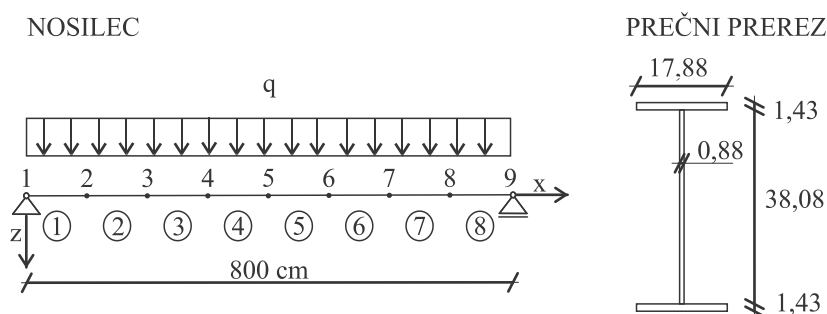


## 7 RAČUNSKI PRIMERI

Poglavitna naloga magistrskega dela je izdelava različnih parametričnih študij v računalniškem programu POZAR ter njihova primerjava z eksperimentalnimi rezultati. V prvem delu predstavljamo nov numerični algoritem za določitev prirastkov viskoznih deformacij lezenja jekla pri povišanih temperaturah, ki je validiran z osnovnim algoritmom programa POZAR. Sledi primerjava bilinearnega materialnega modela, z vgrajenim *Harmathy*-jevim modelom viskoznega lezenja jekla z uporabo predlaganih vrednosti materialnih parametrov *Williams-Leir*-a [3] ter eksperimentalnimi rezultati, ki sta jih podala *Kirby* in *Preston* [5] za jeklo kvalitete S355. Na podlagi eksperimentalnih rezultatov v primeru bilinearnega materialnega modela določimo nove vrednosti nastopajočih materialnih parametrov *Harmathy*-jevega viskoznega modela lezenja jekla. Nadalje vgradimo novo modificirano napetostno deformacijsko zvezo jekla, ki temelji na predlaganem *Poh*-ovem materialnem modelu, podrobneje opisanem v poglavju 4.3.2. Ponovno na podlagi eksperimentalnih rezultatov *Kirby*-ja in *Preston*-a v primeru modificiranega *Poh*-ovega materialnega modela določimo nove vrednosti nastopajočih materialnih parametrov *Harmathy*-jevega viskoznega modela lezenja jekla. V nadaljevanju primerjamo različne predhodno predstavljene materialne modele ter predhodno določene nove vrednosti materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela lezenja z eksperimentom, ki sta ga opravila *Rubert* in *Schaumann* [14]. Na koncu na primeru jeklenega okvirja, ki je bil predstavljen v delu A. Treven ter sodelavcev [15], prikažemo vpliv standardnega požara ter hitrega in počasnega razvoja naravnega požara na posamezni materialni model.

### 7.1 Računski primer NOSILEC

V predstavljenih računskih primerih obravnavamo prostoležeči nosilec, dolžine 800 cm ter površine prečnega prereza  $84,65 \text{ cm}^2$ , obremenjenega z mehansko in temperaturno obtežbo. Obtežbi imata konstantno velikost vzdolž nosilca, pri čemer se temperaturna obtežba spreminja s časom. Na sliki 7.1 prikazujemo nosilec, modeliran z osmimi končnimi elementi dolžine po 100 cm ter dimenzije jeklenega prečnega prereza.



Slika 7.1: Računska shema prostoležečega nosilca ter dimenzije jeklenega prečnega prereza v centimetrih.

Figure 7.1: Numerical simply supported beam model and applied steel cross section in centimeters.

Uporabljeno je jeklo kvalitete S275 ter trije različni materialni modeli. Prvi izmed njih je bilinearni materialni model z modulom elastičnosti pri sobni temperaturi  $E(20 \text{ }^\circ\text{C}) = 21.000 \text{ kN/cm}^2$ , napetost na meji tečenja pri tej temperaturi je  $\sigma_y(20 \text{ }^\circ\text{C}) = 27,5 \text{ kN/cm}^2$  ter modul utrjevanja  $E_p = 100 \text{ kN/cm}^2$ . Omenjene mehanske količine se spreminjajo s temperaturo v skladu s francoskimi predpisi [11], pri čemer je upoštevano tudi spreminjanje modula utrjevanja  $E_p$ , in sicer tako, kot se spreminja modul elastičnosti. Drugi model ne upošteva utrjevanja materiala in je določen skladno s

standardom SIST EN 1993-1-2 (poglavje 4.3.1.1). Modul elastičnosti in napetost na meji tečenja pri sobni temperaturi sta enaki, kot pri bilinearnem materialnem modelu, obe količini pa se z naraščanjem temperature spreminjata, kot je predstavljeno v poglavju 4.2.1. Zadnji uporabljeni materialni model upošteva utrjevanje materiala in je določen na podlagi modifikacije *Poh*-ovega materialnega modela, predstavljenega v poglavju 4.3.2. Modul elastičnosti ter napetost na meji tečenja pri sobni temperaturi sta enaki kot pri predhodno predstavljenih materialnih modelih. Spreminjanje omenjenih količin s temperaturo predstavljamo v poglavju 7.1.3.

V računski analizi z uporabo bilinearnega materialnega modela je vrednost mehanskih deformacij omejena na 10 %. Račun temperaturnih deformacij je določen skladno s standardom SIST EN 1993-1-2 [7] ter enačbami *Poh*-a [16], predstavljenimi v poglavju 3.1.1. Račun viskoznih deformacij je določen skladno s predlaganim *Harmathy*-jevim modelom viskoznega lezenja jekla ter *Williams-Leir*-ovimi vrednostmi materialnih parametrov za jeklo Austen 50 (počasno lezenje) ter za jekli SM50 in A135 (srednje hitro lezenje). Uporabimo tudi vrednosti parametrov viskoznega lezenja *Harmathy*-jevega modela, določene na podlagi eksperimentalnih rezultatov za jeklo kvalitete 50B [5], ki jih predstavimo v poglavju 7.1.2 za bilinearni materialni model ter v poglavju 7.1.4 za modificirani *Poh*-ov materialni model.

### 7.1.1 Nov numerični algoritem za izračun prirastkov viskozne deformacije lezenja jekla

V računalniškem programu POZAR je modificiran inkrementno–iterativni numerični algoritem za izračun prirastkov viskozne deformacije lezenja jekla pri povišanih temperaturah. Pri osnovnem algoritmu se za izračun prirastkov viskozne deformacije lezenja jekla uporabi napetost izračunana na koncu časovnega inkrementa, medtem ko se pri modificiranem numeričnem algoritmu uporabi napetost izračunana na njegovem začetku.

Pravilnost in primernost modificiranega inkrementno–iterativnega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskozne deformacije lezenja jekla pri povišanih temperaturah v računalniškem programu POZAR je ocenjena na podlagi primerjave rezultatov pridobljenih z uporabo osnovnega algoritma. Za primerjavo rezultatov so izbrani štirje računski primeri upogibnega nosilca.

V prvem primeru je nosilec vzdolž celotne dolžine enakomerno obtežen s konstantno zvezno obtežbo  $q$  velikosti 5 kN/m, kar predstavlja 10% izkoriščenost upogibne nosilnosti na sredini nosilca. V drugem primeru je nosilec vzdolž celotne dolžine obtežen s konstantno zvezno obtežbo  $q$  velikosti 25 kN/m, kar predstavlja 50% izkoriščenost. Sledita še primera konstantno zvezno obteženega nosilca v velikosti 30 kN/m (60% izkoriščenost) ter 35 kN/m (70% izkoriščenost). V vseh primerih je nosilec vzdolž celotne dolžine izpostavljen standardni požarni krivulji, predstavljeni v poglavju 2.1.1.

Račun viskoznih deformacij je določen skladno s predlaganim *Harmathy*-jevim modelom viskoznega lezenja jekla ter *Williams-Leir*-ovimi vrednostmi materialnih parametrov za jeklo Austen 50.

Dobljene rezultate prikazujemo v preglednicah 7.1 in 7.2.

Pri primerjavi štirih različnih primerov konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine dobimo enake rezultate v primeru 1N/1S ter v primeru 4N/4S, kjer oznaka N pomeni uporaba modificiranega numeričnega algoritma, S pa uporaba osnovnega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskoznih deformacij. V primerih 2N/2S ter 3N/3S smo računa z uporabo osnovnega

algoritma v računalniškem programu POZAR predčasno ustavili, kar je prikazano z zvezdico. Računska analiza je bila v omenjenih dveh primerih predčasno ustavljena zaradi premajhnega časovnega koraka, kar bi za računsko analizo v programu POZAR pomenilo še več ur nadaljnjega računanja. Dobljene rezultate grafično prikazujemo na sliki 7.2, kjer vidimo, da je časovni razvoj vertikalnega pomika na sredini nosilca z uporabo modificiranega in osnovnega algoritma izračuna prirastkov praktično enak.

Preglednica 7.1: Prikaz rezultatov štirih različnih računskih primerov konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine v programu POZAR, pri uporabi modificiranega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskozne deformacije jekla.

Table 7.1: Results of four different uniform beam loading examples in the program POZAR with modified numerical algorithm for calculation of creep strain increment.

	<b>Primer 1N</b>	<b>Primer 2N</b>	<b>Primer 3N</b>	<b>Primer 4N</b>
Obtežba $q$ [kN/m]	5	25	30	35
Začetni časovni korak [min]	1	1	1	1
Pomik na sredini [cm]	343,44	362,60	363,26	244,48
Čas končanja analize [min]	82,87	56,42	50,64	17,70
Temperatura [°C]	989,43	928,84	911,28	644,78
Čas računa [min]	36	24	23	15

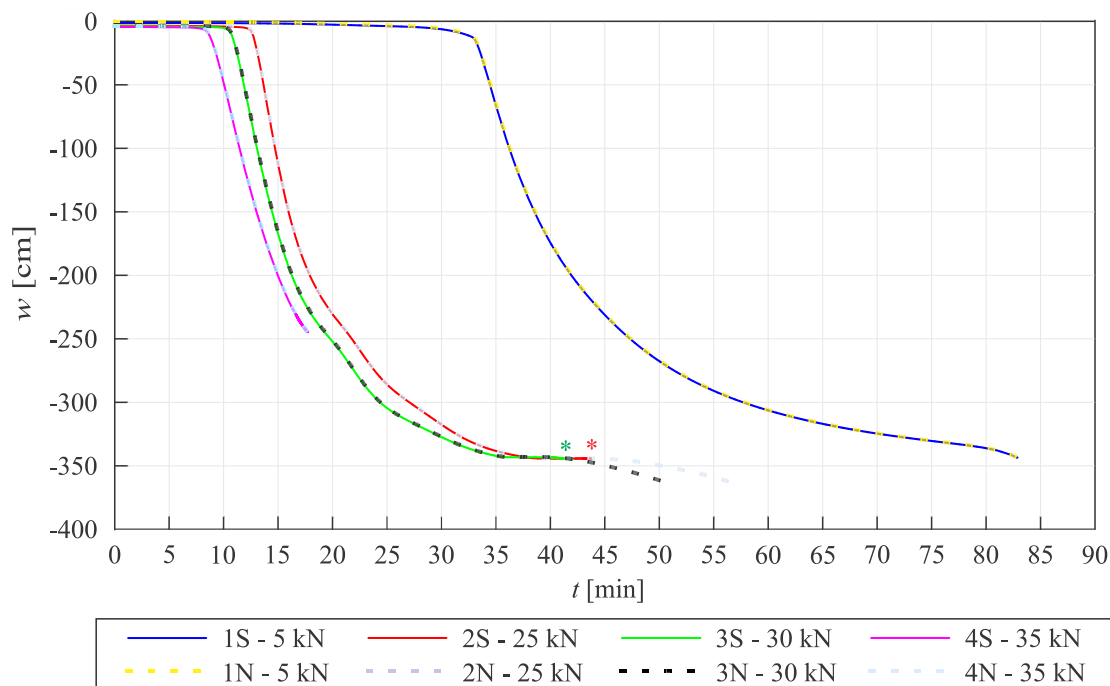
Preglednica 7.2: Prikaz rezultatov štirih različnih računskih primerov konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine v programu POZAR, pri uporabi osnovnega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskozne deformacije jekla.

Table 7.2: Results of four different uniform beam loading examples in the program POZAR with basic numerical algorithm for calculation of creep strain increment.

	<b>Primer 1S</b>	<b>Primer 2S</b>	<b>Primer 3S</b>	<b>Primer 4S</b>
Obtežba $q$ [kN/m]	5	25	30	35
Začetni časovni korak [min]	1	1	1	1
Pomik na sredini [cm]	343,43	344,26	345,01	244,27
Čas končanja analize [min]	82,87	43,77	42,02	17,69
Temperatura [°C]	989,43	886,06	878,33	644,45
Čas računa [min]	/	1369*	1370*	/

\*račun je bil predčasno ustavljen

Deformacije velikosti 2 % kažejo na verjetnost resne poškodbe konstrukcije [3], zato v nadaljevanju omejimo velikost mehanskih deformacij na vrednost 5 %. Sledi konvergenčna študija različnih velikosti časovnih korakov v primeru uporabe modificiranega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskozne deformacije jekla. Uporabimo drugi računski primer, kjer konstantna zvezna obtežba  $q$  vzdolž celotnega nosilca znaša 25 kN/m, vsi ostali vhodni podatki ostanejo enaki kot v prejšnji računski analizi. Rezultate prikazujemo v preglednici 7.3.



Slika 7.2: Prikaz časovnega razvoja pomika na sredini nosilca pri štirih različnih računskih primerih konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine v osnovnem programu POZAR (1S, 2S, 3S, 4S) ter v modificiranem programu POZAR (1N, 2N, 3N, 4N).

Figure 7.2: The time evolution of displacements in the middle of the beam for four different uniform loading examples in the basic version of program POZAR (1S, 2S, 3S, 4S) and in the modified version of program (1N, 2N, 3N, 4N).

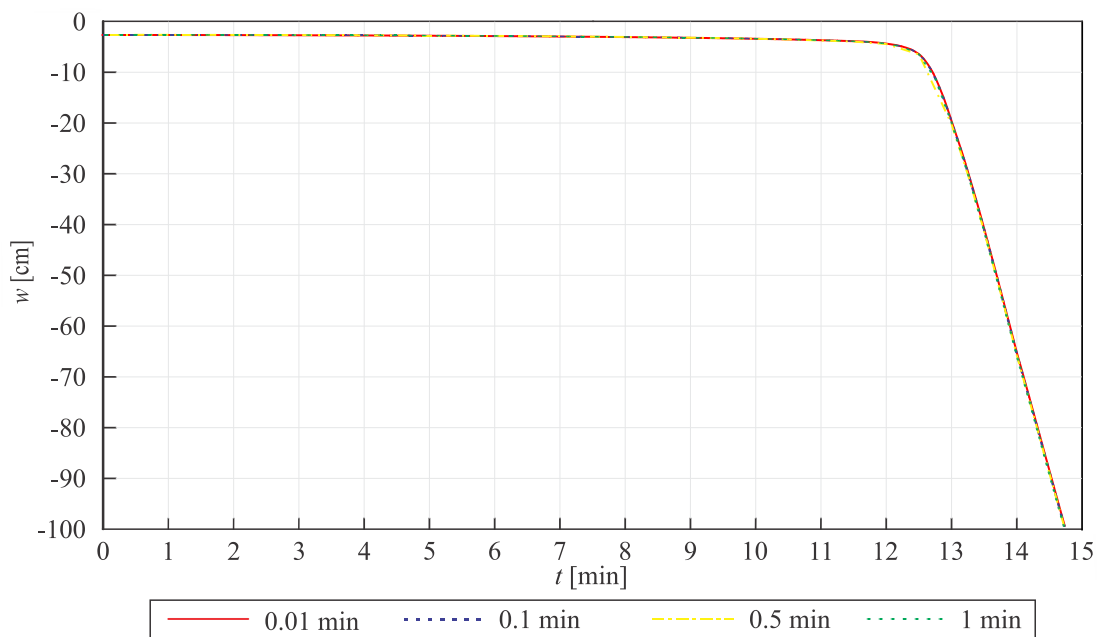
Preglednica 7.3: Prikaz rezultatov konstantno zvezno obteženega nosilca vzdolž celotne dolžine pri štirih različnih časovnih korakih v modificirani verziji programa POZAR.

Table 7.3: Results of uniformly loaded beam at four different time intervals in the modified version of the program POZAR.

	<b>Primer 1</b>	<b>Primer 2</b>	<b>Primer 3</b>	<b>Primer 4</b>
Obtežba $q$ [kN/m]	25	25	25	25
Začetni časovni korak [min]	0,01	0,1	0,5	1
Pomik na sredini [cm]	99,7137	99,6867	99,2765	99,5927
Čas končanja analize [min]	14,74	14,74	14,72	14,73
Temperatura [°C]	573,17	572,97	572,56	572,67

Nosilec v obravnavanih primerih doseže pomik velikosti med 99,28 cm in 99,71 cm pri času 14,7 min. Rezultate grafično prikazujemo na sliki 7.3.

V nadaljevanju upoštevamo le uporabo modificiranega numeričnega algoritma za izračun prirastkov viskozne deformacije lezenja jekla pri povišanih temperaturah, saj smo pokazali, da dobimo primerljive rezultate z uporabo osnovnega numeričnega algoritma za izračun prirastkov. S tem časovno precej skrajšamo mehansko analizo v programu POZAR. Na podlagi opravljene konvergenčne študije opazimo, da dobimo podobne rezultate z uporabo časovnega koraka 0,01 min ter 0,1 min, zato v nadaljnjih analizah za doseženo dovolj visko stopnjo natančnosti upoštevamo vrednost časovnega koraka 0,1 min.

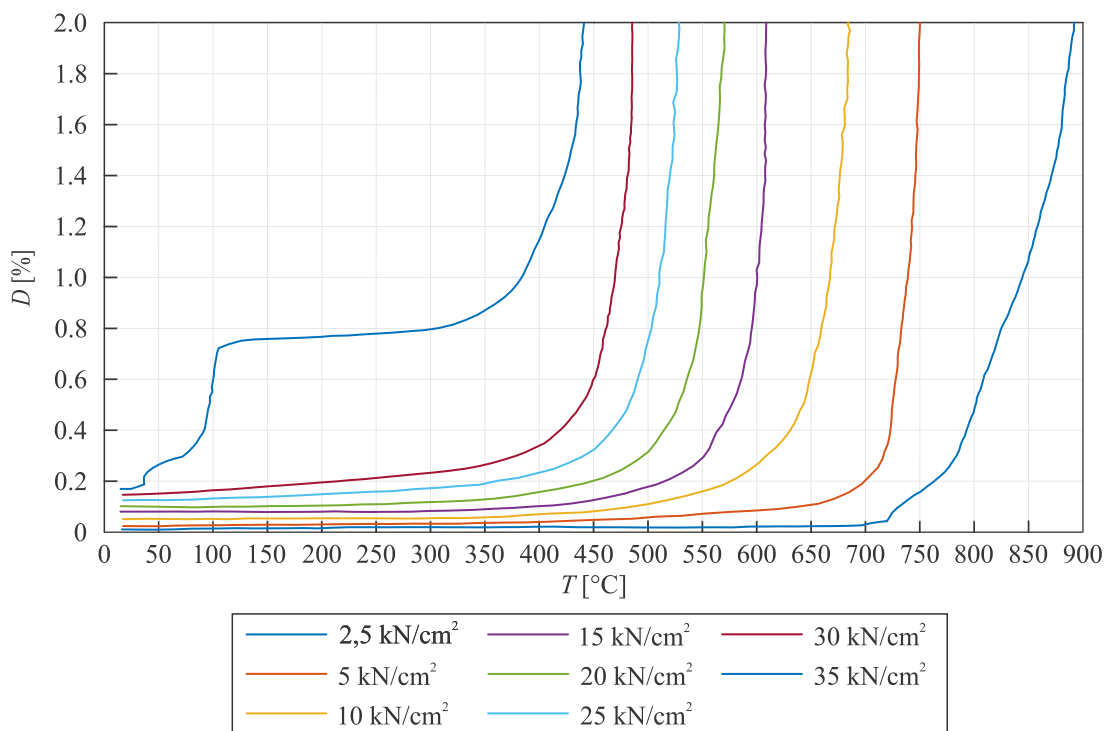


Slika 7.3: Vertikalni pomik na sredini nosilca pri štirih različnih vrednostih prirastka časa.

Figure 7.3: Vertical displacement in the middle of the beam at four different values of time increment.

### 7.1.2 Validacija bilinearnega materialnega modela ter Harmathy-jevega modela viskoznega lezenja jekla z eksperimentalnimi rezultati Kirby-ja in Preston-a

V nadaljevanju predstavljamo validacijo bilinearnega materialnega modela, predstavljenega v poglavju 7.1. Dobljene numerične rezultate validiramo z eksperimentalnimi, ki sta jih podala Kirby in Preston [5] za jeklo kvalitete 50B, kar ustreza evropski kvaliteti jekla S355.



Slika 7.4: Eksperimentalne natezne krivulje pridobljene za jeklo kvalitete 50B, Kirby in Preston [5].

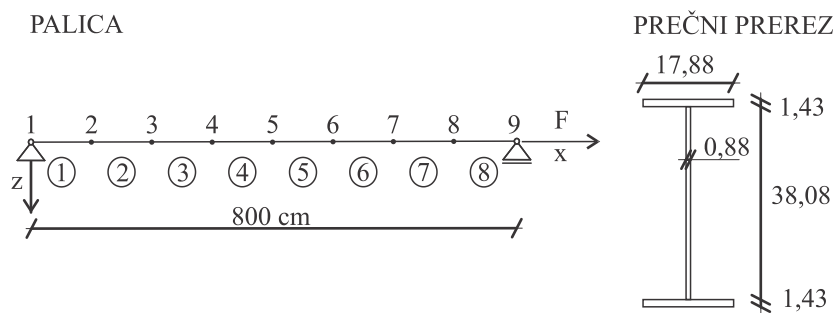
Figure 7.4: Tensile experimental curves for steel grade 50B, Kirby and Preston [5].

Eksperimenti [5] so bili opravljene na natezni palici pri različnih nivojih napetosti. Temperaturna obtežba je naraščala s hitrostjo 10 °C/min. V podanih rezultatih eksperimenta so bile zajete le mehanske deformacije ter deformacije viskoznega lezenja, medtem ko temperaturne deformacije niso bile vključene:

$$D = D_M + D_{cr}. \quad (7.1)$$

Uporabljene eksperimentalne rezultate prikazujemo na sliki 7.4.

V nadaljevanju v programu POZAR izdelamo model nosilca obremenjenega le s konstantno natezno osno silo v desnem vozlišču, kot prikazujemo na sliki 7.5. Obremenitev, navedena v preglednici 7.4, je povzročila enako vrednost napetosti po celotni dolžini nosilca, kot je predstavljeno v eksperimentu. Poleg konstantne osne obremenitve je bil nosilec izpostavljen segrevanju s hitrostjo 10 °C/min. Uporabimo materialne parametre viskoznega lezenja za jekla Austen 50, SM50 ter A135 ter bilinearni materialni model. Ostali vhodni podatki ostajajo enaki kot v predhodnih računskih analizah, dodatno spremenimo le vrednost modula utrjevanja, ki sedaj znaša  $E_p = 210 \text{ kN/cm}^2$  ter uporabimo jeklo kvalitete S355, kar ustreza kvaliteti jekla, uporabljeni v eksperimentu. Dobljene rezultate za vrednosti napetosti 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup> ter 35 kN/cm<sup>2</sup> so grafično prikazujemo na sliki 7.6.



Slika 7.5: Računska shema natezne palice ter dimenzije jeklenega prečnega prereza v centimetrih.

Figure 7.5: Numerical tensile beam model and applied steel cross section in centimeters.

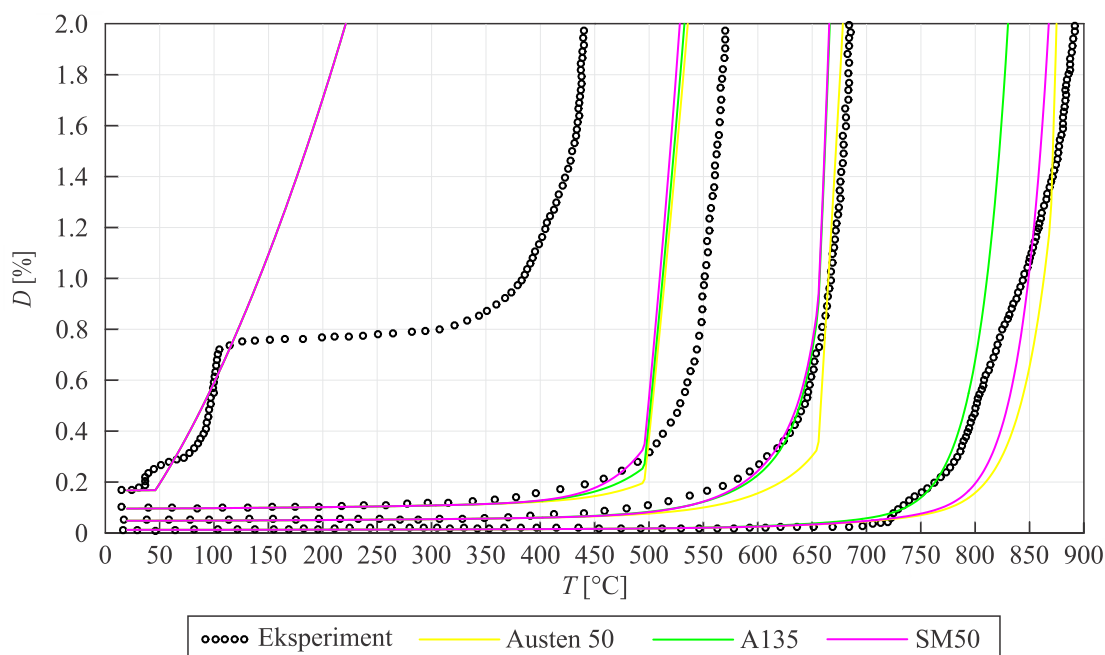
Preglednica 7.4: Vrednost konstantne osne sile, ki povzroči enako vrednost napetosti vzdolž celotnega nosilca kot v eksperimentu [5].

Table 7.4: The value of the constant axial force that causes the same value of stress as used in experiment [5].

$\sigma$ [kN/cm <sup>2</sup> ]	$F$ [kN]
2,5	211,62
5	423,24
10	846,47
15	1269,71
20	1692,94
25	2116,18
30	2539,41
35	2962,65

Na sliki 7.6 opazimo, da se natezne krivulje z uporabo različnih vrednosti materialnih parametrov lezenja (Austen 50, A135 ter SM50) ter bilinearnim materialnim modelom, pri majhnih vrednostih napetosti med seboj slabo ujemajo. Najboljše ujemanje nateznih krivulj z eksperimentalnimi rezultati dobimo okoli vrednosti napetosti 10 kN/cm<sup>2</sup>, kjer se eksperimentalnim podatkom najbolj prilagajata krivulji z uporabljenimi vrednostmi materialnih parametrov viskoznega lezenja za jekli A135 ter

SM50. Na podlagi opravljenih mehanskih računskih analiz na natezni palici se odločimo, da pri *Harmathy*-jevem modelu viskoznega lezenja jekla izboljšamo vrednosti nastopajočih materialnih parametrov  $c_1$  do  $c_5$  ter tako dobimo boljše ujemanje z eksperimentalnimi rezultati.



Slika 7.6: Eksperimentalne natezne krivulje [5] ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo bilinearnega materialnega modela ter *Harmathy*-jevega modela lezenja z *Williams-Leir*-ovimi parametri za jekla Austen 50, A135 ter SM50, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup> ter 35 kN/cm<sup>2</sup>.

Figure 7.6: Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from bilinear material model and proposed *Harmathy* creep model with usage of *Williams-Leir* creep parameters for steel grades Austen 50, A135 and SM50 for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup> and 35 kN/cm<sup>2</sup>.

Izhodiščni podatki pri določanju novih vrednosti parametrov viskoznega lezenja so materialni parametri *Williams-Leir*-a za jeklo kvalitete A135. Uporabimo bilinearni materialni model, ki smo ga opisali v začetku tega poglavja. Nove vrednosti materialnih parametrov viskoznega lezenja jekla določimo na podlagi eksperimentalne natezne krivulje *Kirby*-ja ter *Preston*-a [5], pri vrednosti napetosti  $\sigma = 10$  kN/cm<sup>2</sup>. Namreč, kot je razvidno iz rezultatov, prikazanih na sliki 7.6, so razlike pri vrednostih napetosti nad 15 kN/cm<sup>2</sup> med eksperimentalnimi in računskimi krivuljami prevelike, da bi lahko dobili dobro ujemanje z določitvijo novih vrednosti nastopajočih materialnih parametrov lezenja, saj na obliko krivulje v območju višjih napetosti vidno vpliva tudi sama napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah.

Z uporabo metode najmanjših kvadratov za omenjene izhodiščne podatke določimo nove vrednosti materialnih parametrov  $c_1$  do  $c_5$ , zaokrožene na tri decimalna mesta:

$$c_1 = 3,799 \cdot 10^{-4} \text{ min,}$$

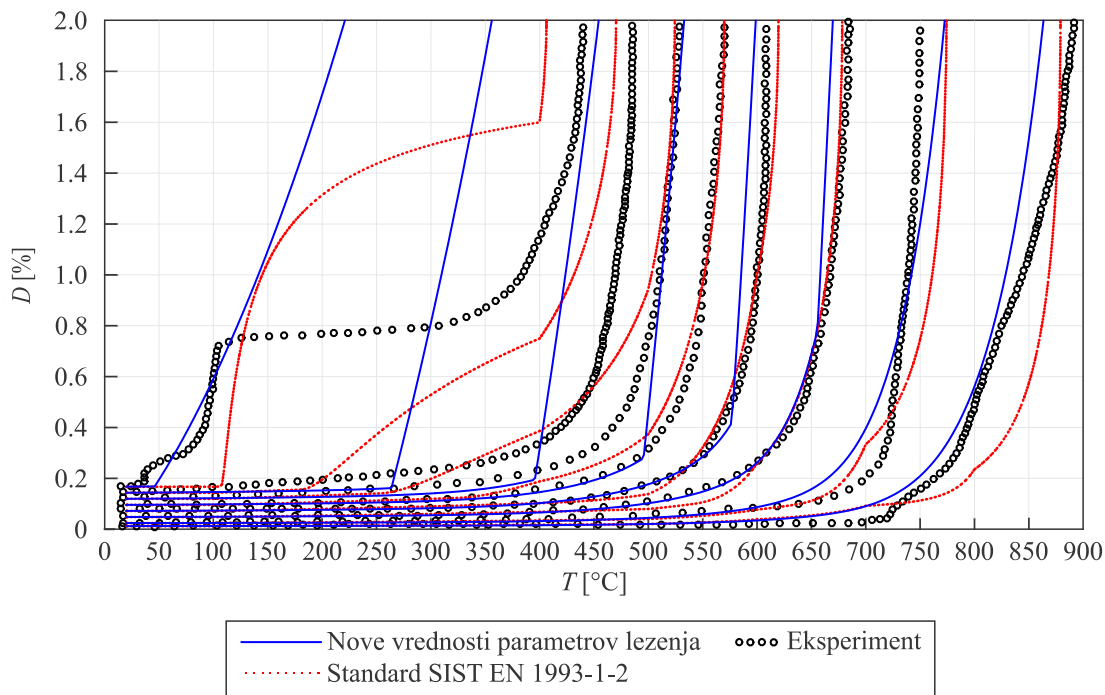
$$c_2 = 2,861,$$

$$c_3 = 7,702 \cdot 10^{-3},$$

$$c_4 = 1,184,$$

$$c_5 = 2,405 \cdot 10^4 \text{ K.}$$

Primerjavo med eksperimentalnimi in numeričnimi rezultati, pridobljenimi z uporabo novih vrednosti materialnih parametrov lezenja, prikazujemo na sliki 7.7. Na sliki poleg omenjenih rezultatov podajamo tudi rezultate z uporabo materialnega modela, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2, podrobneje predstavljen v poglavju 4.3.1.1.



Slika 7.7: Eksperimentalne natezne krivulje [5], krivulje določene z uporabo materialnega modela, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2 ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo bilinearnega materialnega modela ter *Harmathy*-jevega modela lezenja ter novih vrednosti parametrov lezenja, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 15 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup>, 25 kN/cm<sup>2</sup>, 30 kN/cm<sup>2</sup> ter 35 kN/cm<sup>2</sup>.

Figure 7.7: Tensile experimental curves for steel grade 50B [5], curves derived from material model proposed in standard SIST EN 1993-1-2 and tensile curves derived from bilinear material model and proposed creep model by *Harmathy* with usage of new creep parameters for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 15 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup>, 25 kN/cm<sup>2</sup>, 30 kN/cm<sup>2</sup> and 35 kN/cm<sup>2</sup>.

Opazimo, da se natezne krivulje, določene z uporabo bilinearnega materialnega modela ter *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja z novimi vrednostmi materialnih parametrov lezenja, eksperimentalnim rezultatom dobro prilagajajo v območju napetosti do vrednosti 15 kN/cm<sup>2</sup>. Pri napetostih nad to vrednostjo uporabljeni bilinearni materialni model ne odraža več realnega obnašanja jeklenega nateznega elementa.

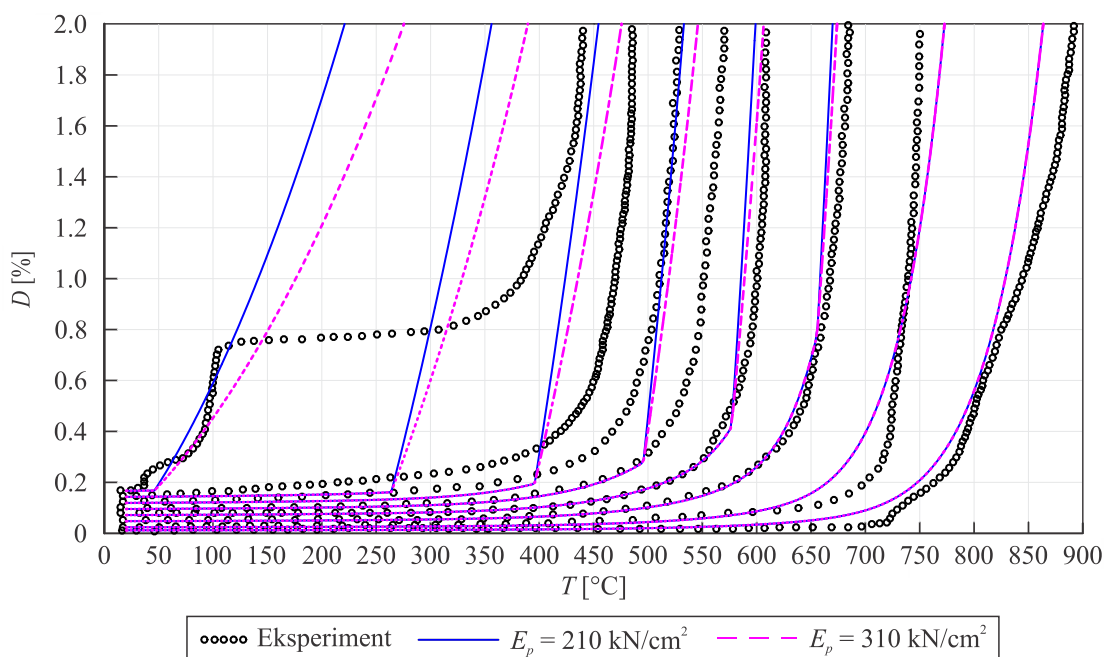
Natezne krivulje, opisane v prejšnjem odstavku, ter eksperimentalne rezultate primerjamo tudi z uporabo materialnega modela, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2, brez dodatnega eksplicitnega upoštevanja lezenja. Opazimo, da se krivulje, ki jih dobimo z uporabo standarda, dobro prilagajajo eksperimentalnim rezultatom v območju vrednosti napetosti med 10 kN/cm<sup>2</sup> ter 20 kN/cm<sup>2</sup>. V območju vrednosti napetosti nad 20 kN/cm<sup>2</sup> materialni model, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2, prav tako ne daje dobrih rezultatov obnašanja jekla, kar je vidno tudi na sliki 7.7. Namreč, kot je opisano v [6] je prosti zdrs atomov v kristalni strukturi preprečen z ovirami znotraj strukture, tako da



je potrebna večja sila, da se atom pomakne preko ovire v novo ravnotežno stanje. Domnevamo, da se to kaže v primeru eksperimentalne natezne krivulje pri vrednosti napetosti  $35 \text{ kN/cm}^2$ .

Tako ugotavljamo, da sta bilinearni materialni model z upoštevanjem lezenja ter materialni model, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2, primerna za mehansko analizo konstrukcij pri nižjih nivojih napetosti.

Na bilinearni materialni model pomembno vpliva izbira modula utrjevanja  $E_p$ , kar prikazujemo na sliki 7.8. Opazimo, da modul utrjevanja materiala vpliva na mehanski odziv konstrukcije pri nizkih temperaturah ter visokih nivojih napetosti, medtem ko pri visokih temperaturah ter nižjih nivojih napetosti njegov vpliv ni več tako izrazit.



Slika 7.8: Eksperimentalne natezne krivulje [5] ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo bilinearnega materialnega modela ter Harmathy-jevega modela lezenja in novih vrednosti parametrov lezenja ter dveh različnih vrednosti modula utrjevanja  $E_p$ , pri vrednostih napetosti od desne proti levi:  $2,5 \text{ kN/cm}^2$ ,  $5 \text{ kN/cm}^2$ ,  $10 \text{ kN/cm}^2$ ,  $15 \text{ kN/cm}^2$ ,  $20 \text{ kN/cm}^2$ ,  $25 \text{ kN/cm}^2$ ,  $30 \text{ kN/cm}^2$  ter  $35 \text{ kN/cm}^2$ .

Figure 7.8: Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from bilinear material model and creep model proposed by Harmathy with usage of new creep parameters and two different values of strain hardening module for applied stress from right to left:  $2,5 \text{ kN/cm}^2$ ,  $5 \text{ kN/cm}^2$ ,  $10 \text{ kN/cm}^2$ ,  $15 \text{ kN/cm}^2$ ,  $20 \text{ kN/cm}^2$ ,  $25 \text{ kN/cm}^2$ ,  $30 \text{ kN/cm}^2$  and  $35 \text{ kN/cm}^2$ .

V nadaljnjih mehanskih računskih analizah pri bilinearnem materialnem modelu upoštevamo vrednost modula utrjevanja  $E_p = 310 \text{ kN/cm}^2$ .

### 7.1.3 Modificirana Poh-ova napetostno deformacijska zveza jekla pri povišanih temperaturah

V računalniški program POZAR je poleg novih vrednosti materialnih parametrov viskoznega lezenja Harmathy-jevega modela, na novo vgrajena modificirana napetostno deformacijska zveza jekla, ki jo je podal Poh [4, 20] in je podrobneje predstavljena v poglavju 4.3.2. Pri vgradnji zveze je predhodno definirano spreminjanje elastičnega modula jekla ter napetosti na meji tečenja z naraščanjem temperature. Spreminjanje elastičnega modula jekla z naraščanjem temperature podaja parameter  $\beta_1$ ,

spreminjanje napetosti na meji tečenja pa podaja parameter  $\beta_4$ , pri tem oba parametra določimo z enačbo (4.37).

V izogib numeričnim problemom, pri modificirani *Poh*-ovi napetostno deformacijski zvezi, podani z enačbami (4.34) do (4.36), vrednost parametra  $\beta_8$  nastavimo na 0 ter tako izločimo vodoravni del krivulje, ki je prisoten v temperaturnem območju med 20 °C in 400 °C. Zaradi omenjene spremembe je potrebno definirati novo vrednost parametra  $\beta_{10}$ , ki je bila predhodno nastavljena na vrednost mehanske deformacije 0,001. Parameter  $\beta_{10}$  določimo z enačbo:

$$\beta_{10} = \beta_4 \cdot \frac{f_{y,T}}{E_T}. \quad (7.2)$$

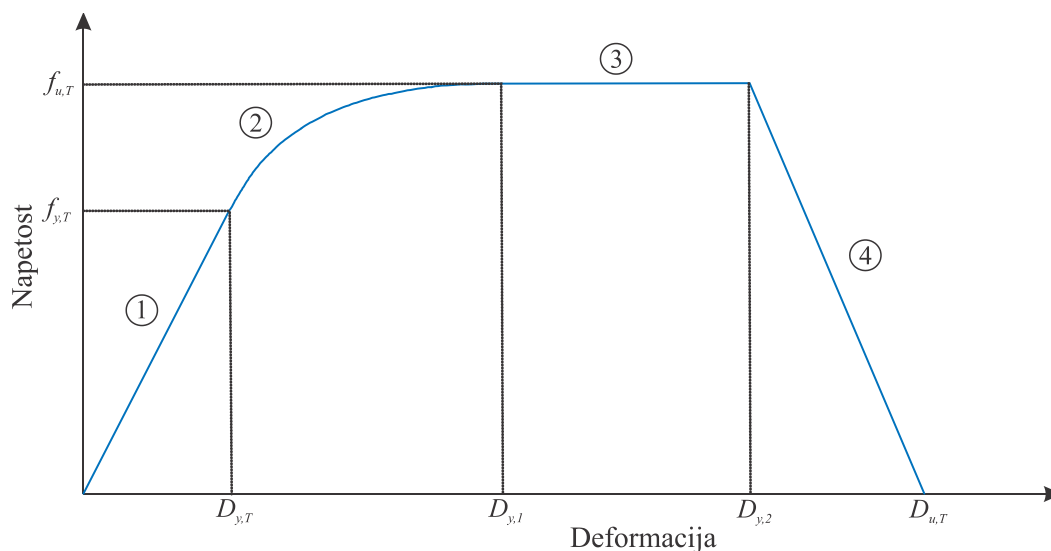
Modificirana *Poh*-ova napetostno deformacijska zveza jekla je pri vgradnji v program POZAR razdeljena na štiri dele. Prvi del je linearen, kjer so prisotne le elastične mehanske deformacije. Drugi del je nelinearen, kjer so poleg elastične prisotne še plastične mehanske deformacije. V tretjem delu se mehanske deformacije povečujejo pri konstantni vrednosti napetosti. V četrtem delu zveze vrednost napetosti začne padati ter pri mejni deformaciji doseže vrednost 0. Uporabljeno napetostno deformacijsko zvezo jekla pri povišanih temperaturah prikazujemo na sliki 7.10, kjer so vrednosti deformacij na posameznih območjih:

$$D_{y,T} = f_{y,T}/E_T,$$

$$D_{y,1} = 0,04,$$

$$D_{y,2} = 0,15,$$

$$D_{u,T} = 0,20.$$



Slika 7.9: Prikaz uporabljenih štirih delov modificirane *Poh*-ove napetostno deformacijske zveze jekla v programu POZAR.

Figure 7.9: Four parts of modified *Poh* stress-strain relationship for steel used in program POZAR.

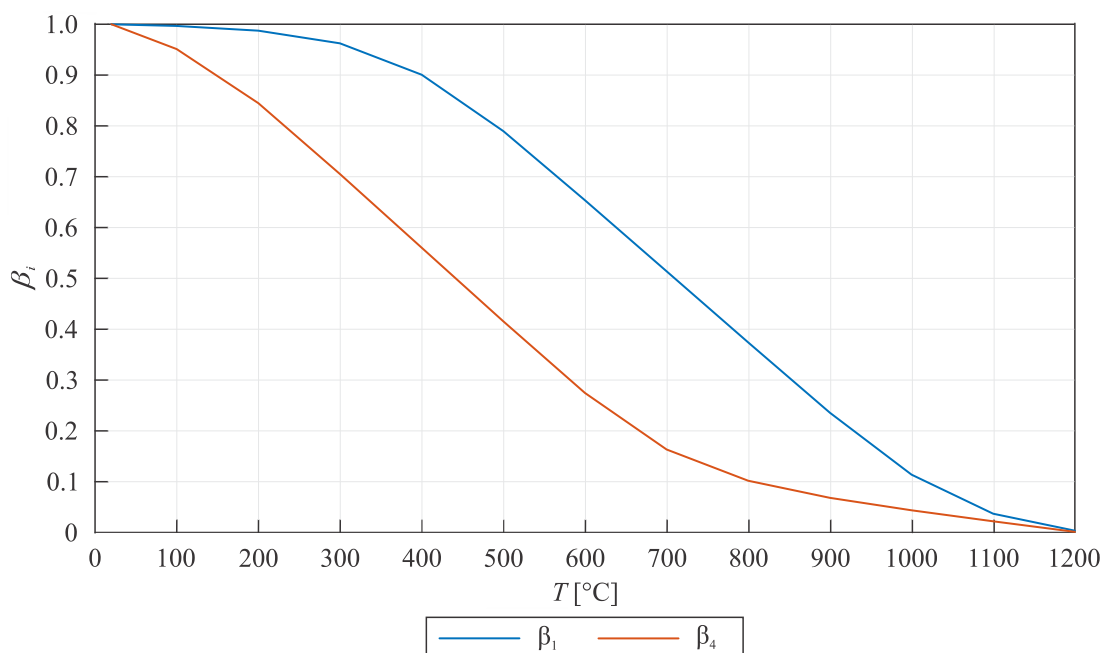
Vrednost  $D_{y,1}$  določimo na podlagi literature [21], kjer sta *Kodur* in *Dwaikat* upoštevala naraščanje napetosti do dosežene vrednosti deformacije 4 %, od tu naprej pa sta predpostavila konstanten potek napetosti do vrednosti 20 %. Ostali dve vrednosti deformacij  $D_{y,2}$  ter  $D_{u,T}$  sta določeni na podlagi standarda SIST EN 1993-1-2 [7].

V preglednici 7.5 prikazujemo vrednosti parametra  $\beta_1$  ter vrednosti parametra  $\beta_4$ . Omenjeni količini potrebujemo pri izdelavi novega materialnega modela, razdeljenega na štiri dele, v računalniškem programu POZAR. Na sliki 7.10 opazimo, da se vrednost napetosti na meji tečenja zmanjšuje hitreje kot vrednost modula elastičnosti.

Preglednica 7.5: Vrednosti parametrov  $\beta_1$  in  $\beta_4$  pri izbranih temperaturah  $T$ , določena na podlagi *Poh*-ove napetostno deformacijske zveze pri povišanih temperaturah [20].

Table 7.5: Parameters  $\beta_1$  and  $\beta_4$  at selected temperatures  $T$ , determined on the basis of *Poh* stress strain relationship at elevated temperatures [20].

$T$ [°C]	$\beta_1$	$\beta_4$
20	1,0000	1,0002
100	0,9968	0,9513
200	0,9875	0,8449
300	0,9626	0,7054
400	0,9008	0,5605
500	0,7899	0,4156
600	0,6539	0,2747
700	0,5140	0,1634
800	0,3740	0,1019
900	0,2357	0,0682
1000	0,1138	0,0437
1100	0,0369	0,0220
1200	0,0036	0,0013

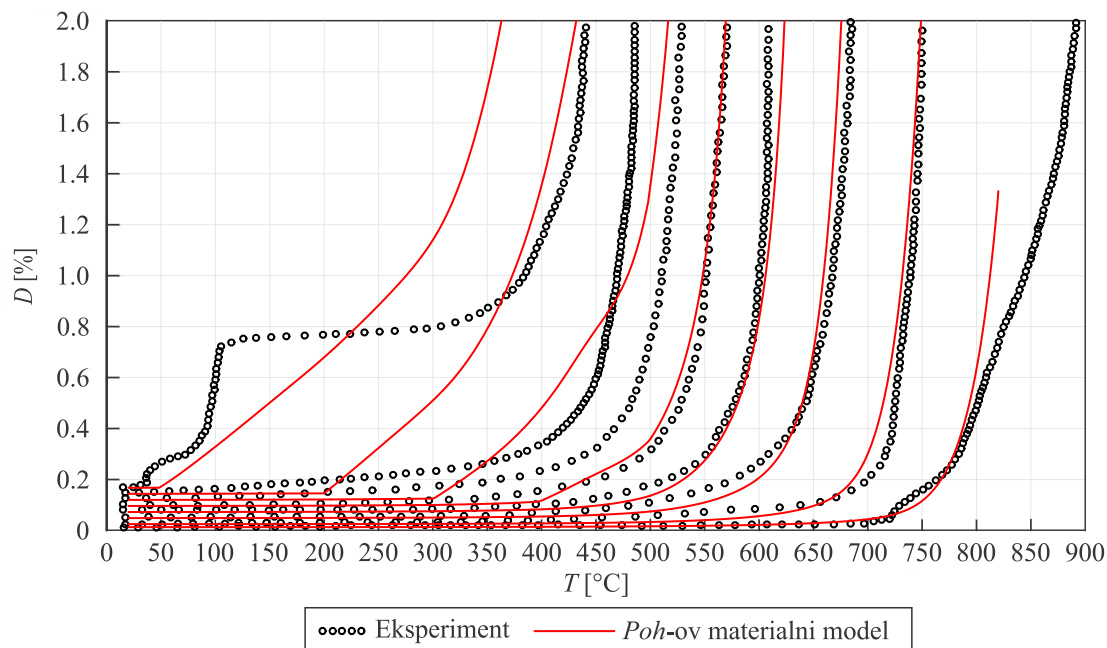


Slika 7.10: Parametra  $\beta_1$  in  $\beta_4$ , navedena v preglednici 7.5, za napetostno deformacijsko zvezo v jeklu pri povišanih temperaturah.

Figure 7.10: Parameters  $\beta_1$  and  $\beta_4$  listed in table 7.5 for stress-strain-temperature relation for structural steel.

### 7.1.4 Validacija modificiranega Poh-ovega materialnega modela ter Harmathy-jevega modela viskoznega lezenja jekla z eksperimentalnimi rezultati Kirby-ja in Preston-a

V nadaljevanju na primeru natezne palice, opisane v poglavju 7.1.2, prikažemo uporabo modificiranega *Poh*-ovega materialnega modela ter *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja z upoštevanjem *Williams-Leir*-ovih vrednosti materialnih parametrov za jeklo kvalitete A135.



Slika 7.11: Eksperimentalne natezne krivulje [5] ter natezne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo modificiranega *Poh*-ovega materialnega modela ter *Harmathy*-jevega modela lezenja ter *Williams-Leir*-ovih vrednosti nastopajočih parametrov za jeklo A135, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 15 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup>, 25 kN/cm<sup>2</sup>, 30 kN/cm<sup>2</sup> ter 35 kN/cm<sup>2</sup>.

Figure 7.11: Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from modified *Poh* material model and creep model proposed by *Harmathy* with usage of *Williams-Leir* creep parameters for steel grade A135 for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 15 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup>, 25 kN/cm<sup>2</sup>, 30 kN/cm<sup>2</sup> and 35 kN/cm<sup>2</sup>.

Na sliki 7.11 opazimo, da se natezne krivulje z uporabo vrednosti materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja za jeklo kvalitete A135 ter modificiranim *Poh*-ovim materialnim modelom, pri majhnih vrednostih napetosti med seboj dobro ujemajo. Na podlagi opravljenih mehanskih računskih analiz na natezni palici in dobljenih rezultatov, prikazanih na sliki 7.11, se odločimo podobno kot v primeru bilinearnega materialnega modela, in sicer, da pri *Harmathy*-jevem modelu viskoznega lezenja jekla ponovno skušamo izboljšati vrednosti nastopajočih materialnih parametrov  $c_1$  do  $c_5$ .

Izhodiščni podatki pri določanju novih vrednosti parametrov lezenja so materialni parametri *Williams-Leir*-a za jeklo kvalitete A135. Uporabljen je modificirani *Poh*-ov materialni model. Nove vrednosti materialnih parametrov viskoznega lezenja določimo na podlagi eksperimentalne natezne krivulje *Kirby*-ja ter *Preston*-a [5] pri vrednosti napetosti  $\sigma = 10$  kN/cm<sup>2</sup>. Namreč, kot je razvidno iz rezultatov, prikazanih na sliki 7.11, so razlike pri vrednostih napetosti nad 20 kN/cm<sup>2</sup> med eksperimentalnimi in računskimi krivuljami ponovno prevelike, da bi lahko dobili dobro ujemanje z določitvijo novih vrednosti nastopajočih materialnih parametrov lezenja.

Z uporabo metode najmanjših kvadratov za omenjene izhodiščne podatke določimo nove vrednosti materialnih parametrov  $c_1$  do  $c_5$ , zaokrožene na tri decimalna mesta:

$$c_1 = 2,601 \cdot 10^{-2} \text{ min,}$$

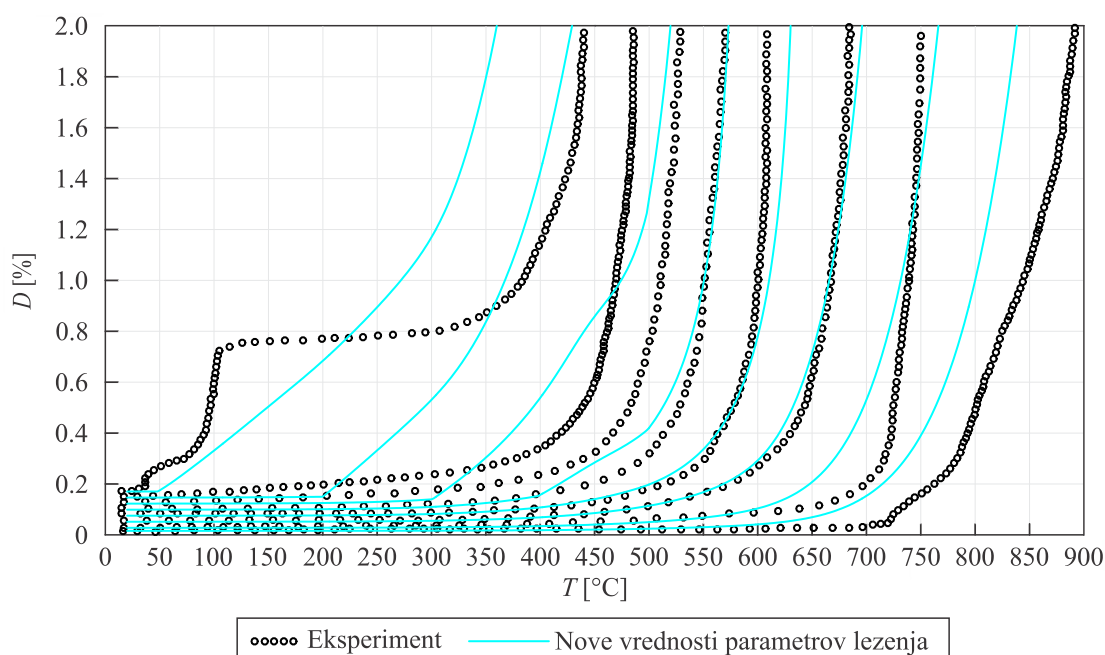
$$c_2 = 1,967,$$

$$c_3 = 7,364 \cdot 10^{-10},$$

$$c_4 = 1,452,$$

$$c_5 = 2,016 \cdot 10^4 \text{ K.}$$

Primerjavo nateznih krivulj z uporabo novih vrednosti materialnih parametrov lezenja in modificiranim *Poh*-ovim materialnim modelom z eksperimentalnimi rezultati prikazuje slika 7.12.



Slika 7.12: Eksperimentalne nategne krivulje [5] ter nategne krivulje za jeklo kvalitete 50B, pridobljene z uporabo modificiranega *Poh*-ovega materialnega modela ter *Harmathy*-jevega modela lezenja ter novih vrednosti parametrov lezenja, pri vrednostih napetosti od desne proti levi: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 15 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup>, 25 kN/cm<sup>2</sup>, 30 kN/cm<sup>2</sup> ter 35 kN/cm<sup>2</sup>.

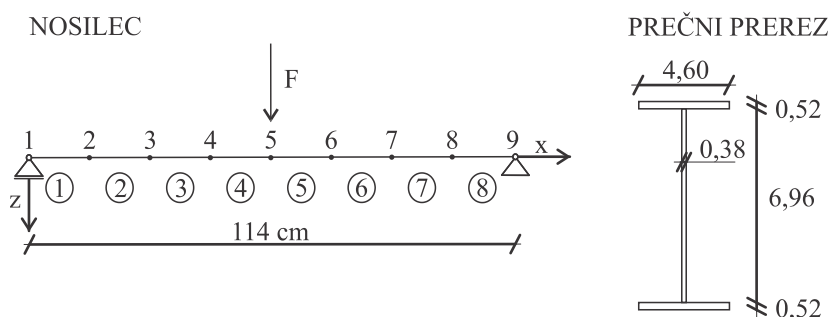
Figure 7.12: Tensile experimental curves for steel grade 50B [5] and tensile curves derived from modified *Poh* material model and proposed creep model by *Harmathy* with usage of new creep parameters for applied stress from right to left: 2,5 kN/cm<sup>2</sup>, 5 kN/cm<sup>2</sup>, 10 kN/cm<sup>2</sup>, 15 kN/cm<sup>2</sup>, 20 kN/cm<sup>2</sup>, 25 kN/cm<sup>2</sup>, 30 kN/cm<sup>2</sup> and 35 kN/cm<sup>2</sup>.

Opazimo, da se nategne krivulje, določene z uporabo modificiranega *Poh*-ovega materialnega modela ter *Harmathy*-jevega modela lezenja z novimi vrednostmi parametrov lezenja, eksperimentalnim rezultatom dobro prilegajo v območju napetosti med 5 kN/cm<sup>2</sup> in 20 kN/cm<sup>2</sup>. Pri napetostih nad to vrednostjo uporabljeni materialni model ne odraža več obnašanja jeklenega nateznega elementa. V primerjavi z bilinearnim materialnim modelom, prikazanim na slikah 7.7 in 7.8, je sedaj ujemanje boljše tudi za nekoliko višje vrednosti napetosti. Podobno kot pri bilinearnem materialnem modelu in modelu skladno s standardom SIST EN 1993-1-2, tudi z modificiranim *Poh*-ovim materialnim modelom in novimi parametri viskoznega lezenja ne dosežemo dobrega ujemanja pri visokih nivojih napetosti.

## 7.2 Eksperimentalni rezultati Rubert-a in Schaumann-a

Nove vrednosti materialnih parametrov viskoznega lezenja jekla za *Harmathy*-jev model, ki smo jih določili v poglavjih 7.1.2 in 7.1.4, uporabimo v računskem primeru nosilca, ki sta ga eksperimentalno raziskovala *Rubert*-a in *Schaumann*-a. Eksperimentalni rezultati, pridobljeni na primeru prostoležečega nosilca, obteženega z mehansko ter temperaturno obtežbo, so bili predstavljeni v delu T. Hozjana ter sodelavcev [14].

Prostoležeči nosilec dolžine 114 cm je obtežen s točkovno prečno silo na sredini, kot prikazuje slika 7.13. Vrednost točkovne prečne sile je določena na podlagi eksperimentalno določene vrednosti napetosti na meji tečenja  $\sigma_y$ , ter razmerja med obtežbo ter nosilnostjo elementa pri sobni temperaturi  $\eta$ , kar prikazujemo v preglednici 7.6. Poleg mehanske obtežbe je nosilec izpostavljen še temperaturni obtežbi, ki narašča s hitrostjo 10 °C/min.



Slika 7.13: Računska shema prostoležečega nosilca ter dimenzije jeklenega prečnega prereza v centimetrih.

Figure 7.13: Simply supported numerical beam model and applied steel cross section in centimeters.

V eksperimentu je bilo uporabljeno jeklo kvalitete S355, modul elastičnosti pri sobni temperaturi pa je znašal 19.200 kN/cm<sup>2</sup>.

Preglednica 7.6: Eksperimentalno določena vrednost napetosti na meji tečenja  $\sigma_y$ , pri različnih obtežnih razmerjih  $\eta$  ter računška vrednost točkovne prečne sile pri tem razmerju [14].

Table 7.6: Experimental value of the yield strength  $\sigma_y$ , at different load ratios  $\eta$  and calculated values of the force  $F$  [14].

Razmerje $\eta$	$\sigma_y$ [kN/cm <sup>2</sup> ] [14]	$F$ [kN]
0,20	39,9	6,1
0,50	39,9	15,4
0,70	39,9	21,5
0,85	35,2	23,1

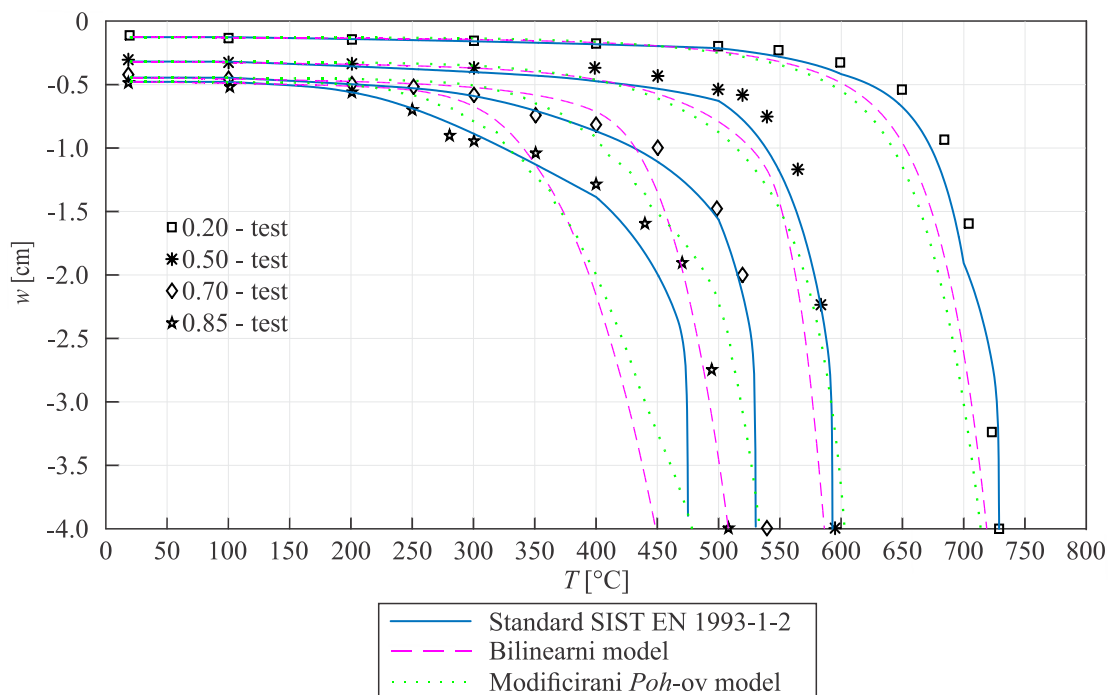
V mehanski računski analizi je prikazan pomik konstrukcije  $w$  v odvisnosti od temperature  $T$  v treh različnih primerih.

V prvem primeru uporabimo materialni model jekla brez utrjevanja, kot ga podaja standard SIST EN 1993-1-2. V tem primeru posebej ne zajamemo viskoznega lezenja jekla, saj je le-to implicitno zajeto v napetostno deformacijski zvezi jekla.

V drugem primeru uporabimo bilinearni materialni model ter vrednost modula utrjevanja materiala  $E_p = 310 \text{ kN/cm}^2$ . Viskožno lezenje jekla je modelirano z uporabo *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja ter novih vrednosti materialnih parametrov lezenja, podanih v poglavju 7.1.2.

V zadnjem primeru uporabimo modificiran *Poh*-ov materialni model, predstavljen v poglavju 7.1.3. Temperaturno deformacijo v tem primeru določimo na podlagi predlagane *Poh*-ove enačbe (3.5), medtem ko v preostalih dveh primerih upoštevamo temperaturno deformacijo skladno s standardom SIST EN 1993-1-2. Viskožno lezenje jekla je kot pri bilinearnem materialnem modelu modelirano z uporabo *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja, vendar uporabimo nove vrednosti materialnih parametrov lezenja, ki so podane v poglavju 7.1.4.

Rezultate numerične analize omenjenih treh primerov ter eksperimentalnih rezultatov prikazujemo na sliki 7.14.



Slika 7.14: Vertikalni pomik nosilca v treh obravnavanih primerih ter pri različnih obtežnih razmerjih  $\eta$ .

Figure 7.14: Vertical displacement in three different cases and at different load ratios  $\eta$ .

V prvem primeru, kjer uporabimo materialni model standarda SIST EN 1993-1-2, opazimo, da se rezultati dobro ujemajo z eksperimentalnimi v območju obtežnega faktorja  $\eta$  med 0,2 in 0,7, medtem ko pri vrednosti obtežnega faktorja 0,85 razlike postanejo opazne. V drugem primeru, kjer uporabimo bilinearni materialni model, opazimo, da se rezultati ujemajo z eksperimentalnimi le pri nizkih vrednostih obtežnih razmerij, medtem ko se pri velikih njihovo odstopanje povečuje. Do enake ugotovitve so prišli tudi T. Hozjan ter sodelavci [14], le da so bili v njihovih analizah zajeti *Williams-Leir*-ovi materialni parametri viskoznega lezenja za jeklo Austen 50. V tretjem primeru, kjer smo uporabili modificirani *Poh*-ov materialni model, opazimo, da dobimo dobro ujemanje z eksperimentalnimi rezultati do doseženega obtežnega razmerja  $\eta = 0,5$ . Pri obtežnem razmerju 0,70 je potek rezultatov malo slabši, čeprav na koncu modificirani *Poh*-ov materialni model dobro ujame kritično temperaturo.

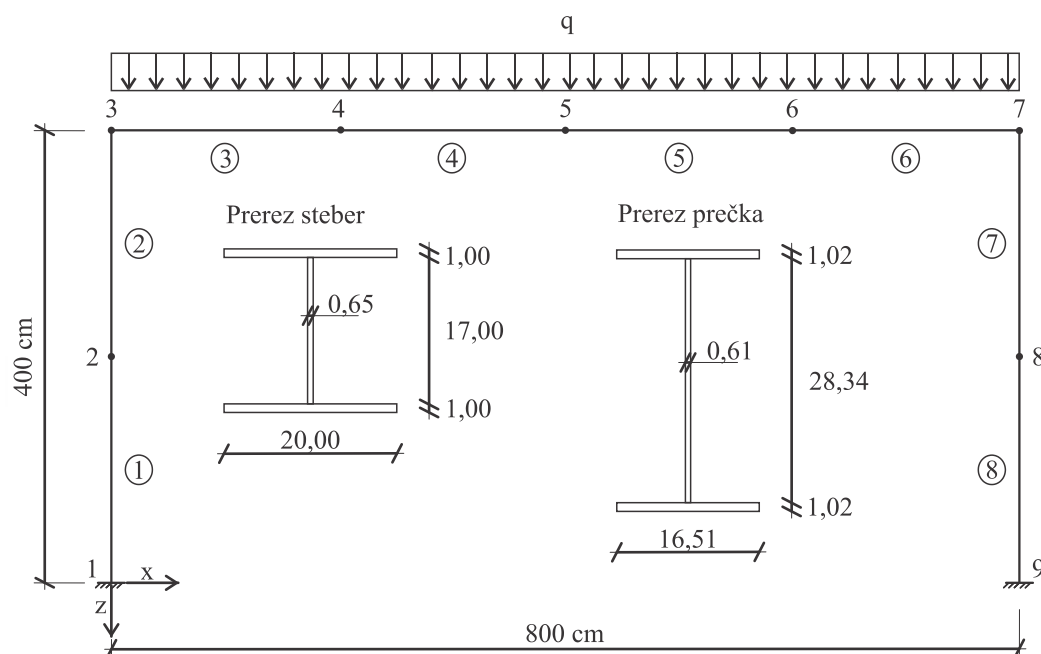
### 7.3 Računski primer OKVIR

V predstavljenih računskih primerih obravnavamo enostavni ravninski okvir, dolžine 800 cm ter višine 400 cm, ki je bil predstavljen v delu A. Treven ter sodelavcev [15]. Lokalni in globalni uklon izven ravnine okvirja sta preprečena.

Na sliki 7.15 prikazujemo okvir ter dimenzije prečnega prereza uporabljenega stebra in prečke. Okvir je modeliran z osmimi končnimi elementi dolžine 200 cm ter obremenjen z mehansko in temperaturno obtežbo. Obtežbi sta konstantni, pri čemer se temperaturna obtežba časovno spreminja, mehanska pa ne. Uporabljeno je jeklo kvalitete S355 ter vrednost modula elastičnosti pri sobni temperaturi  $E(20\text{ }^{\circ}\text{C}) = 21.000\text{ kN/cm}^2$ .

V računskih primerih tudi tukaj obravnavamo tri primere, ki so bili podrobneje predstavljeni v poglavju 7.2. V prvem primeru (Primer 1) uporabimo materialni model jekla kot ga podaja standard SIST EN 1993-1-2. V drugem primeru (Primer 2) uporabimo bilinearni materialni model, v tretjem (Primer 3) pa uporabimo modificiran *Poh*-ov materialni model.

Okvir je vzdolž celotne dolžine enakomerno obtežen s konstantno zvezno obtežbo  $q$ , kot prikazuje slika 7.15.



Slika 7.15: Računska shema ravninskega okvirja ter prečni prerez stebra in prečke v centimetrih.

Figure 7.15: Numerical planar frame model and applied steel column and beam cross sections in centimeters.

Kombinacijo vplivov za nezgodno projektno stanje določata standarda SIST EN 1990 [26] ter SIST EN 1991-1-2 [13]:

$$\sum_{j \geq 1} G_{k,i} + \psi_{1,1} \cdot Q_{k,1} + \sum_{j > 1} \psi_{2,1} \cdot Q_{k,i}, \quad (7.3)$$

kjer so:

- $G_{k,i}$  karakteristična vrednost stalne obtežbe,
- $\psi_{1,1}$  kombinacijski faktor za pogosto obtežno kombinacijo vplivov,
- $Q_{k,1}$  karakteristična vrednost prevladujoče spremenljive obtežbe,



$\psi_{2,1}$  kombinacijski faktor za navidezno stalno obtežno kombinacijo vplivov,  
 $Q_{k,i}$  karakteristična vrednost drugih spremenljivih obtežb.

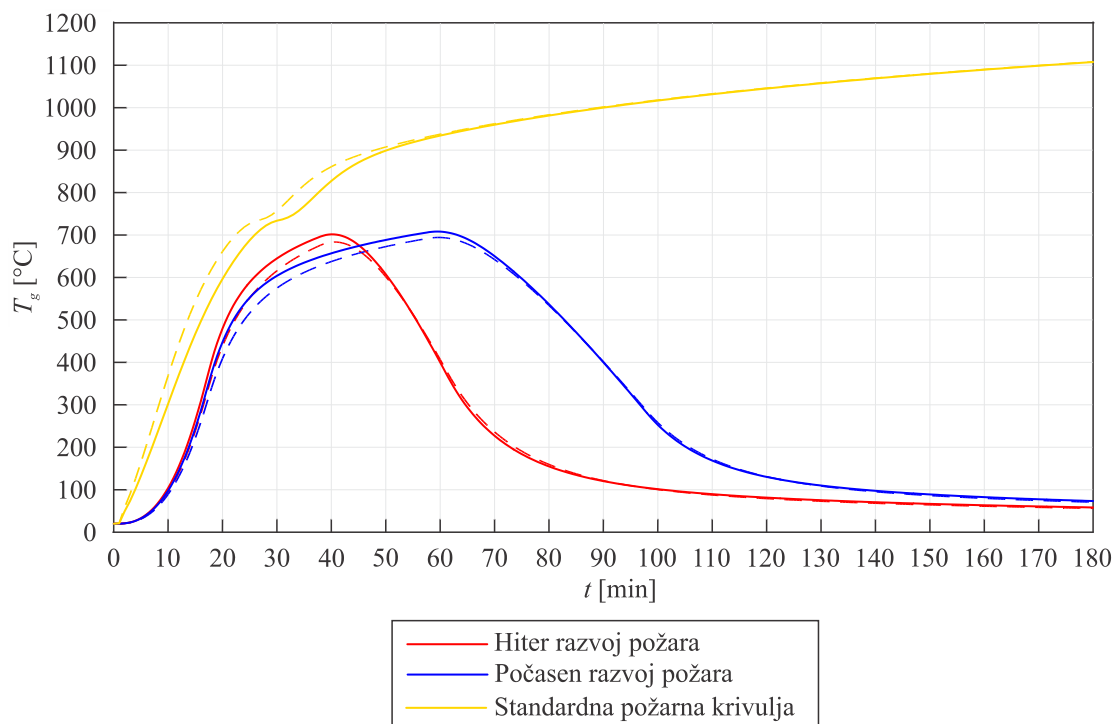
Nekaj vrednosti kombinacijskih faktorjev  $\psi$  prikazujemo v preglednici 7.7. V nadaljevanju obravnavamo dve različni namembnosti prostora. V prvem primeru se obravnavani okvir nahaja znotraj enostanovanjske stavbe, v drugem primeru pa znotraj skladišča bruto tlorisne površine manjše od 600 m<sup>2</sup>. Na podlagi namembnosti prostora določimo izkoriščenost jeklene prečke. V primeru stanovanjske namembnosti upoštevamo 40% izkoriščenost jeklenega prereza pri požarnem projektnejem stanju, kar povzroči konstantna zvezna obtežba  $q$  velikosti 18,25 kN/m. V primeru skladiščne namembnosti stavbe pa upoštevamo 70% izkoriščenost prereza, kar v našem primeru povzroči konstantna zvezna obtežba  $q$  velikosti 32,0 kN/m.

Preglednica 7.7: Priporočene vrednosti faktorja  $\psi$  za stavbe, standard SIST EN 1990 – preglednica A.1.1 [26].

Table 7.7: Recommended values of factor  $\psi$  for buildings according to the standard SIST EN 1990 – table A.1.1 [26].

Vpliv	$\psi_0$	$\psi_1$	$\psi_2$
Kategorija A: bivalni prostoru	0,7	0,5	0,3
Kategorija B: pisarne	0,7	0,5	0,3
Kategorija C: stavbe, kjer se zbirajo ljudje	0,7	0,7	0,6
Kategorija D: trgovine	0,7	0,7	0,6
Kategorija E: skladišča	1,0	0,9	0,8

Časovni razvoj temperatur v prečki in stebru za analizirane požarne krivulje prikazujemo na sliki 7.16.



Slika 7.16: Časovni razvoj temperature pri standardni požarni krivulji ter pri hitrem in počasnem razvoju naravnega požara v stebru (polna črta) in prečki (prekinjena črta).

Figure 7.16: The temperature evolution at the standard fire curve and at fast and slow natural fire development in column (full line) and beam (dotted line).

V računskih primerih je okvir poleg konstantne zvezne obtežbe prečke obremenjen še s časovno spremenljivo temperaturno obtežbo. V analizi upoštevamo različne požarne krivulje, in sicer standardno požarno krivuljo (poglavje 2.1.1) ter požarni krivulji hitrega in počasnega razvoja naravnega požara [15].

V nadaljevanju primerom 1, 2 ter 3 pripisujemo kratice obravnavane spremenljive temperaturne obtežbe, in sicer v primeru standardne krivulje kratico S, v primeru hitrega razvoja naravnega požara H ter v primeru počasnega razvoja požara P.

### 7.3.1 OKVIR izpostavljen standardni požarni krivulji

Rezultate analize izpostavljenosti jeklenega okvirja standardni požarni krivulji v treh primerih, opisanih v poglavju 7.2, prikazujemo v preglednicah 7.8 in 7.9 ter na sliki 7.17. Rezultate razdelimo na dva dela, in sicer na obravnavo okvirja znotraj enostanovanjske stavbe (40% izkoriščenost prereza) ter na obravnavo okvirja znotraj skladiščnega objekta (70% izkoriščenost prereza).

Preglednica 7.8: Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja standardnemu požaru (S) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 40% izkoriščenosti prereza.

Table 7.8: Results of uniformly loaded planar frame exposed to standard fire (S) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,40.

	<b>Primer 1S</b>	<b>Primer 2S</b>	<b>Primer 3S</b>
Obtežba [kN/m]	18,25	18,25	18,25
Pomik na sredini [cm]	42,90	141,36	50,13
Čas končanja analize [min]	18,87	19,79	18,53
Temperatura [°C]	638,97	657,16	631,57

V primeru analize ravninskega okvirja znotraj enostanovanjske stavbe, izpostavljenega standardni požarni krivulji, opazimo, da dobimo najmanjšo vrednost pomika v primeru 1S, sledi primer 3S, kjer smo uporabili modificiran *Poh*-ov materialni model ter nove vrednosti parametrov viskoznega lezenja, določene v poglavju 7.1.4. V primeru 1S in 3S dobimo skoraj enake vrednosti kritičnega časa in temperature, ki je takrat dosežena. V primeru 2S nastopi čas končanja analize 1 min kasneje, pri tem pa je dosežena okoli 20 °C višja temperatura. Čas končanja analize je v primeru 2S definiran z omejitvijo mehanskih deformacij na vrednost 5 %, v primerih 1S in 3S pa v okvirju pride do materialne porušitve v prečki okvirja.

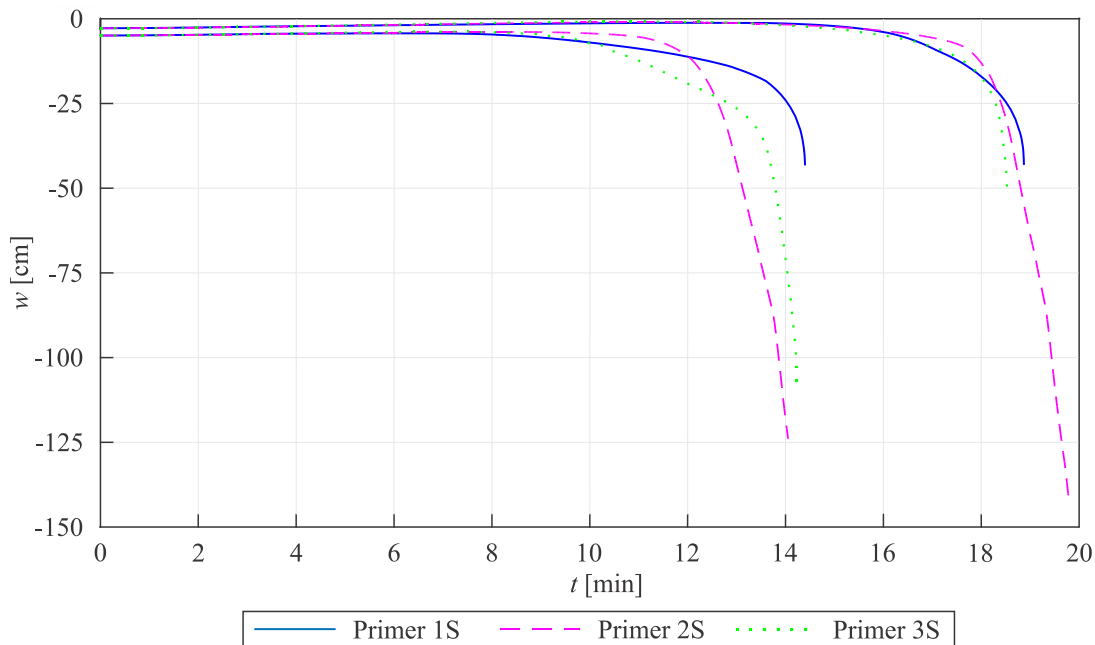
Preglednica 7.9: Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja standardnemu požaru (S) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 70% izkoriščenosti prereza.

Table 7.9: Results of uniformly loaded planar frame exposed to standard fire (S) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,70.

	<b>Primer 1S</b>	<b>Primer 2S</b>	<b>Primer 3S</b>
Obtežba [kN/m]	32,00	32,00	32,00
Pomik na sredini [cm]	43,06	124,02	104,81
Čas končanja analize [min]	14,40	14,05	14,22
Temperatura [°C]	525,11	514,68	519,71

V primeru obravnavanega ravninskega okvirja znotraj skladiščnega objekta, izpostavljenega standardni požarni krivulji, opazimo, da ravno tako dobimo najmanjšo vrednost pomika v primeru 1S,

sledi primer 3S. V vseh treh primerih dobimo podobno vrednost kritične temperature ter časa. Podobno kot v primeru nižjega nivoja napetosti tudi tokrat pride v primeru 1S in 3S do materialne porušitve, medtem ko v primeru 2S analizo končamo pri dosegu mehanske deformacije velikosti 5 %.



Slika 7.17: Vertikalni pomik na sredini okvirja v treh obravnavanih primerih ter pri obtežnih razmerjih 0,40 (desno) in 0,70 (levo) pri izpostavljenosti standardnem požaru (S).

Figure 7.17: Vertical displacement in the middle of the frame in three different cases at load ratios 0,40 (right) and 0,70 (left), exposed to standard fire (S).

### 7.3.2 OKVIR izpostavljen hitremu razvoju naravnega požara

Analiza izpostavljenosti jeklenega okvirja hitremu razvoju naravnega požara je ponovno predstavljena v treh primerih, opisanih v poglavju 7.2. Rezultate prikazujemo v preglednicah 7.10 in 7.11 ter na sliki 7.18, kjer ponovno obravnavamo okvir znotraj enostanovanjske stavbe ter skladiščnega objekta.

Preglednica 7.10: Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja hitremu razvoju naravnega požara (H) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 40% izkoriščenosti prereza.  
Table 7.10: Results of uniformly loaded planar frame exposed to fast natural fire development (H) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,40.

	<b>Primer 1H</b>	<b>Primer 2H</b>	<b>Primer 3H</b>
Obtežba [kN/m]	18,25	18,25	18,25
Pomik na sredini [cm]	51,47	207,75	121,81
Čas končanja analize [min]	57,12	60,32	61,20
Temperatura [°C]	600,43	617,40	621,66

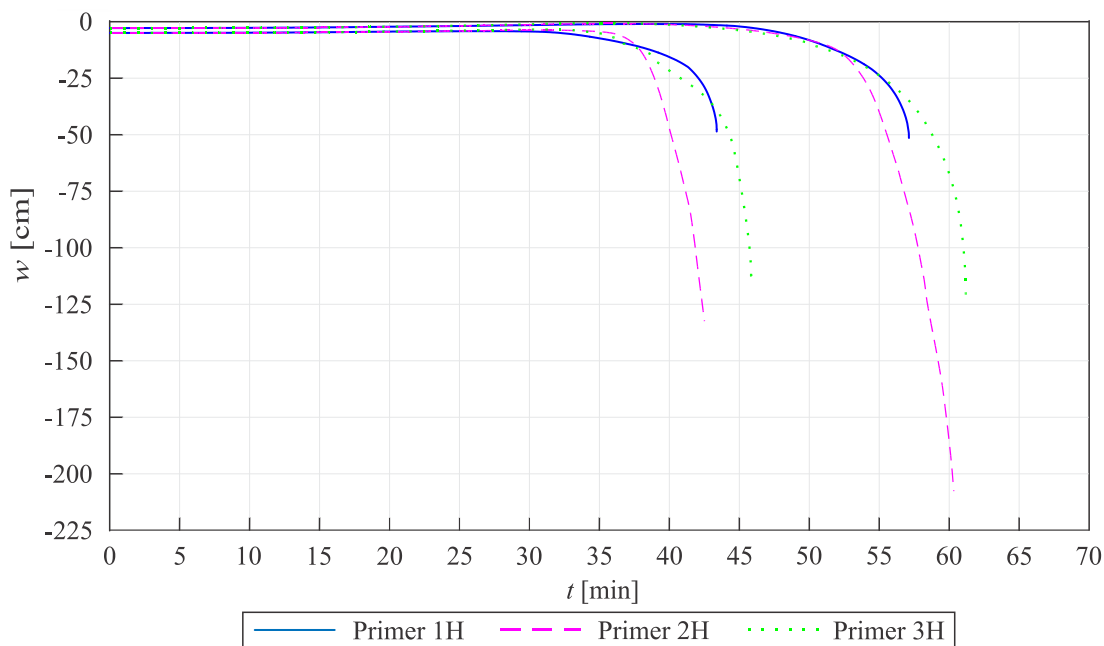
V primeru analize ravninskega okvirja znotraj enostanovanjske stavbe, izpostavljenega hitremu razvoju naravnega požara, opazimo, da podobno kot pri standardnem požaru, dobimo najmanjšo vrednost pomika v primeru 1H, sledi primer 3H. V primeru 2H in 3H dobimo podobno vrednost kritične temperature ter časa, medtem ko je kritičen čas v primeru 1H dosežen 3 min prej, pri tem pa

je vrednost temperature okoli 20 °C nižja. Kritični čas je definiran enako kot v primeru izpostavljenosti standardni požarni krivulji.

Preglednica 7.11: Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja hitremu razvoju naravnega požara (H) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 70% izkoriščenosti prereza.  
Table 7.11: Results of uniformly loaded planar frame exposed to fast natural fire development (H) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,70.

	Primer 1H	Primer 2H	Primer 3H
Obtežba [kN/m]	32,00	32,00	32,00
Pomik na sredini [cm]	48,61	132,45	113,89
Čas končanja analize [min]	43,37	42,50	45,84
Temperatura [°C]	485,48	474,37	513,47

V primeru obravnavanega ravninskega okvirja znotraj skladišnega objekta, izpostavljenega hitremu razvoju naravnega požara, opazimo, da ravno tako dobimo najmanjšo vrednost pomikov v primeru 1H, sledi primer 3H. V primerih 1H in 2H dobimo podobno vrednost kritične temperature ter časa, v primeru 3H pa je kritičen čas dosežen okoli 3,5 min kasneje, pri tem pa je vrednost dosežene temperature okoli 30 °C višja.



Slika 7.18: Vertikalni pomik na sredini okvirja v treh obravnavanih primerih ter pri obtežnih razmerjih 0,40 (desno) in 0,70 (levo) pri izpostavljenosti hitremu razvoju požara (H).

Figure 7.18: Vertical displacement in the middle of the frame in three different cases at load ratios 0,40 (right) and 0,70 (left), exposed to fast natural fire development (H).

### 7.3.3 OKVIR izpostavljen počasnemu razvoju naravnega požara

Rezultate analize izpostavljenosti jeklenega okvirja počasnemu razvoju naravnega požara prikazujemo v preglednicah 7.12 in 7.13 ter na sliki 7.19. Rezultati so ponovno razdeljeni na dva dela, in sicer na okvir znotraj enostanovanjske stavbe ter na okvir znotraj skladišnega objekta.

Preglednica 7.12: Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja počasnemu razvoju naravnega požara (P) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 40% izkoriščenosti prereza.  
Table 7.12: Results of uniformly loaded planar frame exposed to slow natural fire development (P) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,40.

	<b>Primer 1P</b>	<b>Primer 2P</b>	<b>Primer 3P</b>
Obtežba [kN/m]	18,25	18,25	18,25
Pomik na sredini [cm]	50,85	219,64	142,43
Čas končanja analize [min]	67,17	69,98	71,90
Temperatura [°C]	602,82	611,76	617,34

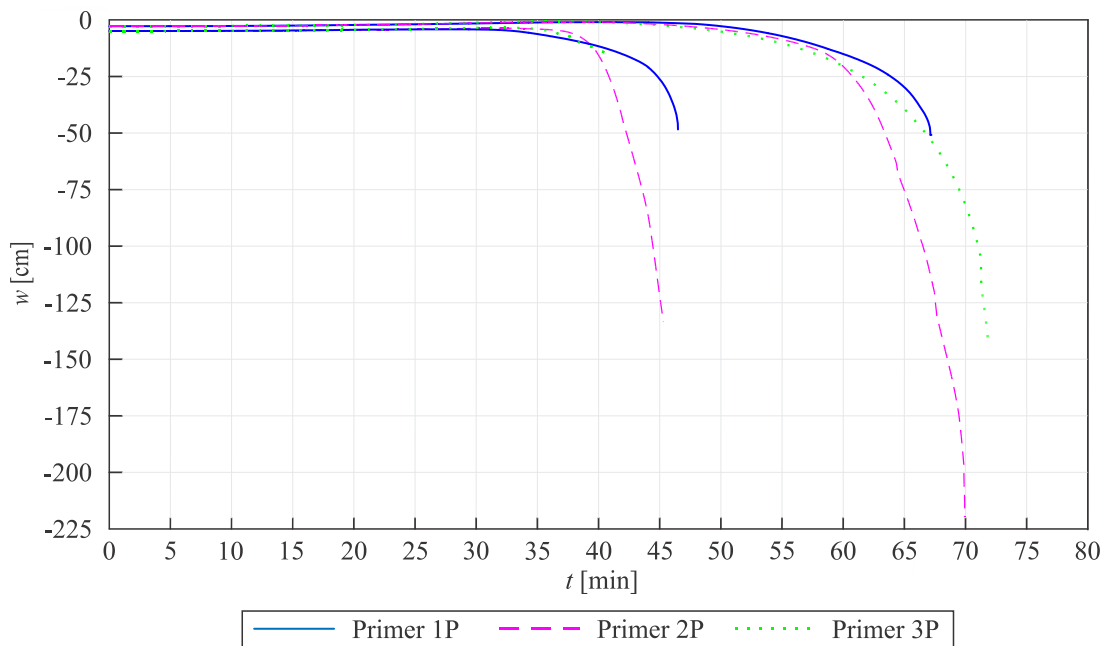
V primeru analize ravninskega okvirja znotraj enostanovanjske stavbe, izpostavljenega počasnemu razvoju naravnega požara, opazimo, da ponovno dobimo najmanjšo vrednost pomikov v primeru 1P, sledi primer 3P. V vseh treh primerih ponovno dobimo podobno vrednost kritične temperature ter časa. Kritični čas se je v primeru počasnega razvoja naravnega požara, glede na hiter razvoj naravnega požara podaljšal za okoli 10 min, kar je povzročilo večje vrednosti pomika v vseh treh obravnavanih primerih, pri tem pa so bile dosežene podobne kritične temperature. V primeru 1P in 2P znaša pomik okoli 10 cm več kot v primerih 1H in 2H. V primeru 3P pa je vrednost povečanja pomika za okoli 20 cm. Tako opazimo, da pri nižjih vrednostih napetosti in počasnejšemu razvoju požara dobimo večje vrednosti vertikalnega pomika.

Preglednica 7.13: Prikaz rezultatov enakomerno zvezno obtežene prečke ter izpostavljenosti okvirja počasnemu razvoju naravnega požara (P) v treh obravnavanih primerih v programu POZAR pri 70% izkoriščenosti prereza.  
Table 7.13: Results of uniformly loaded planar frame exposed to slow natural fire development (P) for three different cases in the program POZAR at load ratio 0,70.

	<b>Primer 1P</b>	<b>Primer 2P</b>	<b>Primer 3P</b>
Obtežba [kN/m]	32,00	32,00	32,00
Pomik na sredini [cm]	48,44	133,54	14,50
Čas končanja analize [min]	46,52	45,33	40,53
Temperatura [°C]	486,69	474,95	416,73

V primeru obravnavanega ravninskega okvirja znotraj skladiščnega objekta, izpostavljenega počasnemu razvoju naravnega požara, opazimo, da dobimo najmanjšo vrednost pomikov v primeru 3P, sledi primer 1P. V primerih 1P in 2P dobimo podobno vrednost kritične temperature ter časa. Primer 3P doseže kritični čas okoli 5 min prej ter pri tem doseže okoli 60 °C nižjo temperaturo. V primerih 1P in 2P dobimo primerljive rezultate pomika s primeroma 1H in 2H, medtem ko v primeru 3P dosežemo veliko manjše pomike kot v primeru 3H. Tako opazimo, da pri višjih vrednostih napetosti in počasnejšemu razvoju naravnega požara dobimo podobne vrednosti vertikalnega pomika v primeru uporabe bilinearnega materialnega modela ter materialnega modela, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2.

V primeru materialnega modela, ki ga podaja standard, ni upoštevano utrjevanje materiala. Posledično, ko se pojavi plastično tečenje, začne pomik naraščati čez vse meje, kar vodi do hitrejšega dosega nestabilnosti v prerezu (slika 7.19). V primeru bilinearnega in modificiranega *Poh*-ovega materialnega modela je upoštevano utrjevanje materiala, zato je potek pomika drugačen, sam pomik pa doseže večjo vrednost.



Slika 7.19: Vertikalni pomik na sredini okvirja v treh obravnavanih primerih ter pri obtežnih razmerjih 0,40 (desno) in 0,70 (levo) pri izpostavljenosti počasnemu razvoju požara (P).

Figure 7.19: Vertical displacement in the middle of the frame in three different cases at load ratios 0,40 (right) and 0,70 (left), exposed to slow natural fire development (P).

## 8 ZAKLJUČEK

V magistrskem delu smo se ukvarjali s požarno analizo jeklenih konstrukcij, s poudarkom na modeliranju viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah. Požarno analizo zaradi zahtevnosti razdelimo na tri matematično nepovezane faze. V prvi fazi določimo razvoj temperature po požarnem prostoru. To najenostavneje določimo s požarnimi krivuljami, ki smo jih v magistrskem delu tudi podrobneje predstavili. V drugi fazi požarne analize določimo časovno in krajevno spreminjanje temperature po jekleni konstrukciji oziroma jeklenem prečnem prerezu. V zadnji, tretji fazi analize pa analiziramo mehanski odziv jeklene konstrukcije na hkraten vpliv mehanske in temperaturne obtežbe.

Največji vpliv pri modeliranju obnašanja jeklenih konstrukcij med požarom ima pravilna izbira materialnih modelov jekla pri povišanih temperaturah, še posebej pa model za viskozno lezenje jekla in izbira numeričnega algoritma. V magistrskem delu smo prikazali časovno optimizacijo numeričnega algoritma ter analizo različnih materialnih modelov in vrednosti materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah na natančnost numeričnega modela za požarno analizo jeklenih konstrukcij.

Glavni prispevki in ugotovitve magistrskega dela so:

- Modifikacija inkrementno–iterativnega numeričnega algoritma za požarno analizo jeklenih konstrukcij, ki ga uporablja program POZAR. Časovno optimizacijo algoritma smo izvedli tako, da smo v računu prirastkov viskoznega lezenja jekla napetosti na koncu inkrementa nadomestili z napetostmi na začetku inkrementa. Primerjava nosilnosti upogibnega jeklenega nosilca, ki je izpostavljen standardnemu požaru, je pokazala, da so nosilnosti nosilca dobljene z modificiranim algoritmom primerljive z nosilnostmi dobljenimi z osnovnim algoritmom programa POZAR. Za primerljive rezultate moramo zmanjšati časovni inkrement novega algoritma glede na osnovnega za 10x, kljub zmanjšanju časovnega koraka je analiza občutno hitrejša. V primeru jeklenega nosilca pri 50 % mejni obtežbi je računski analiza z modificiranim algoritmom vsaj 57x hitrejša;
- Določitev novih vrednosti materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja jekla na osnovi eksperimentalnih rezultatov natezne palice jekla kvalitete S355 [5]. Nove vrednosti parametrov smo določili z metodo najmanjših kvadratov v kombinaciji z bilinearnim materialnim modelom jekla. Za eksperimentalne rezultate, pri različnih nivojih napetosti, smo ugotovili, da lahko določimo ustrezne vrednosti parametrov viskoznega lezenja *Harmathy*-jevega modela le do napetosti  $\sigma = 15 \text{ kN/cm}^2$  ( $\sigma_{y,20} = 35,5 \text{ kN/cm}^2$ );
- Računalniški program POZAR smo dopolnili z modificiranim *Poh*-ovim materialnim modelom jekla pri povišanih temperaturah. Z eksperimentalnimi rezultati pridobljenimi na natezni palici jekla kvalitete S355 [5], smo ponovno določili vrednosti materialnih parametrov viskoznega lezenja *Harmathy*-jevega modela. Sedaj smo ugotovili, da določimo ustrezne vrednosti materialnih parametrov le v območju med  $\sigma = 5 \text{ kN/cm}^2$  in  $\sigma = 20 \text{ kN/cm}^2$  ( $\sigma_{y,20} = 35,5 \text{ kN/cm}^2$ );
- S primerjavo med eksperimentalno požarno analizo upogibnega jeklenega nosilca [14] in numeričnimi požarnimi analizami, smo ocenili natančnost predstavljenih materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah. Za materialni model skladno s standardom SIST EN 1993-1-2 smo opazili, da se rezultati dobro ujemajo z eksperimentalnimi za tiste upogibne nosilce, ki so obteženi z 20% do 70% mejno obtežbo pri sobni temperaturi. Za bilinearni materialni model in *Harmathy*-jev model lezenja z

novimi vrednostmi materialnih parametrov lezenja, opazimo dobro ujemanje le pri nizkih nivojih obtežbe. V primeru modificiranega *Poh*-ovega materialnega modela v kombinaciji z *Harmathy*-jevim modelom lezenja ter novimi vrednostmi parametrov lezenja, opazimo dobro ujemanje z eksperimentalnimi rezultati za nosilce, ki so obteženi do 50 % mejne obtežbe pri sobni temperaturi. Pri 70% mejni obtežbi je ujemanje nekoliko slabše;

- Izdelava parametrične študije vpliva različnih materialnih parametrov *Harmathy*-jevega modela viskoznega lezenja jekla pri povišanih temperaturah na požarno nosilnost značilnega jeklenega okvirja. Pri tem smo primerjali vpliv standardnega požara ter naravnega požara s hitrim in počasnim naraščanjem temperatur. Ugotovili smo, da so kritični časi pri vseh požarnih scenarijih praktično primerljivi za vse uporabljene materialne modele ter parametre viskoznega lezenja pri povišanih temperaturah. V primeru materialnega modela, ki ga podaja standard SIST EN 1993-1-2, pa ugotovimo, da izračunamo bistveno manjše pomike okvirja, kot z ostalimi modeli.



## VIRI IN LITERATURA

- [1] Kodur, V. K. R., Dwaikat, M. M. S. 2009. Response of steel beam-columns exposed to fire. *Engineering Structures*, Vol. 31, No. 2: 369 – 379.
- [2] Poh, K. W. 1998. General Creep – Time Equation. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 10, No. 2: 118 – 120.
- [3] Williams-Leir, G. 1983. Creep of Structural Steel in Fire: Analytical Expressions. *Fire and materials*, Vol. 7, No. 2: 73 – 78.
- [4] Poh, K. W. 2001. Stress – Strain – Temperature Relationship for Structural Steel. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 13, No. 5: 371 – 379.
- [5] Kirby, B. R., Preston, R. R. 1988. High Temperature Properties of Hot-rolled Structural Steels for Use in Fire Engineering Design Studies. *Fire Safety Journal*, Vol. 13, No. 1: 27 – 37.
- [6] Cowan, M., Khandelwal, K. 2014. Modeling of high temperature creep in ASTM A992 structural steels. *Engineering Structures*, Vol. 80: 426 – 434.
- [7] SIST EN 1993-1-2: 2005 – Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij – 1-2. del: Splošna pravila – Požarno odporno projektiranje.
- [8] Bratina, S. 2003. Odziv armiranobetonskih linijskih konstrukcij na požarno obtežbo. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Oddelek za gradbeništvo, Konstrukcijska smer: 159 str.
- [9] Hozjan, T. 2004. Mehansko obnašanje linijskih jeklenih konstrukcij v požaru. Diplomski naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Oddelek za gradbeništvo, Konstrukcijska smer: 84 str.
- [10] Harmathy, T. Z. 1967. A comprehensive creep model. *Journal of Basic Engineering*, Vol. 89, No. 3: 496 – 502.
- [11] Srpčič, S. 1991. Račun vpliva požara na jeklene konstrukcije. Doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Oddelek za gradbeništvo, Konstrukcijska smer: 104 str.
- [12] Hozjan, T. 2009. 2D analiza prevajanja toplote po mediju: program HEATKO. Ljubljana, UL FGG.
- [13] SIST EN 1991-1-2: 2004 – Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije – 1-2. del: Splošni vplivi – Vplivi požara na konstrukcije.
- [14] Hozjan, T., Turk, G., Srpčič, S. 2007. Fire analysis of steel frames with the use of artificial neural networks. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 63, No. 10: 1396 – 1403.

- [15] Treven, A., Hozjan, T., Saje, M. 2015. Performance-based analysis of planar steel frame in fire; The Effect of Different Types of Thermal Insulation. Applications of Structural Fire Engineering, 15-16 October 2015.
- [16] Poh, K. W. 1999. General Expansion-Temperature Equation. Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 11, No. 2: 171 – 174.
- [17] Protipožarna zaščita gradbenih konstrukcij s sistemi KNAUF na osnovi evropskih standardov EN, 2010. knauf.voipex.si.  
<http://knauf.voipex.si/tehnichni-listi/pozarna-zascita/slike/pozarna.pdf> (Pridobljeno dne 23. 8. 2016.)
- [18] Hozjan, T. 2009. Nelinearna analiza vpliva požara na sovprežne linijske konstrukcije. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 117 str.
- [19] Poh, K. W. 1997. General Stress-Strain Equation. Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 9, No. 4: 214 – 217.
- [20] Poh, K. W. 2014. Erratum for »Stress-Strain-Temperature Relationship for Structural Steel.« Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 26, No. 2: 388 – 389.
- [21] Kodur, V. K. R., Dwaikat, M. M. S. 2010. Effect of high temperature creep on the fire response of restrained steel beams. Materials and Structures, Vol. 43, No. 10: 1327 – 1341.
- [22] Torić, N., Harapin, A., Boko, I. 2013. Modelling of Steel Creep at High Temperatures Using an Implicit Creep Model. Key Engineering Materials, Vol. 553: 13 – 22.
- [23] Harmathy, T. Z. 1976. Creep Deflections of Metal Beams in Transient Heating Processes, with Particular Reference to Fire. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 3, No. 2: 219 – 228.
- [24] Torić, N., Sun, R. R., Burgess, I. W. 2014. Testing the acceptability of different creep strain calculation models in structural fire analysis. 8<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire: 895 – 902.
- [25] Planinc, I. 1998. Račun kritičnih točk konstrukcij s kvadratično konvergentnimi metodami. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Oddelek za gradbeništvo, Konstrukcijska smer: 83 str.
- [26] SIST EN 1990: 2004 – Evrokod 0: Osnove projektiranja konstrukcij.