

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:

Lavrenčič, M., 2016. Numerične analize padca velikega armirano betonskega zabojnika. Magistrsko delo. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (mentor Brank, B., somentor Kramar, M.): 72 str.

Datum arhiviranja: 06-09-2016

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:

Lavrenčič, M., 2016. Numerične analize padca velikega armirano betonskega zabojnika. Master Thesis. Ljubljana, University of Ljubljana, Faculty of civil and geodetic engineering. (supervisor Brank, B., co-supervisor Kramar, M.): 72 pp.

Archiving Date: 06-09-2016

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**

Kandidat:

MARKO LAVRENČIČ

**NUMERIČNE ANALIZE PADCA VELIKEGA
ARMIRANO BETONSKEGA ZABOJNIKA**

Magistrsko delo št.: 29/II.GR

**NUMERICAL ANALYSES OF IMPACT OF LARGE
REINFORCED CONCRETE CONTAINER**

Graduation – Master Thesis No.: 29/II.GR

Mentor:

prof. dr. Boštjan Brank

Somentor:

asist. dr. Miha Kramar

Ljubljana, 01. 09. 2016

STRAN ZA POPRAVKE

Stran z napako

Vrstica z napako

Namesto

Naj bo

IZJAVA O AVTORSTVU

Spodaj podpisani študent Marko Lavrenčič, vpisna številka 26410145, avtor pisnega zaključnega dela študija z naslovom: Numerične analize padca velikega armirano betonskega zabojnika

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 pridobil/-a vsa potrebna dovoljenja za uporabo podatkov in avtorskih del v pisnem zaključnem delu študija in jih v pisnem zaključnem delu študija jasno označil/-a;

4. da sem pri pripravi pisnega zaključnega dela študija ravnal/-a v skladu z etičnimi načeli in, kjer je to potrebno, za raziskavo pridobil/-a 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 podobnosti 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 študenta:

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK:	519.63:624.07(043.3)
Avtor:	Marko Lavrenčič dipl. inž. grad. (UN)
Mentor:	prof. dr. Boštjan Brank
Somentor:	dr. Miha Kramar
Naslov:	Numerično modeliranje padca velikega armiranobetonskega zabojnika
Tip dokumenta:	Magistrsko delo
Obseg in oprema:	72 str., 7 pregl., 89 sl.
Glavne besede:	numerična analiza, Abaqus, MKE, simulacija, zabojnik, jedrski odpadki, parametrična študija, »Concrete damage plasticity«

Izveček:

V okviru priprav na gradnjo odlagališča nizko- in srednjeradioaktivnih odpadkov je bil zasnovan armirano betonski zabojnik, v katerem bodo shranjeni jedrski odpadki. Magistrsko delo obravnava analizo padca zabojnika na togo podlago. Izvedbo takega testa zahteva Zakon o prevozu nevarnega blaga, ki se sklicuje na evropski sporazum o mednarodnem cestnem prevozu nevarnega blaga (ADR). Za izvedbo analize smo uporabili računalniški program Abaqus/Explicit, ki enačbo dinamike konstrukcij rešuje z uporabo eksplisitne metode.

V prvem delu dela so opisani numerični model, tip analize in uporabljeni materialni modeli. Preučili smo različne opise materialnega obnašanja betona, ki je zaradi razpokanja v nategu in plastifikacije v tlaku zelo kompleksen material. Uporabljen je konstitutivni model »Concrete damage plasticity«, ki je sposoben zajeti poškodovanost in plastifikacijo materiala in različno obnašanje v tlaku in nategu. Na preprostih primerih palice v tlaku in nategu in prostoležečega nosilca obremenjenega s tritočkovnim in štiritočkovnim upogibom, smo najprej preverili odziv materialnega modela pri preprostih obremenitvah.

V drugem delu so za obravnavana scenarija padca zabojnika na vogal in zvrnitve zabojnika najprej predstavljeni rezultati analize obeh osnovnih modelov. V nadaljevanju so identificirani parametri modela, ki imajo vpliv na rezultat, nato pa je opravljena parametrična študija. Spremljali smo predvsem potek energijskih krivulj, na podlagi katerih smo ugotavljali kateri parametri imajo vpliv na rezultate. V zadnjem delu magistrskega dela smo identificirali pomembne parametre ter podali predloge za izboljšanje numeričnega modela.

BIBLIOGRAPHIC – DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC: 519.63:624.07(043.3)
Author: Marko Lavrenčič dipl. inž. grad. (UN)
Supervisor: Prof. Boštjan Brank, Ph. D.
Co-advisor: Miha Kramar, Ph. D.
Title: Numerical analyses of impact of large reinforced concrete container
Document type: Master thesis
Notes: 72 p., 7 tab., 89 fig.
Key words: numerical analysis, Abaqus, FEM, simulation, container, nuclear waste, parametric study, Concrete damage plasticity

Abstract:

In the process of the construction of low- and intermediate-nuclear waste repository, a reinforced concrete container, in which the waste is going to be stored, was designed. In this thesis, the impact of the container with a rigid ground was analysed. Such a drop test is required by the Law on transportation of dangerous goods, which is referring to European Agreement Concerning the International Carriage of Dangerous Goods by Road (ADR). A finite element method code Abaqus/Explicit was used for analysis, solving the structural dynamic equation with an explicit method.

In the first part, the numerical model, type of analysis and used material models are presented. Material model describing the behaviour of concrete was carefully selected, as concrete is one of the most complex materials, because of its anisotropic behaviour and nonhomogeneous composition. Concrete damage plasticity model, which is used, is capable of describing the damage in the material under load as well as the different behaviour in tension and compression. Simple tests on a rod and a three and four point bending beam were conducted to see material behaviour in such circumstances.

In the second part, the results of analysis for both the model of impact on the corner and the tumble over one side of the container are first presented. A parametric study was conducted in which we changed the values of chosen parameters. Energy throughout the analysis is presented and based on the results the parameters that impact the results are identified. In the last part, influential parameters are recognised and some proposals on the improvement of the numerical model are given.

ZAHVALA

Iskreno hvala mentorju prof. dr. Boštjanu Branku ter somentorju dr. Mihi Kramarju za vse nasvete, pripombe in usmeritve tekom izdelave dela. Hvala, da sta bila z odgovorom na vprašanje na razpolago praktično kadarkoli ter tako omogočila, da je bilo delo napisano v relativno kratkem času. Zahvala gre tudi doc. dr. Francu Sinurju, ki mi je predstavil temo ter me kasneje usmeril k mentorju in somentorju.

Družini hvala za vso podporo, finančno in drugačno, ki ste mi jo izkazali tekom mojega celotnega šolanja.

Hvala tudi vsem sošolcem in sošolkam, prijateljem in prijateljicam, s katerimi smo se spoznali tekom študija. Pomagali ste mi, da sem na svet začel gledati z drugačnimi očmi kot prej in sem osebno dozorel.

KAZALO VSEBINE

STRAN ZA POPRAVKE	I
IZJAVA O AVTORSTVU	II
BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK	III
BIBLIOGRAPHIC – DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT	IV
ZAHVALA	V
KAZALO VSEBINE	VI
KAZALO PREGLEDNIC	VIII
KAZALO SLIK	IX
1 UVOD	1
1.1 Odlagališče nizko- in sredneradioaktivnih odpadkov	1
1.2 Zahteve za prevoz nevarnih radioaktivnih snovi	1
2 NUMERIČNI MODEL ARMIRANO BETONSKEGA ZABOJNIKA	4
2.1 Program Abaqus	4
2.2 Tip analize	4
2.2.1 <i>Račun hitrosti in pomikov</i>	5
2.2.2 <i>Stabilnost algoritma</i>	7
2.3 Opis numeričnega modela	8
2.3.1 <i>Robni pogoji</i>	10
2.3.1.1 <i>Podpore</i>	10
2.3.1.2 <i>Obtežba</i>	11
2.3.2 <i>Definirani kontakti med površinami</i>	13
2.3.2.1 <i>Zabojnik – tla in zabojnik – vsebina</i>	13
2.3.2.2 <i>Beton – armatura</i>	13
2.3.2.3 <i>Pokrov – stene zabojnika in dno – stene zabojnika</i>	13
2.3.3 <i>Mreža končnih elementov</i>	13
2.3.3.1 <i>Tip končnih elementov</i>	13
2.3.3.2 <i>Gostota mreže končnih elementov</i>	14
2.4 Materiali v modelu	15
2.4.1 <i>Beton - zabojnik</i>	15
2.4.2 <i>Armatura</i>	16
2.4.3 <i>Vsebina</i>	17
3 MATERIALNI MODEL BETONA	18
3.1 Konstitutivni model »Concrete Damaged Plasticity«	18
3.1.1 <i>Obnašanje v enoosnem nategu</i>	20
3.1.2 <i>Obnašanje v enoosnem tlaku</i>	22
3.2 Natežno obnašanje	22
3.3 Tlačno obnašanje	24
3.3.1 <i>Model Kent&Park</i>	25

3.3.2	<i>Model Wee et al.</i>	28
3.4	Enostavni testi za ovrednotenje materialnega modela betona	30
3.4.1	<i>Enoosni test</i>	30
3.4.1.1	Podatki	30
3.4.1.2	Natezni test	32
3.4.1.2.1	Vsi elementi imajo predpisan enak material	32
3.4.1.2.2	Oslabljen material ene vrste KE	33
3.4.1.3	Tlačni test	36
3.4.1.3.1	Homogen prerez po dolžini palice	36
3.4.1.3.2	Oslabljen prerez na sredini palice	36
3.4.1.4	Zaključki	38
3.4.2	<i>Upogibni test</i>	39
3.4.2.1	Podatki	39
3.4.2.2	Tritočkovni test	40
3.4.2.3	Štiritočkovni test	42
3.4.2.4	Zaključki	44
4	REZULTATI ANALIZE OSNOVNEGA MODELA	45
4.1	Zvrnitev zabojnika	45
4.2	Padec zabojnika	48
5	PARAMETRIČNA ŠTUDIJA	51
5.1	Vpliv parametrov modela CDP	51
5.1.1	<i>Zvrnitev zabojnika</i>	51
5.1.2	<i>Padec zabojnika</i>	54
5.2	Vpliv materiala in trenja	56
5.2.1	<i>Zvrnitev zabojnika</i>	57
5.2.2	<i>Padec zabojnika</i>	60
5.3	Vpliv tipa končnih elementov	62
5.3.1	<i>Zvrnitev zabojnika</i>	63
5.3.2	<i>Padec zabojnika</i>	64
5.4	Zaključki	66
6	ZAKLJUČEK	69
VIRI		71

KAZALO PREGLEDNIC

Tabela 1: Osnovne karakteristike betona za stene zabojnika	16
Tabela 2: Materialne lastnosti armaturnega jekla	16
Tabela 3: Materialne lastnosti vsebine	17
Tabela 4: Vhodni parametri za model CDP	20
Tabela 5: Vhodni podatki za materialni model Kent&Park	26
Tabela 6: Vhodni podatki za materialni model Wee et al.	29
Tabela 7: Vrednosti variiranih parametrov modela CDP	51

KAZALO SLIK

Slika 1: Definicija časovnih korakov	5
Slika 2: Osnovni algoritem eksplcitnega reševanja dinamične enačbe v programu Abaqus/Explicit	6
Slika 3: Deli zabojnika brez armature za primer prevrnitve	8
Slika 4: Deli zabojnika brez armature za primer padca na vogal	8
Slika 5: Armatura v zabojniku	9
Slika 6: Armatura v pogledu z vrha zabojnika (levo) in v pokrovu zabojnika (desno)	9
Slika 7: Armatura v steni zabojnika (levo) in detajl armature v vogalu (desno)	10
Slika 8: Robni pogoji za modela prevrnitve in padca zabojnika	10
Slika 9: Poenostavitev geometrije zabojnika za potrebe računa masnega vztrajnostnega momenta	12
Slika 10: Prevrnitev zabojnika	12
Slika 11: »Houglass« efekt	14
Slika 12: Uporabljena mreža KE za stene zabojnika in vsebino	15
Slika 13: Diagram napetost – deformacija za elastoplastičen model armature	16
Slika 14: Ploskev tečenja pri ravninskem napetostnem stanju (povzeto po [4] in [13])	19
Slika 15: Ploskev tečenja v 3D prostoru napetosti v odvisnosti od faktorja K_c (povzeto po [4] in [13])	19
Slika 16: Obnašanje v nategu določeno z deformacijo, z ilustracijo vseh parametrov	20
Slika 17: Obnašanje v nategu definirano s širino razpoke	21
Slika 18: Obnašanje v tlaku, definirano z deformacijo	22
Slika 19: Zasnova eksperimenta za določitev tlačne trdnosti preizkušancev [16]	23
Slika 20: Upoštevano obnašanje betona v nategu v računskem modelu	24
Slika 21: Faktor poškodovanosti $DamageT$ v odvisnosti od širine razpoke	24
Slika 22: Odnos napetost – deformacija za neobjet in objet beton, za model Kent&Park, povzeto po [17]	25
Slika 23: Odnosa prava napetost – deformacija in inženirska napetost – inženirska deformacija, izračunana iz materialnega modela Kent&Park	27
Slika 24: Odnos prava napetost – neelastična deformacija za model Kent&Park, kot je podan v programu Abaqus	27
Slika 25: Faktor $DamageC$ v odvisnosti od neelastičnih deformacij za model Kent&Park	28
Slika 26: Odnosa prava napetost – deformacija in inženirska napetost – inženirska deformacija, izračunana iz materialnega modela Wee et al.	29
Slika 27: Odnos prava napetost – neelastična deformacija za model Wee et al., kot je podan v programu Abaqus	30
Slika 28: Model palice	31
Slika 29: Robni pogoji na podprtem robu	31
Slika 30: Mreže KE od 1 do 4 – od najbolj goste do najbolj redke	32
Slika 31: Graf sila – pomik za različne mreže KE pri vsiljevanju pomika ali napetosti	33
Slika 32: Grafi sila – pomik za različne viskoznosti in mreže KE pri natezni obremenitvi	34
Slika 33: Napetosti S_{33} za analizo $A_2 n v_2$	34
Slika 34: $DamageT$ parameter za analizo $A_2 n v_2$	34
Slika 35: Graf sila – pomik za primere A_1 do A_4	35
Slika 36: Primerjava oslabiljenih in osnovnih materialnih lastnosti betona	36
Slika 37: Graf sila – pomik za tlačno obremenjeno palico	36
Slika 38: Graf sila – pomik za različne viskoznosti in mreže KE pri tlačni obremenitvi	37

Slika 39: Graf sila – pomik za različne mreže KE in pri tlačni obremenitvi za konzolo z oslavljenimi KE	37
Slika 40: Razvoj parametra damageC za primer B2 v2 n, pri tlačni obremenitvi za palico z oslavljenimi KE	38
Slika 41: Robni pogoji za upogibni test na obravnavanem nosilcu	39
Slika 42: Mreže KE od 1 do 4 za upogibni test – od najbolj goste do najbolj redke	40
Slika 43: Shema tritočkovnega testa	40
Slika 44: Graf sila – pomik za različne načine modeliranja tritočkovnega upogiba	41
Slika 45: Graf sila – pomik za različne viskoznosti in mreže KE	41
Slika 46: Graf sila – pomik za izbrano viskoznost in različne mreže KE	42
Slika 47: Poškodovanost betona v nategu za analizo N2 v2	42
Slika 48: Shema štiritočkovnega testa	43
Slika 49: Graf sila – pomik za primer homogenega nosilca	43
Slika 50: Graf sila – pomik za primer nosilca z oslavljenimi elementi	43
Slika 51: Deformiranje nosilca s homogenim prerezom (levo) in oslavljenimi elementi (desno)	44
Slika 52: Potek energijskih krivulj za osnovni model zvrnitve	46
Slika 53: Osnova sila v armaturnih palicah za osnovni model zvrnitve	46
Slika 54: Reakcijske sile med zabojsnikom in podlago za osnovni model zvrnitve	47
Slika 55: Poškodovanost betona v tlaku za osnovni model zvrnitve	48
Slika 56: Poškodovanost betona v nategu za osnovni model zvrnitve	48
Slika 57: Potek energijskih krivulj za osnovni model padca	49
Slika 58: Osnova sila v armaturnih palicah za osnovni model padca	49
Slika 59: Reakcijske sile med zabojsnikom in podlago za osnovni model padca	50
Slika 60: Poškodovanost betona v tlaku za osnovni model padca	50
Slika 61: Poškodovanost betona v nategu za osnovni model padca	50
Slika 62: Celotna energija sistema za model zvrnitve zabojsnika pri različnih faktorjih modela CDP	52
Slika 63: ALLIE za model zvrnitve zabojsnika pri različnih faktorjih modela CDP	52
Slika 64: Deformacijske energije za model zvrnitve zabojsnika pri različnih faktorjih modela CDP	53
Slika 65: Potek ostalih energij za model zvrnitve zabojsnika pri različnih faktorjih modela CDP	54
Slika 66: Celotna energija sistema za model padca zabojsnika pri različnih faktorjih modela CDP	54
Slika 67: ALLIE za model padca zabojsnika pri različnih faktorjih modela CDP	55
Slika 68: Deformacijske energije za model padca zabojsnika pri različnih faktorjih modela CDP	55
Slika 69: Potek ostalih energij za model padca zabojsnika pri različnih parametrih modela CDP	56
Slika 70: Celotna energija sistema za model zvrnitve zabojsnika pri različnih parametrih materiala in trenja	57
Slika 71: ALLIE za model zvrnitve zabojsnika pri različnih parametrih materiala in trenja	57
Slika 72: Deformacijske energije za model zvrnitve zabojsnika pri različnih parametrih materiala in trenja	58
Slika 73: Potek ostalih energij za model zvrnitve zabojsnika pri različnih parametrih materiala in trenja	59
Slika 74: Celotna energija sistema za model padca zabojsnika pri različnih parametrih materiala in trenja	60
Slika 75: ALLIE za model padca zabojsnika pri različnih parametrih materiala in trenja	60
Slika 76: Deformacijske energije za model padca zabojsnika pri različnih parametrih materiala in trenja	61

Slika 77: Potek ostalih energij za model padca zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja	62
Slika 78: Celotna energija sistema za model zvrnitve zabojnika pri različnih tipih KE	63
Slika 79: ALLIE za model zvrnitve zabojnika pri različnih tipih KE	63
Slika 80: ALLAE za model zvrnitve zabojnika pri različnih tipih KE	63
Slika 81: Potek ostalih energij za model zvrnitve zabojnika pri različnih končnih elementih	64
Slika 82: Celotna energija sistema za model padca zabojnika pri različnih tipih KE	65
Slika 83: ALLIE za model padca zabojnika pri različnih tipih KE	65
Slika 84: ALLAE za model padca zabojnika pri različnih tipih KE	65
Slika 85: Potek ostalih energij za model padca zabojnika pri različnih končnih elementih	66
Slika 86: Vpliv spremembe parametrov na ovojnico osnih sil v stremenih, ki potekajo čez vez pokrova s steno za model zvrnitve	67
Slika 87: Vpliv spremembe parametrov na reakcijsko silo RF Y za model zvrnitve	68
Slika 88: Vpliv spremembe parametrov na reakcijsko silo RF Y za model padca	68
Slika 89: Reakcijske sile pri daljši analizi numeričnega modela padca zabojnika	69

Ta stran je namenoma prazna

1 UVOD

V magistrskem delu je obravnavana numerična simulacija padca zaboynika za shranjevanje jedrskih odpadkov, ki bo v uporabi v centru za shranjevanje nizko- in srednjeradioaktivnih odpadkov Vrbina. Ker bo zaboynik med transportom v silos za shranjevanje izpostavljen možnosti padca, je potrebno zagotoviti, da lahko zaboynik tak padec preživi. V ta namen so v podjetju IBE d.d. naročili izvedbo numerične simulacije padca zaboynika, ki jo je izvedel Zavod za gradbeništvo Slovenije (ZAG). Ker je potrebno rezultate numeričnih analiz vedno kritično oceniti, smo v sklopu tega magistrskega dela v sodelovanju s somentorjem iz ZAG-a izvedli parametrično študijo, kjer smo ugotavljali vpliv posameznih parametrov na rezultate in potek analize.

Numerični model zaboynika, ki je bil izdelan v programu Abaqus/Explicit, je izjemno zahteven, zato je v delu podrobno predstavljen. Prikazano je tudi delovanje same analize, velik poudarek je na materialnem modelu betona, ki je zaradi svoje nehomogenosti in anizotropnosti eden najtežjih materialov za opis.

1.1 Odlagališče nizko- in srednjeradioaktivnih odpadkov

Vlada Republike Slovenije je odobrila gradnjo odlagališča za nizko- in srednjeradioaktivne odpadke (NSRAO) s kapaciteto približno 9400 m³. Gre za odpadke, ki nastanejo ob obratovanju jedrske elektrarne Krško, odpadke iz medicine ter raziskovalnih in nekaterih drugih dejavnosti. Implementacija projekta je bila zaupana Agenciji za radioaktivne odpadke (ARAO), ki se je glede na različne predlagane alternative odločila za gradnjo odlagališnega kompleksa v bližini nuklearne elektrarne Krško, na lokaciji Vrbina. Kompleks bo sestavljen iz več objektov, med katerimi sta podzemni silos za shranjevanje zaboynikov in tehnološki objekt, v katerem se bo zaboynike pripravilo na odlaganje.

NSRAO bodo shranjeni v valjastih sodih, ki bodo na lokaciji v tehnološkem objektu vstavljeni v betonski zaboynik dimenzij 1,95 x 1,95 x 3,3 m ter nato zaliti s polnilom. Zaboynik bo nato prepeljan do objekta s podzemnim silosom premera 27,3 m in koristne višine 33 m. Tam se bo zaboynike zložilo v 10 plasti, v vsakem sloju po 70 zaboynikov [1].

1.2 Zahteve za prevoz nevarnih radioaktivnih snovi

Zaboynik bo v času uporabe večkrat transportiran. Najprej že v samem tehnološkem objektu, nato bo prepeljan v objekt s silosom, kjer bo s premičnim dvigalom spet prenesen na odložišče v silosu. Pri transportu nevarnih snovi se je potrebno ravnati v skladu s pravili, ki jih ureja Zakon o prevozu nevarnega blaga [2], ki določa, da se za prevoz nevarnega blaga v cestnem prometu uporablja evropski sporazum o mednarodnem cestnem prevozu nevarnega blaga (ADR) [3].

Pravilnik ADR je bil leta 2015 sprejet s strani Komisije za ekonomijo Evrope Združenih narodov, znotraj katere deluje Komite za kopenski transport, ki se ukvarja z izboljšanjem konkurenčnosti, varnosti in učinkovitosti transportnega sektorja. ADR je meddržavni sporazum, ki ga vsaka država uveljavlja na izbran način. Na območju Evropske Unije sta bila dela A (pakiranje in označevanje dobrin) in B

(izdelava, oprema in delovanje vozila za prevoz dobrin) privzeta kot del direktive, ki ureja prevoze nevarnih snovi po cestah v in med državami članicami.

ADR postavlja zahteve, ki ob izpolnjevanju zagotavljajo varnost ter varujejo osebe, lastnino in okolje pred učinki sevanja med transportom. Takšna zaščita je dosežena z izpolnjenostjo naslednjih določil:

- »ujetost« radioaktivne vsebine,
- kontrola zunanje ravni sevanja,
- preprečitev kritičnih situacij,
- preprečitev poškodb zaradi temperature.

Pravilnik zajema vse faze transporta radioaktivnega materiala vključno s fazami izdelave, vzdrževanja in popravila pakiranja, vključno z nalaganjem tovora, njegovim raztovorjenjem ter predvidenimi možnimi nezgodnimi stanji. Obravnava tri različne stopnje ogroženosti:

- rutinski pogoji prevoza (brez incidentov),
- normalni pogoji prevoza (manjše nezgode),
- nezgodni pogoji prevoza.

Nevarne snovi morajo biti skladiščene v paketih dobre kvalitete, ki morajo biti sposobni prenesti šok in nalaganje, ki se lahko zgodi med normalnim transportom. Sestavljeni in zaprti morajo biti na način, ki preprečuje kakršnokoli izgubo vsebine med pripravami na transport ali med samim transportom zaradi vibracij, spremembe vlage in spremembe pritiska. Vse pritrditve med posameznimi deli zabojnika morajo biti zasnovane tako, da ne pride do ločitve. Zabojniki morajo biti zasnovani tako, da radiacija na zunanji površini nikoli ne preseže največje predpisane vrednosti, ki je odvisna od vsebine.

Potrebni testi za dokaz zadostne odpornosti pri normalnih pogojih prevoza so:

- test škropljenja z vodo: Testni primerek mora biti izpostavljen škropljenju z vodo, ki simulira izpostavljenost dežju približno 5 cm na uro, za čas trajanja vsaj eno uro. Ta test je potrebno izvesti pred izvedbo vsakega od naslednjih testov;
- test padca: Testni primerek mora pasti na tla na način, ki povzroči največjo škodo zabojniku. Višina padca je določena glede na predvideno težo zabojnika;
- test nalaganja: Če oblika zabojnikov tega ne preprečuje, mora biti testni primerek za čas 24 ur izpostavljen tlačni sili večji od 5-kratnika lastne teže oziroma pritisku 13 kPa po celotni površini pokrova;
- penetracijski test: Testni primerek mora biti postavljen na togo podlago. Palica s premerom 3,2 cm, krožno konico in maso 6 kg mora pasti nanj z višine 1 m na mesto, ki je po predvidevanjih najšibkejše.

Potrebno je zagotoviti, da zabojnik po izvedenih testih preprečuje izgubo radioaktivne vsebine in zagotavlja, da se nivo radiacije na zunanji površini zabojnika ne poveča za več kot 20 % glede na osnovno dovoljeno vrednost.

Pred uporabo zabojnikov bodo na testnem primeru izvedeni vsi predvideni testi. Pri modeliranju smo se osredotočili na test padca zabojnika, ki bo najverjetneje kritičen. Zabojnik bo težek cca. 40 ton, zato je v skladu z navodili potrebno zagotoviti, da »preživi« padec z višine 0,3 m.

Ker je težko napovedati, kateri padec bo merodajen, so se na Zavodu za gradbeništvo Slovenije ter podjetju IBE d.d. odločili testirati dva scenarija padca. Prvi je padec zabojnika na vogal, drugi pa je prevrnitev zabojnika. Za oba primera smo skladno z zahtevami standarda izdelali numerični model, kjer smo preverjali poškodovanost zabojnika. Cilj magistrskega dela je iz rezultatov parametrične študije ugotoviti, ali je izdelan numerični model zabojnika ustrezen.

2 NUMERIČNI MODEL ARMIRANO BETONSKEGA ZABOJNIKA

V naslednjih podpoglavjih je opisan osnovni numerični model zabojnika, ki je bil uporabljen v parametrični študiji, razloženo je eksplicitno reševanje osnovnih enačb nelinearne dinamike konstrukcij, opisani so materialni modeli, ki so bili uporabljeni v analizi. Kjer ni izrecno napisano, se vsi navedeni podatki nanašajo na osnovni numerični model zabojnika, kateremu smo nato spreminjali parametre, kot je to navedeno v poglavju 5.

2.1 Program Abaqus

Abaqus [4] [5] [6] je skupek programskih orodij, ki deluje na osnovi metode končnih elementov in se uporablja za reševanje vseh vrst analiz – od preprostih linearnih do najbolj zahtevnih nelinearnih. Program vsebuje tri glavne produkte – Abaqus/Standard, Abaqus/Explicit in Abaqus/CFD. Numerični model lahko ustvarimo ročno preko vhodne datoteke ali z uporabo grafičnega vmesnika Abaqus/CAE, ki se uporablja tudi za vizualizacijo rezultatov [4]. Sami smo zaradi preglednosti in enostavnosti osnovni numerični model zabojnika izdelali ter pregledali preko grafičnega vmesnika, parametrično študijo pa smo izvedli z ročnim spreminjanjem izbranih parametrov v vhodnih datotekah.

Za analizo padca zabojnika je bil uporabljen produkt Abaqus/Explicit, ki za reševanje nelinearnih dinamičnih problemov uporablja eksplicitno metodo (t. i. eksplicitno dinamiko). Primeren je za simulacije kratkih, dinamičnih dogodkov, kot so udarci in eksplozije. V poglavju št 3.4, kjer smo prikazali rezultate preprostih numeričnih testov z namenom ocene obnašanja materialnega modela betona, pa je uporabljen produkt Abaqus/Standard.

2.2 Tip analize

Za analiziranje obravnavanega problema je bil uporabljen ekspliciten način reševanja dinamičnih enačb. Osnovna enačba nelinearne dinamike konstrukcij je podana v [7]

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{f}_n = \mathbf{f} \quad (1)$$

kjer so:

\mathbf{M} ...	masna matrika konstrukcije
\mathbf{C} ...	matrika dušenja konstrukcije
$\mathbf{f}_n = \mathbf{f}_n(t)$...	vektor notranjih sil konstrukcije
$\mathbf{f} = \mathbf{f}(t)$...	vektor zunanjih sil, ki delujejo na konstrukcijo
$\mathbf{u} = \mathbf{u}(t)$...	vektor vozliščnih pomikov in zasukov konstrukcije
$\dot{\mathbf{u}} = \dot{\mathbf{u}}(t)$...	vektor vozliščnih hitrosti konstrukcije
$\ddot{\mathbf{u}} = \ddot{\mathbf{u}}(t)$...	vektor vozliščnih pospeškov konstrukcije
$t \in [0, T]$...	čas

Osnovni cilj reševanja dinamične enačbe je najti vektor pomikov \mathbf{u} , ki bo zadostil izrazu (1) in danim začetnim pogojem $\mathbf{u}(t = 0) = \mathbf{u}^{(0)}$ in $\dot{\mathbf{u}}(t = 0) = \dot{\mathbf{u}}^{(0)}$. Masna matrika \mathbf{M} je pozitivno definitna, torej

obstaja njen inverz \mathbf{M}^{-1} [8]. Poleg tega pri eksplicitni dinamiki velja predpostavka, da je masna matrika diagonalna, kar omogoča enostaven in hiter izračun inverza.

Izraz (1) rešujemo v posameznih časovnih točkah $t = 0, t_1, \dots, t_{i-1}, t_i, t_{i+1}, \dots, T$.

2.2.1 Račun hitrosti in pomikov

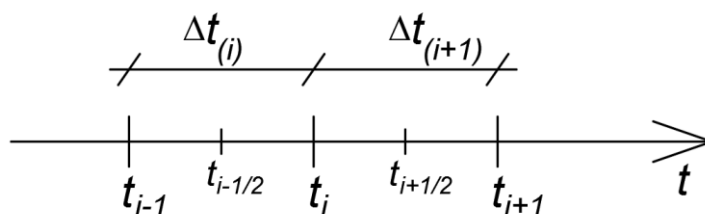
Abaqus/Explicit integrira osnovno enačbo gibanja z uporabo eksplicitne metode centralnih diferenc. Hitrosti pri času $t_{i+\frac{1}{2}}$ in pomik pri času t_{i+1} se določita kot [5]

$$\dot{\mathbf{u}}^{(i+\frac{1}{2})} = \dot{\mathbf{u}}^{(i-\frac{1}{2})} + \frac{\Delta t_{(i+1)} + \Delta t_{(i)}}{2} \ddot{\mathbf{u}}^{(i)} \quad (2)$$

$$\mathbf{u}^{(i+1)} = \mathbf{u}^{(i)} + \Delta t_{(i+1)} \dot{\mathbf{u}}^{(i+\frac{1}{2})} \quad (3)$$

Oznaka (i) se nanaša na čas t_i , oznaki $(i - \frac{1}{2})$ in $(i + \frac{1}{2})$ pa na časa $t_{i-1/2} = t_i - \Delta t_{(i)}/2$ in $t_{i+1/2} = t_i + \Delta t_{(i+1)}/2$ (glej sliko 1). Kinematično stanje pri času t_{i+1} lahko izračunamo, če poznamo vrednosti hitrosti pri času $t_{i-\frac{1}{2}}$ ter pomikov in pospeškov pri času t_i . Hitrost v času t_i je za potrebe prikaza rezultatov izračunana naknadno z naslednjim izrazom [4]

$$\dot{\mathbf{u}}^{(i+1)} = \dot{\mathbf{u}}^{(i+\frac{1}{2})} + \frac{1}{2} \Delta t^{(i+1)} \ddot{\mathbf{u}}^{(i+1)} \quad (4)$$



Slika 1: Definicija časovnih korakov

Zaradi računa hitrosti $\dot{\mathbf{u}}$ v času $t_{i+\frac{1}{2}}$ namesto v času t_{i+1} je analiza ob upoštevanju dušenja, ki je proporcionalno togosti sistema ($\mathbf{C} = \beta \mathbf{K}$) učinkovitejša. Posledično je sila zaradi dušenja nekoliko drugačna, kot bi bila v času t_{i+1} , kar pa zaradi majhnih časovnih korakov praktično nima vpliva na natančnost rezultatov [8].

Glavni razlog, da je eksplicitna metoda računsko učinkovita, izhaja iz dejstva, da je masna matrika diagonalna, torej lahko izračunamo pospešek $\ddot{\mathbf{u}}^{(i)}$ po izrazu

$$\ddot{\mathbf{u}}^{(i)} = \mathbf{M}^{-1} (\mathbf{f}^{(i)} - \mathbf{I}^{(i)}) \quad (5)$$

kjer sta:

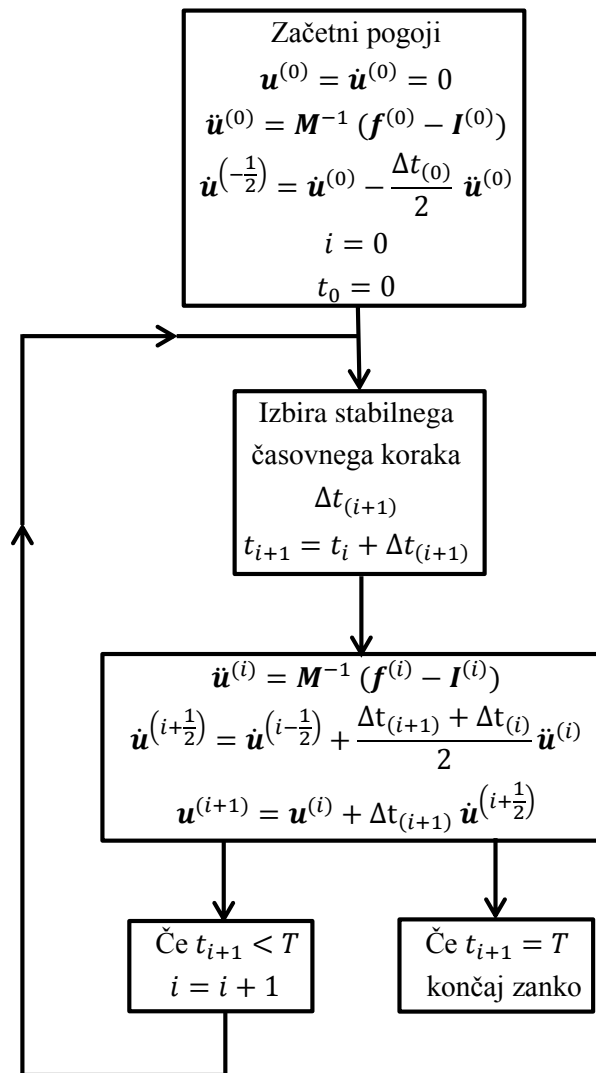
$\mathbf{f}^{(i)}$... vektor vozliščnih zunanjih sil v času t_i
 $\mathbf{I}^{(i)} = \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}^{(i)} + \mathbf{f}_n^{(i)}$... vektor vsote vozliščnih viskoznih in notranjih sil v času t_i

Ob zagonu algoritma mora biti definirana hitrost $\dot{\mathbf{u}}^{(-\frac{1}{2})}$. Uporabljen je izraz [4]

$$\dot{\mathbf{u}}^{(+\frac{1}{2})} = \dot{\mathbf{u}}^{(0)} + \frac{\Delta t_{(1)}}{2} \ddot{\mathbf{u}}^{(0)} \quad (6)$$

Če izraz (6) vstavimo v enačbo (2), dobimo izraz za $\dot{\mathbf{u}}^{(-\frac{1}{2})}$

$$\dot{\mathbf{u}}^{(-\frac{1}{2})} = \dot{\mathbf{u}}^{(0)} - \frac{\Delta t_{(0)}}{2} \ddot{\mathbf{u}}^{(0)} \quad (7)$$



Slika 2: Osnovni algoritem eksplcitnega reševanja dinamične enačbe v programu Abaqus/Explicit

Na sliki 2 je prikazan algoritem za primer, ko sistem v času $t = 0$ ni obremenjen s pomikom ali hitrostjo, ampak le z zunanjo silo, odziv pa želimo dobiti do časa T . Kot je prikazano v naslednjem poglavju, se v vsakem koraku izvrši tudi ocena stabilnega časovnega koraka $\Delta t_{(i+1)}$.

2.2.2 Stabilnost algoritma

Stabilnost algoritma je definirana z obnašanjem numerične napake pri korakanju po času. Pri stabilnih algoritmih se napaka ne sešteva, ne glede na izbran časovni korak Δt ; pogojno stabilni algoritmi so stabilni, če je izpolnjen pogoj o največji dovoljeni dolžini časovnega koraka; pri nestabilnem algoritmu pa lahko napaka med analizo zaniha ali pa celo narase preko vseh meja [9]. Algoritem centralnih diferenc je pogojno stabilen, zato mora dolžina časovnega koraka ostati pod mejo, določeno z izrazom

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega} (\sqrt{\xi^2 + 1} - \xi) \quad (8)$$

kjer so:

ω ... najvišja frekvenca sistema

ξ ... koeficient dušenja

Ker je natančnost uporabljene metode centralnih diferenc drugega reda, napaka kvadratično pada z manjšanjem $\Delta t \rightarrow 0$ [8].

Kriterij (8) velja le za linearne probleme, pri nelinearnih problemih pa ga lahko uporabimo kot oceno. V [8] je predlagano, da se največjo dolžino časovnega koraka oceni kot 80 % do 90 % časovnega koraka za linearne probleme. Pomembno je tudi preverjanje energije sistema. Kakršnikoli skoki celotne energije (5 % ali več), ki niso povezani z določenim zunanjim vplivom, lahko pomenijo nestabilnost.

Schema časovne inkrementacije je v Abaqusu popolnoma avtomatizirana, saj program ob začetku analize sam konzervativno določi meje najvišje frekvence sistema. Za vsak končni element je izračunan poskusni stabilni časovni inkrement po izrazu

$$\Delta t = \frac{2}{\omega_{max}^{element}} \quad (9)$$

kjer je $\omega_{max}^{element}$ največja lastna frekvenca elementa. Konzervativno oceno stabilnega časovnega inkrementa dobimo, če vzamemo minimalno vrednost zgornjega izraza pri upoštevanju vseh elementov sistema. Izrazimo ga lahko tudi na drug način kot

$$\Delta t = \min \left(\frac{L_e}{c_d} \right) \quad (10)$$

kjer sta:

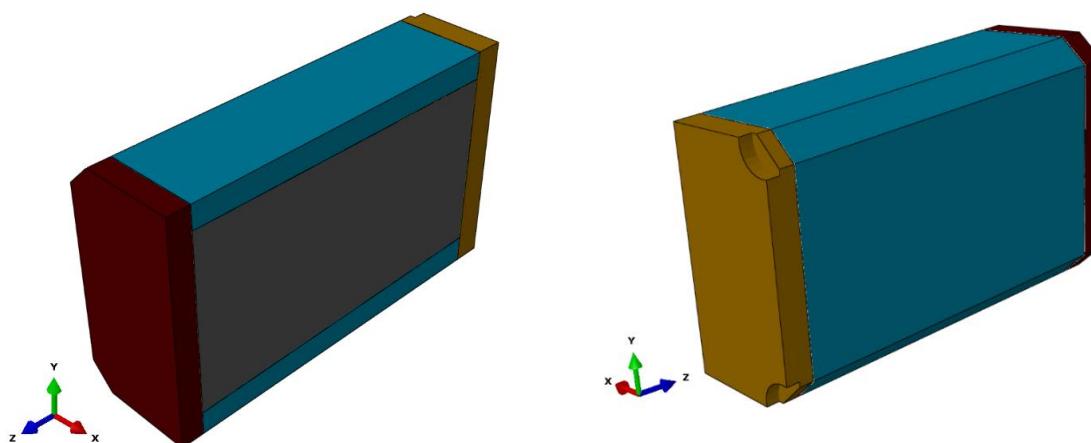
L_e ... karakteristična dimenzija elementa

c_d ... efektivna hitrost valovanja v materialu (ki se jo lahko določi s pomočjo materialnih Laméjevih konstant $\hat{\lambda}$ in $\hat{\mu}$)

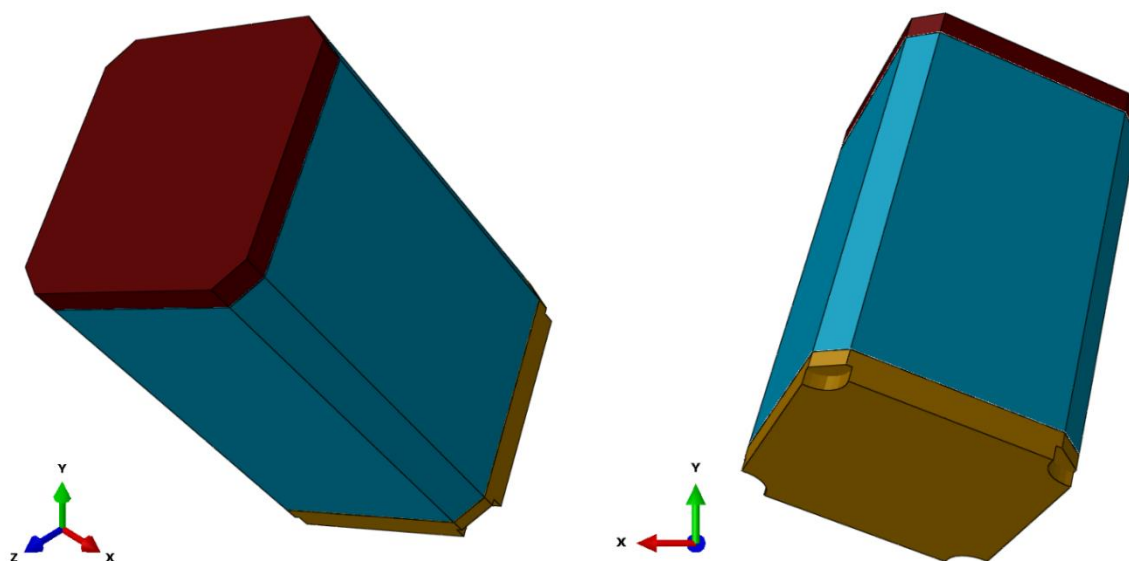
Algoritem bo največji stabilni časovni korak izračunal v vsakem koraku posebej za trenutno efektivno hitrost valovanja v elementih. V izotropnem in elastičnem materialu je efektivna hitrost valovanja konstanta, saj sta Lamjevi konstanti takrat odvisni le od elastičnega modula in Poissonovega količnika materiala. Pri napredovanju analize bo algoritem sam ocenil, ali je računsko bolj ugodno, da največji sprejemljivi časovni korak izračuna na podlagi lastnih frekvenc posameznih elementov oziroma na podlagi lastne frekvence celotnega modela. Če račun lastnih frekvenc celotnega sistema zahteva preveč računskega časa v primerjavi s časom, ki bi ga pridobili z uporabo daljšega stabilnega časovnega koraka, algoritem opusti račun globalnih frekvenc in nadaljuje z uporabo ocene na podlagi lastnih frekvenc posameznih elementov. Ta ocena da navadno krajši časovni korak v primerjavi z globalno oceno [4].

2.3 Opis numeričnega modela

Osnovna modela padca in zvrnitve zabojnika sta bila izdelana na Zavodu za gradbeništvo Slovenije. Za potrebe magistrskega dela smo pridobljena modela natančno pregledali ter ju tekom parametrične študije spreminjali.



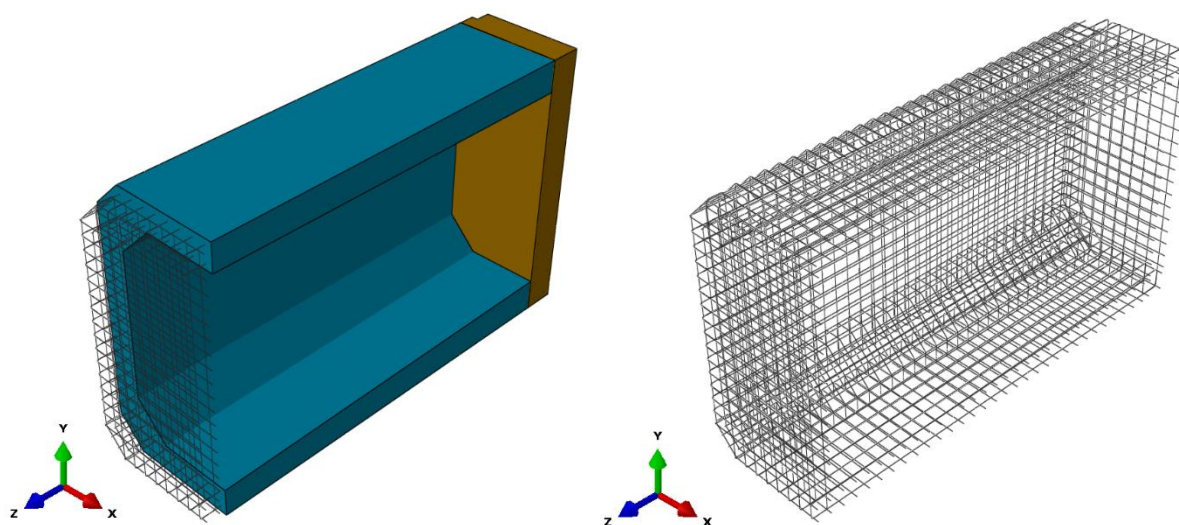
Slika 3: Deli zabojnika brez armature za primer prevrnitve



Slika 4: Deli zabojnika brez armature za primer padca na vogal

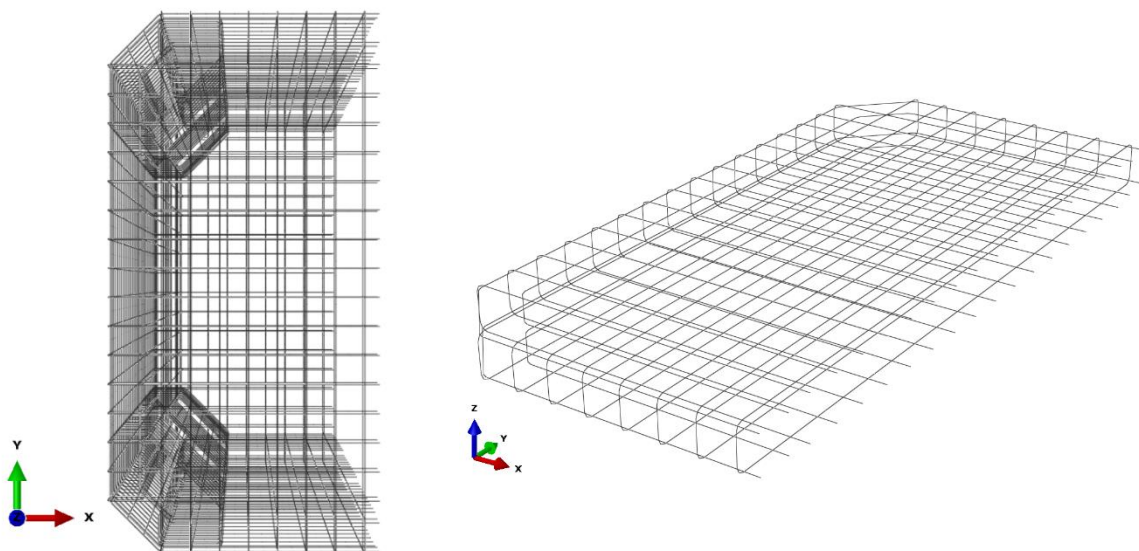
Zaradi različne narave problema sta bila izdelana dva različna modela. Za analizo odziva zvrnitve smo modelirali le polovico zaboju (slika 3), drugo polovico pa smo upoštevali z ustreznimi simetrijskimi robnimi pogoji. Za analizo padca na vogal smo modelirali primerno orientiran celoten zaboju (slika 4), saj zaradi narave problema simetrije nismo mogli upoštevat.

Oba modela sta sestavljena iz več delov, ki so za primer modela zvrnitve prikazani na slikah 3, 4 in 5: dno zaboju (rumena), pokrov zaboju (rdeča), stene zaboju (modra), vsebina (siva), vsaka armaturna palica posebej ter toga podlaga. Vsi deli so sestavljeni v celoto z upoštevanjem medsebojnih interakcij.

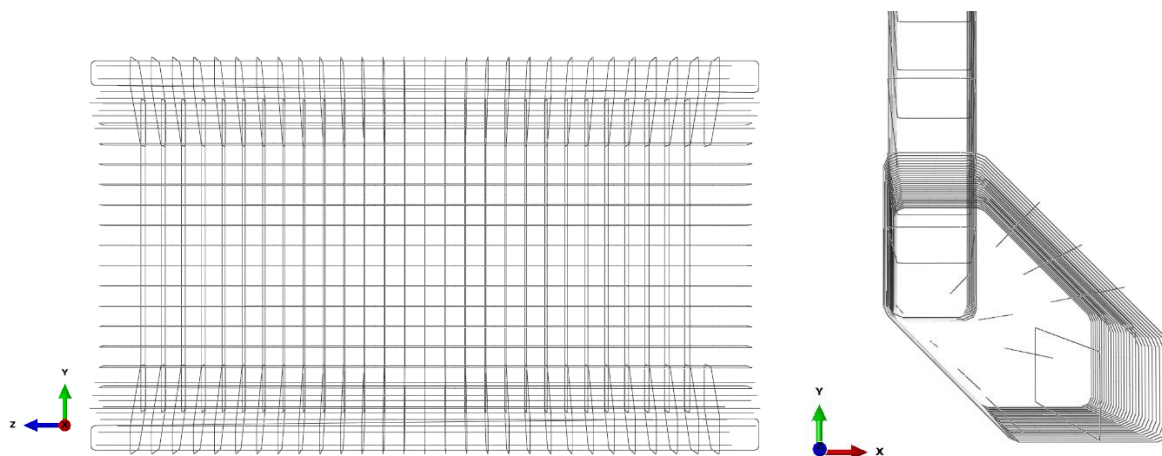


Slika 5: Armatura v zaboju

Zelo natančno modelirana armatura (sliki 6 in 7) nam pomaga, da lahko precej realno ugotovimo, katera mesta so šibka, ali je tam potrebna dodatna armatura ter ali tako armiran zaboju sploh lahko prenese obremenitve, ki so predvidene s pravilnikom o prevozu nevarnih snovi.



Slika 6: Armatura v pogledu z vrha zaboju (levo) in v pokrovu zaboju (desno)



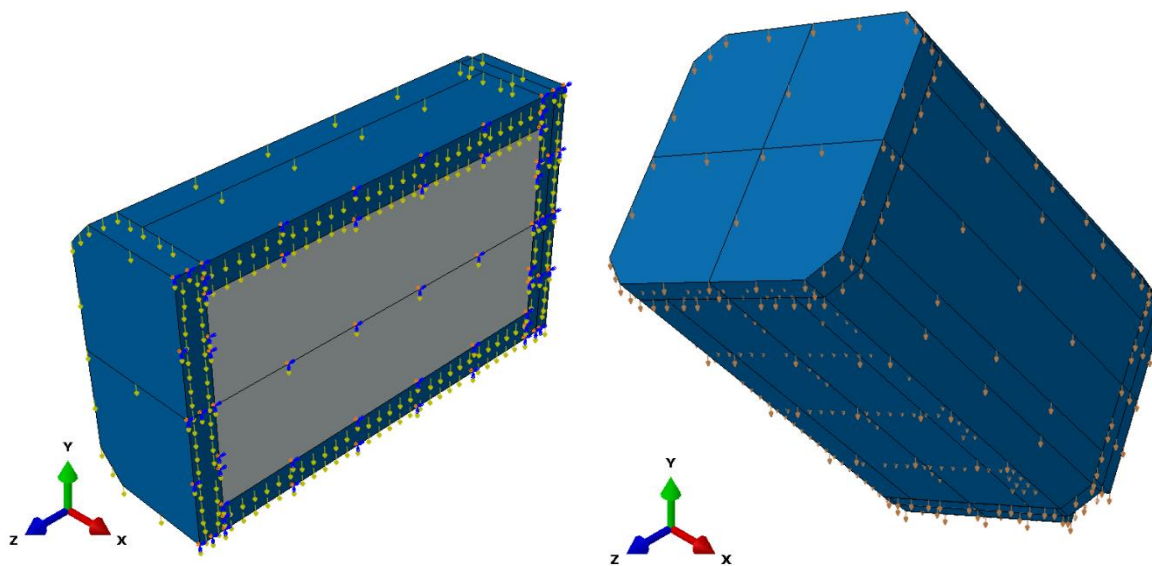
Slika 7: Armatura v steni zabojnika (levo) in detajl armature v vogalu (desno)

Toga podlaga je modelirana kot analitična toga površina v ravnini $X - Z$ globalnega koordinatnega sistema, podprta v referenčni točki. Uporabljeni tip teles je vedno potrebno pravilno orientirati, saj je ploskev sposobna prenašati pritisk le na eni strani [4].

2.3.1 Robni pogoji

2.3.1.1 Podpore

Tla so toga vpeta v referenčni točki, kjer lahko odčitamo reakcije. V modelu zvrnitve, kjer smo modelirali le polovico zabojnika, je druga polovica zajeta z robnimi pogoji simetrije, kot je prikazano na sliki 8, kjer so pomik v smeri X (u_1), zasuk okrog osi Y (φ_2) in zasuk okrog osi Z (φ_3) enaki nič.



Slika 8: Robni pogoji za modela prevrnitve in padca zabojnika

2.3.1.2 Obtežba

Na celoten zabojniki deluje gravitacijski pospešek $g = 9.81 \text{ m/s}^2$. V primeru zvrnitve na zabojniki deluje še kotna hitrost ω_1 okrog koordinatne osi X globalnega koordinatnega sistema. V primeru padca na zabojniki poleg gravitacije deluje še hitrost v_2 v smeri Y osi globalnega koordinatnega sistema. Obe hitrosti sta bili izračunani za scenarija, ki smo ju opisali v poglavju 1.2.

Hitrost zabojnika v trenutku trka za scenarij padca na vogal smo izračunali z enačenjem kinetične in potencialne energije po izrazih

$$\frac{1}{2} m v^2 = m g h \quad (11)$$

$$v = \sqrt{2gh} = 2,43 \text{ m/s} \quad (12)$$

kjer so:

$m = 40 \text{ t} \dots$	masa zabojnika
$g = 9.81 \text{ m/s}^2 \dots$	gravitacijski pospešek
$h = 0.3 \text{ m} \dots$	višina padca zabojnika
$v \dots$	hitrost zabojnika v trenutku, ko se dotakne tal

Kotno hitrost, ki jo vnesemo v model za primer prevrnitve zabojnika prav tako dobimo z enačenjem energij. Kinetična energija masnega delca $dm = \rho B dA$ na razdalji s od osi vrtenja, kjer je $s^2 = x^2 + y^2$, je izračunana z izrazom

$$dK = \frac{1}{2} \rho B dA (x^2 + y^2) \omega^2 \quad (13)$$

Kinetično energijo celotnega kvadra nato dobimo kot

$$\begin{aligned} K &= \frac{1}{2} \rho B \omega^2 \int_0^h \int_0^B (x^2 + y^2) dx dy = \frac{1}{2} \rho B \omega^2 \left(\frac{B^3 h}{3} + \frac{h^3 B}{3} \right) \\ &= \frac{1}{2} m \omega^2 \frac{1}{3} (B^2 + h^2) = \frac{1}{2} m \omega^2 \frac{1}{3} (B^2 + h^2) = \frac{1}{2} m \omega^2 \frac{4}{3} H^2 \end{aligned} \quad (14)$$

Z enačenjem kinetične in potencialne energije zabojnika dobimo

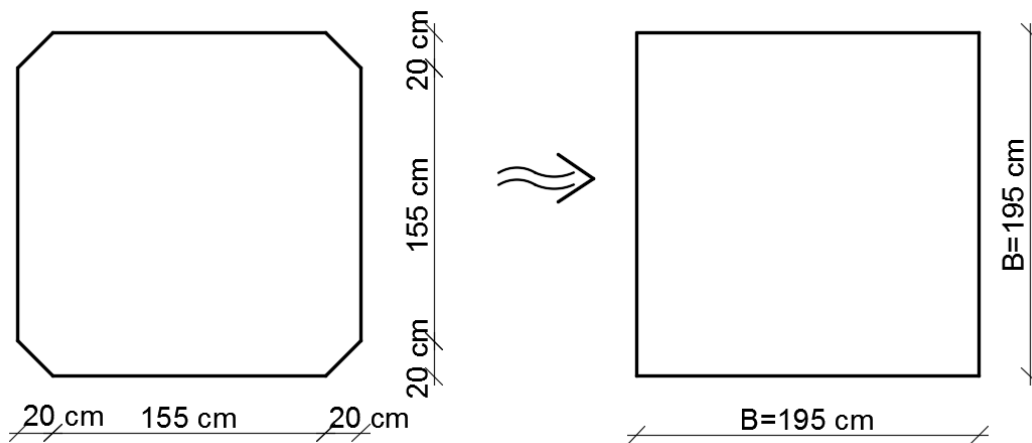
$$K = \frac{1}{2} m \omega^2 \frac{4}{3} H^2 = m g \Delta H \quad (15)$$

kjer so $B, h, \Delta H$ geometrijske karakteristike, prikazane na slikah 9 in 10.

Kotno hitrost ω v trenutku, ko se zabojniki dotakne tal, dobimo kot

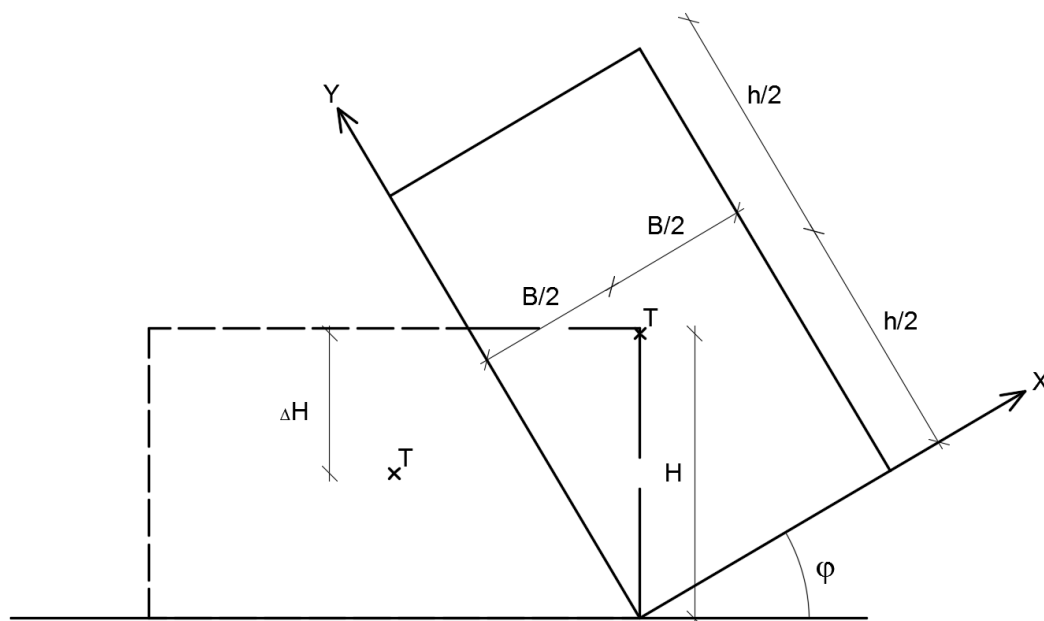
$$\omega = \sqrt{\frac{g \Delta H}{\frac{2}{3} H^2}} = 1,94 \text{ rad/s} \quad (16)$$

Geometrijo zabojnika smo za račun hitrosti poenostavili, kot je prikazano na sliki 9.



Slika 9: Poenostavitev geometrije zabojnika za potrebe računa masnega vztrajnostnega momenta

Predpostavili smo, da pride do zvrnitve, ko se težišče zabojnika pomakne preko osi roba (zasuk za kot $\varphi = 29.9^\circ$), okrog katerega se zabojnik zvrne, kot je prikazano na sliki 10. Začetna hitrost v tej točki je enaka nič. Kotna hitrost je v program vnesena z vektorjem vrtenja (rob zabojnika okrog katerega se zabojnik zvrne) ter vrednostjo kotne hitrosti v radianih na sekundo, ki deluje na celotno telo. Program nato sam izračuna hitrosti vseh vozlišč.



Slika 10: Prevrnitev zabojnika

Zabojnik je v obeh primerih modeliran v trenutku tik pred trkom, ko se že dotika tal. Hitrosti, ki so prikazane zgoraj, smo na model nanegli z uporabo funkcije »Predefined fields«.

2.3.2 Definirani kontakti med površinami

2.3.2.1 Zabojnik – tla in zabojnik – vsebina

V modelu je definirano normalno ter tangentno obnašanje med površinama tal in zabojnika. Normalno obnašanje je definirano kot »trdi« kontakt, kjer dovolimo, da se površini po kontaktu ločita. Med tema površinama se lahko prenaša le pritisk. Do tega pride, ko se vozlišča izbranih površin dotikajo, pri čemer izbran tip kontakta ne dovoli, da bi prišlo do penetracije. Pritisk, do katerega lahko pride, ni omejen z zgornjo vrednostjo [4].

Kontakt med dvema površinama navadno prenaša strižne in normalne sile, ki so med seboj povezane preko koeficienta trenja. Pri definiciji tangentnega obnašanja lahko predpišemo dovoljeni zdrs, pri katerem med površinama ne pride do striga. Predpostavili smo, da je ta del zdrsa enak nič in da takoj nastopi trenje. Z definiranjem majhnega zdrsa bi lahko regulirali težave pri konvergenci računa [4]. Tangentno obnašanje predpostavimo izotropno, torej enako v vseh smereh, s koeficientom trenja z vrednostjo $t_1 = 0,1$.

2.3.2.2 Beton – armatura

Sodelovanje med betonom in armaturo zajamemo z uporabo funkcije »Embedded«, ki modelira armaturo, vstavljeno v beton. Armaturo definiramo kot gostujoči element, beton pa kot gostitelja. Posledično se armaturi omejijo proste prostostne stopnje. Translatorne prostostne stopnje v vozlišču gostujočega elementa so enake interpoliranim vozliščnim vrednostim gostitelja, medtem ko so rotacijske prostostne stopnje gostujočega elementa vedno proste [4].

2.3.2.3 Pokrov – stene zabojnika in dno – stene zabojnika

Kontakt med pokrovom oziroma dnom zabojnika ter stenami zabojnika je definiranim s predpisano omejitvijo »Tie«. Definirati je potrebno »Master« in »Slave« površini, program pa nato poveže vozlišča obeh površin na način, da imajo vozlišča »Slave« površine enake vrednosti premikov, kot vozlišča »Master« površine [4]. Na ta način se togo poveže različno goste mreže končnih elementov.

2.3.3 Mreža končnih elementov

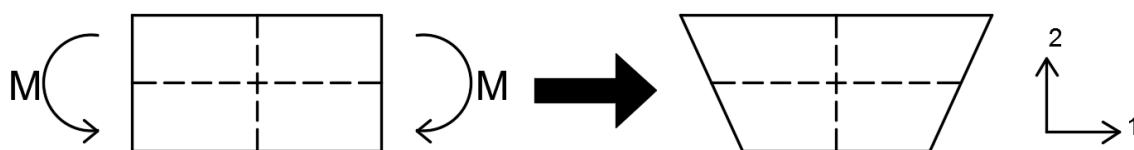
2.3.3.1 Tip končnih elementov

Abaqus zagotavlja obsežno knjižnico različnih končnih elementov (v nadaljevanju je za končni element uporabljena okrajšava KE), ki ob pravilni uporabi predstavljajo močno orodje pri reševanju različnih analiz. V obravnavanem primeru smo uporabili dva tipa končnih elementov za modeliranje armature, betona in vsebine zabojnika.

Armaturo je modelirana z uporabo KE tipa B31. Gre za končne elemente prvega reda, tipa »Beam«. Ti elementi so enodimenzionalni linijski elementi v tridimenzionalnem prostoru. Redukcija dimenzij je posledica predpostavke, da so dimenzije prereza majhne v primerjavi z dolžino elementa.

Predpostavljeno je, da se prerez elementa ne deformira v svoji ravnini, prednost uporabe takih elementov pa je v tem, da imajo majhno število prostostnih stopenj in so geometrijsko preprosti. Pomiki se izračunajo v vozliščih KE, notranje sile pa v integracijskih točkah KE. Ker je uporabljeni element prvega reda, sta vozlišči le na krajiščih elementa. Ima dve integracijski točki [4].

Beton in vsebina sta modelirana z uporabo KE tipa C3D8R. Gre za končne elemente tipa »Continuum«, ki so tridimenzionalni. Končni elementi so osemvozliščni, oblike heksaedra. KE take vrste so najbolj tipični, uporabimo jih lahko za račun napetosti, prenosa toplote, akustike ipd. Ob izbiri eksplisitne analize in elementov oblike heksaedra smo omejeni na elemente prvega reda. Uporabljena je opcija reducirane integracije, s katero zmanjšamo število integracijskih točk v elementu z osem na eno samo, ki je v središču elementa. Posledično se računski čas občutno zmanjša, lahko pa naletimo na težave pri rezultatih, saj elementi z eno prostostno stopnjo določenih deformacij niso sposobni opisati. To je za 2D končne elemente prikazano na sliki 11, kjer se dolžini prekinjenih črt in kot med njima pod podano obremenitvijo ne spremenijo; posledično so vse deformacije v integracijski točki v središču elementa enake nič. Element se takšni obremenitvi ni sposoben »upreti«. Zaradi ničnih deformacij v integracijski točki so tudi napetosti tam enake nič, kar vodi k ničnim vozliščnim notranjim silam za takšno obremenitev.



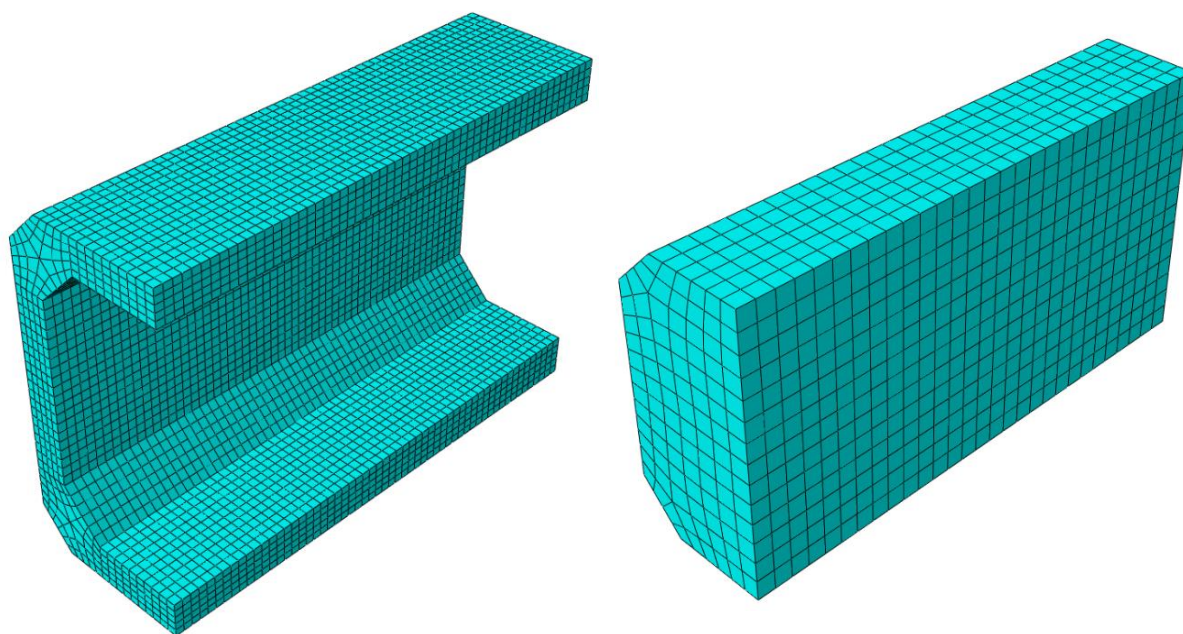
Slika 11: »Hourglass« efekt

Ta efekt je poimenovan »hourglass efekt«, uravnava pa se ga z upeljavo »umetne togosti« elementa, ki prepreči nerealne deformacije [4]. Ker gre za energijo, ki jo program »umetno« vstavi v naš model, je ob kontroli rezultatov priporočljivo preveriti, da ta ne predstavlja prevelikega dela celotne energije sistema.

2.3.3.2 Gostota mreže končnih elementov

Gostota mreže KE je prilagojena glede na pomembnost dela zabojnika in njegov vpliv na končni odziv. Vsebina ima tako najredkejšo mrežo, kjer so končni elementi oblike heksaedra s stranico velikosti približno 10 cm.

Stene, pokrov ter dno zabojnika so sestavljeni iz finejše mreže končnih elementov oblike heksaedra s stranico velikosti približno 5 cm.



Slika 12: Uporabljena mreža KE za stene zabojnika in vsebino

Armatura je pomrežena s končnimi elementi dolžine približno 5 cm.

2.4 Materiali v modelu

Eden izmed najpomembnejših korakov pri definiciji natančnih 3D modelov je izbira primernih materialnih modelov. Zaradi homogene sestave in izotropnega obnašanja jekla so modeli za armaturo že precej uveljavljeni in zanesljivi, medtem ko obnašanja betona zaradi njegove anizotropičnosti in nehomogenosti ni mogoče opisati s preprostim modelom [10]. Napredni modeli, ki jih ponuja tudi program Abaqus, omogočajo opis obnašanja zelo nelinearnih odzivov, ko se v betonu pojavijo razpoke oziroma pride do plastifikacije v tlaku.

V naslednjih poglavjih so opisani izbrani modeli za obnašanje jekla armature, betona v obodu zabojnika ter vsebine in vhodni podatki, vneseni v program Abaqus.

2.4.1 Beton - zabojniki

Beton je zelo razširjen material, ki pa se obnaša zelo kompleksno, zato lahko v literaturi najdemo veliko različnih predlogov za opis njegovega obnašanja. Pri izbiri osnovnih lastnosti materiala smo izhajali iz standarda Eurocode 1992-1-1 [11], kjer so podane vrednosti za nekatere parametre uporabljenega materialnega modela. Vrednosti, ki so bile uporabljene, so predstavljene v tabeli 1.

Predvidena je uporaba betona tipa C60/75, ki spada med betone z visoko trdnostjo. Taki betoni zahtevajo veliko pozornosti pri izbiri osnovnih sestavin, njihovih razmerij v betonski mešanici ter izbiri ustreznih dodatkov [12]. Za obravnavani zabojniki so primerni, ker je potrebno zagotoviti, da bo zabojniki zdržali velike obremenitve, ki jih predpisujejo testi in se lahko pojavijo tekom njegove uporabe.

Tabela 1: Osnovne karakteristike betona za stene zabojnika

f_{ck}	60	MPa
f_{cm}	68	MPa
f_{ctm}	4,35	MPa
ε_{c1}	2,6	‰
ρ	2400	kg/m ³

V tabeli 1 so:

f_{ck} ...	karakteristična tlačna trdnost valja
$f_{cm} = f_{ck} + 8$ (MPa) ...	srednja tlačna trdnost betona
$f_{ctm} = 2,12 \cdot \ln(1 + f_{cm}/10)$...	srednja natezna trdnost betona
ε_{c1} ...	deformacija ob doseženi tlačni trdnosti betona

Beton je bil modeliran kot nelinearen material, z upoštevanjem poškodb materiala, kjer so bili podatki v tabeli 1 uporabljeni kot osnova. Ker je opis materiala zelo kompleksen, je temu namenjeno posebno poglavje 3.

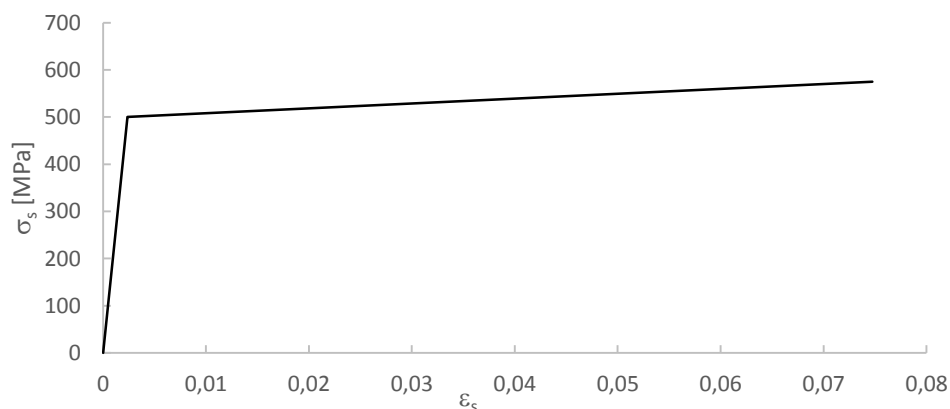
2.4.2 Armatura

Armaturno jeklo je bilo v osnovnem modelu modelirano kot linearno elastičen material s spodaj navedenimi lastnostmi.

Tabela 2: Materialne lastnosti armaturnega jekla

Elastični modul	E	210 GPa
Poissonov količnik	ν	0,3
Gostota	ρ	7850 kg/m ³

V parametrični študiji smo obravnavali tudi primer, ko je jeklo modelirano kot elastooplastičen material. Vpliv takega modeliranja na rezultate je prikazan v poglavju 5, diagram napetost – deformacija, ki je uporabljen v modelu, pa je prikazan na sliki 13. Lastnostim, ki so prikazane v tabeli 2 je dodan plastičen plato po doseženi meji tečenja $f_y = 500$ MPa.



Slika 13: Diagram napetost – deformacija za elastooplastičen model armature

2.4.3 Vsebina

Vsebina zabojnika je bila indentificirana kot del zabojnika, za katerega najtežje predvidimo obnašanje. V zabojnik vstavljeni jekleni sodi, v katerih bo shranjen radioaktiven material, bodo zaliti z malto, za obnašanje takega skupka materialov pa nimamo izdelanega točnega modela. Podatkov o natančnem obnašanju podobnih modelov nimamo, zato smo v osnovnem modelu predpostavili vsebino kot enoten material z elastičnim modulom, enakim betonu v stenah.

Gostota vsebine je bila izračunana iz predvidene največje možne mase zabojnika – 40 ton.

Tabela 3: Materialne lastnosti vsebine

Elastični modul	E	42,3 GPa
Poissonov količnik	ν	0,2
Gostota	ρ	3936 kg/m ³

3 MATERIALNI MODEL BETONA

Ker je materialni model betona najkompleksnejši, smo podrobno preučili, kako najbolj realno opisati obnašanje materiala pod obremenitvijo. S tem namenom smo material modelirali s kompleksnim modelom, ki je sposoben upoštevati poškodovanost elementov, ter za opis obnašanja v tlaku in nategu uporabili različne funkcije, ki so predstavljene v tem poglavju.

3.1 Konstitutivni model »Concrete Damaged Plasticity«

Za konstitutivni opis obnašanja betona smo uporabili model »Concrete damaged plasticity« (CDP), ki je primarno namenjen analiziranju betonskih konstrukcij obremenjenih s ciklično ali dinamično obtežbo. Primeren je tudi za analizo drugih kvazi-krhkih materialov, kot so opeka, malta in kamnina [6]. Model CDP je sposoben dobro zajeti obnašanje betona po doseženi tlačni oziroma natezni trdnosti, ko govorimo o mehčanju materiala. Deluje na osnovi razmazanih razpok, v smislu, da ne sledi nastanku individualnih makro razpok, ampak je prisotnost razpok v računu zajeta z vplivom na napetosti in togost v posamezni integracijski točki [13].

Model CDP predpostavi, da sta glavna mehanizma porušitve razpokanje v nategu in krušenje v tlaku. Razvoj ploskve tečenja v prostoru napetosti je definiran v odvisnosti od ekvivalentnih plastičnih deformacij v nategu ter tlaku $\tilde{\epsilon}_t^{pl}$ in $\tilde{\epsilon}_c^{pl}$, ki sta povezani s porušnimi mehanizmi v nategu in tlaku [6].

Konstitutivna teorija v ozadju CDP modela zelo dobro zajame efekte ireverzibilne in reverzibilne poškodovanosti betona in drugih podobnih materialov, ki navadno nastopi pri relativno nizkih pritiskih objekta (manjših od štiri- ali petkratnika tlačnih napetosti v enoosnem tlaku). Ti efekti se pokažejo v makroskopskih lastnostih, kot so [6]:

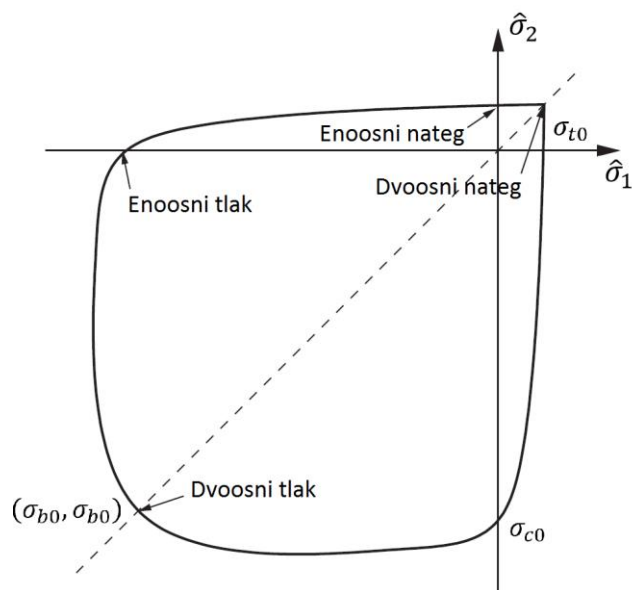
- različne napetosti na meji elastičnosti v tlaku in nategu, kjer je napetost v tlaku za faktor 10 ali več večja od napetosti v nategu,
- mehčanje v nategu ter utrjevanje in nato mehčanje v tlaku,
- različno zmanjšanje elastične togosti v tlaku in nategu,
- efekt obnovljene togosti v primeru ciklične obtežbe,
- odvisnost od hitrosti spreminjanja specifičnih deformacij.

CDP model je sposoben zajeti zmanjšanje elastične togosti oziroma poškodovanost, s čimer lahko dobro opišemo obnašanje betona pri ciklični obtežbi. Materialni model lahko najbolj enostavno opišemo na primeru enoosnega obnašanja, ki je povzet iz priložnice [4]. Obnašanje v enoosnem tlaku in nategu je opisano kot je prikazano na slikah 16 in 18. Obnašanje med razbremenjevanjem, ki je po svoji naravi zelo kompleksno, program zajame z upoštevanjem faktorjev poškodovanosti d_t in d_c , s katerima reducira elastični modul po izrazu (17). Pod ciklično obremenitvijo je zajet tudi efekt obnovitve togosti materiala, ki pride do izraza predvsem v primeru, ko se obremenitev spreminja iz natega v tlak, saj se v tem primeru natezne razpoke zaprejo, material pa obnovi začetno tlačno togost. Elastični modul je definiran kot

$$E = (1 - d)E_0, \quad d \in [d_t, d_c] \quad (17)$$

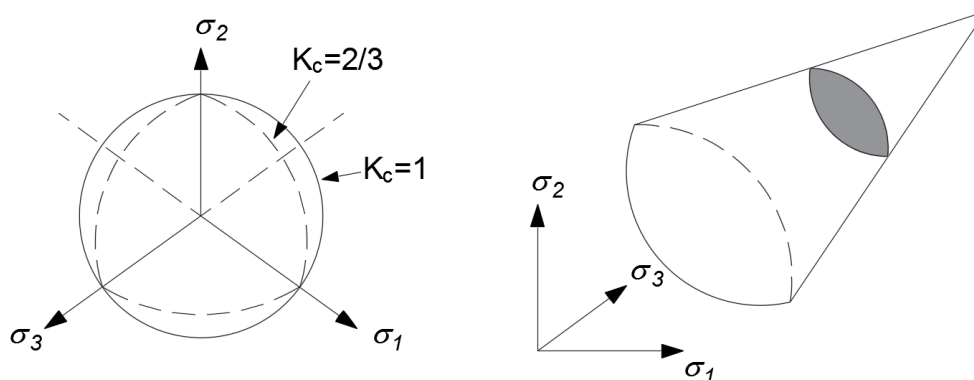
kjer je E_0 začetni elastični modul. Ob definiranju materialnega obnašanja je potrebno podati parametre, ki določajo ploskev tečenja betona v tlaku v prostoru glavnih napetosti [10]:

- dilatacijski kot ψ kontrolira količino plastičnih volumskih deformacij, ki se razvijejo;
- ekscentričnost plastičnega toka ϵ pove, koliko se razlikuje vrednost dilatacijskega kota pri različnih vrednostih napetosti;
- σ_{b0}/σ_{c0} je začetno razmerje med napetostjo tečenja pri dvoosnem tlačnem napetostnem stanju in napetostjo tečenja pri enoosnem tlačnem napetostnem stanju;



Slika 14: Ploskev tečenja pri ravninskem napetostnem stanju (povzeto po [4] in [13])

- K_c je razmerje invariant napetosti na ploskvi tečenja v nategu proti tistim na ploskvi tečenja v tlaku. Izbrana vrednost razmerja določa obliko ploskve tečenja v prostoru napetosti;



Slika 15: Ploskev tečenja v 3D prostoru napetosti v odvisnosti od faktorja K_c (povzeto po [4] in [13])

- viskoznost materiala μ pomaga pri konvergenci, saj pri visoko nelinearnih problemih program pogosto naleti na težave pri konvergenci. Z uporabo vrednosti za viskoznost, različne od nič, dovolimo, da so napetosti zunaj ploskve tečenja, s čimer sicer v račun uvedemo napako, zagotovimo pa, da rezultat konvergira k neki vrednosti.

Vrednosti parametrov, ki so jih uporabili tudi avtorji v [10], [13] in so podane v tabeli 4, so uporabljene v osnovnem modelu.

Tabela 4: Vhodni parametri za model CDP

ψ	ϵ	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	μ
31.0	0.1	1.16	0.666	0.001

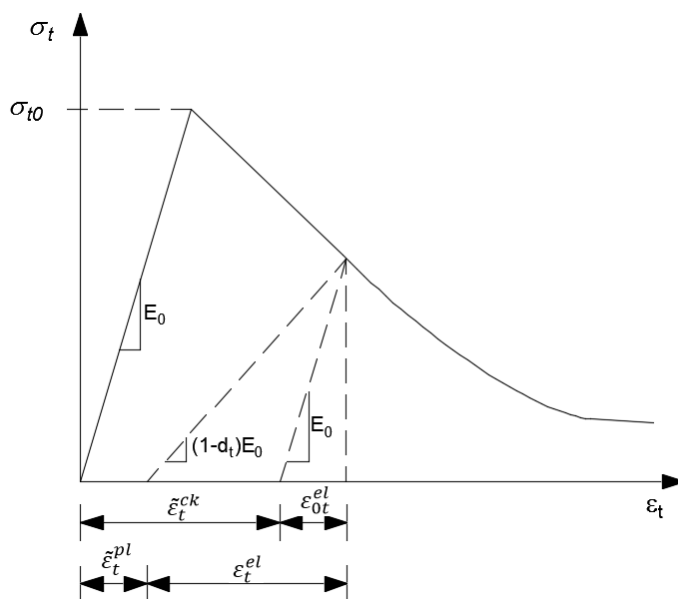
3.1.1 Obnašanje v enoosnem nategu

Obnašanje materiala v območju mehčanja v nategu lahko definiramo z deformacijo razpokanja $\tilde{\epsilon}_t^{ck}$ ali pa na način, ki smo ga uporabili v tem delu, s širino razpoke u_t^{ck} . Deformacija razpokanja je definirana kot razlika med celotno deformacijo ϵ_t in elastično deformacijo nepoškodovanega materiala ϵ_{0t}^{el} z izrazom

$$\tilde{\epsilon}_t^{ck} = \epsilon_t - \epsilon_{0t}^{el} \quad (18)$$

$$\epsilon_{0t}^{el} = \sigma_t / E_0 \quad (19)$$

Da se izogne numeričnim težavam, Abaqus uvede spodnjo mejo napetosti v območju po mehčanju: $\sigma_t \geq \sigma_{t0}/100$.



Slika 16: Obnašanje v nategu določeno z deformacijo, z ilustracijo vseh parametrov

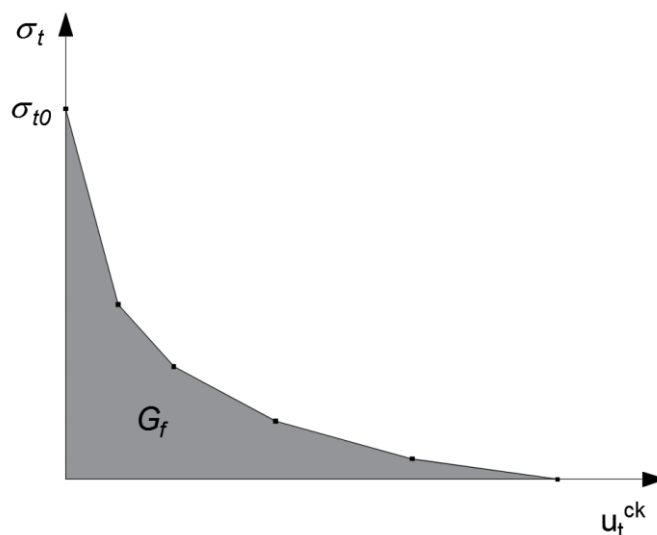
Program deformacijo $\tilde{\epsilon}_t^{ck}$ obravnava kot vsoto plastične deformacije in deformacije zaradi poškodovanosti

$$\tilde{\epsilon}_t^{pl} = \tilde{\epsilon}_t^{ck} - \frac{d_t}{1 - d_t} \frac{\sigma_t}{E_0} \quad (20)$$

Če definiramo tudi obnašanje ob razbremenjevanju, moramo to storiti z odnosom med d_t in ε_t^{ck} . V primeru, da je $d_t = 0$, bi veljalo, da so plastične deformacije enake deformacijam razpokanja $\varepsilon_t^{pl} = \varepsilon_t^{ck}$.

Velik vpliv na rezultate obnašanja betona v nategu ima modeliranje armature. V primeru, da v modelu ni prisotne armature, pride do velike občutljivosti modela na gostoto mreže KE [4]. Ta problem se tipično pojavi, če pride do razpok le na omejenem območju, saj se v primeru gostejše mreže pojavi večje število razpok, rezultati za tak problem pa so posledično neuporabni [4]. Temu se lahko izognemo, če obnašanje v neelastičnem delu natega opišemo z razvojem energije razpokanja oziroma širine razpoke. Ta kriterij uvede energijo, ki je potrebna za odprtje enotske razpoke G_f , kot parameter, s katerim opišemo obnašanje, ki je neodvisno od velikosti elementa.

Energija razpokanja G_f je definirana kot površina pod grafom napetost – širina razpoke (slika 17) [6], [13]. V programu Abaqus je mogoče neposredno definirati energijo razpokanja le ob predpostavki, da je padec napetosti po doseženi natezni trdnosti linearen.



Slika 17: Obnašanje v nategu definirano s širino razpoke

Če je v definiran faktor poškodovanosti d_t , Abaqus širino razpoke avtomatsko prevede na »plastični« pomik z izrazom

$$u_t^{pl} = u_t^{ck} - \frac{d_t}{1 - d_t} \frac{\sigma_t \cdot l_0}{E_0} \quad (21)$$

kjer je $l_0 = 1$ predpostavljena enotska dolžina.

Ob definiranju obnašanja s krivuljo napetost – širina razpoke Abaqus »razmaže« širino razpoke po karakteristični dolžini elementa, ki je odvisna od vrste končnega elementa. Tipično gre za diagonalo elementa, ki je uporabljena, ker ni mogoče vnaprej ugotoviti, v kateri smeri bo nastala razpoka. Taka definicija povzroči, da se končni elementi z različnimi razmerji stranic obnašajo različno, priporočena pa je uporaba elementov z razmerjem stranic blizu ena [4].

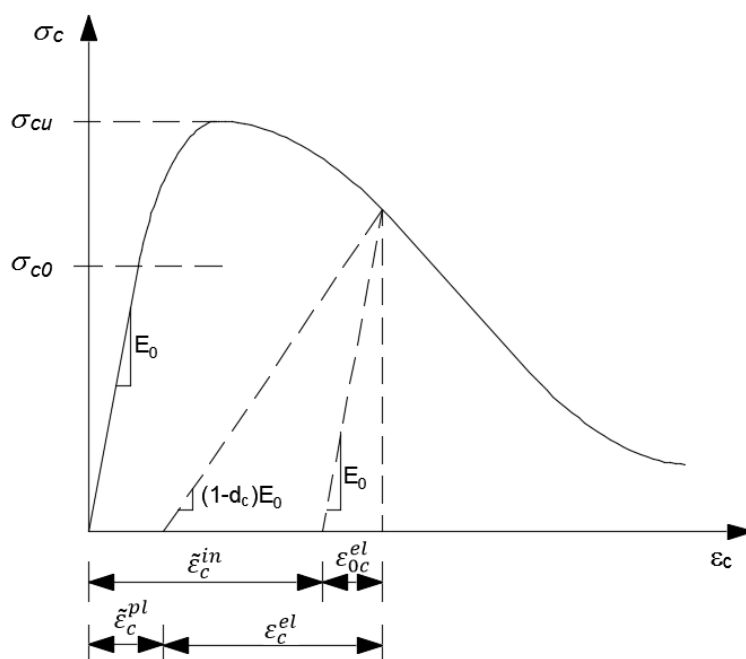
3.1.2 Obnašanje v enoosnem tlaku

Obnašanje v enoosnem tlaku je linearno elastično do dosežene tlačne napetosti σ_{c0} . Na tej točki se začne utrjevanje do tlačne trdnosti σ_{cu} . Od dosežene tlačne trdnosti naprej je kršenje zajeto z mehčanjem materiala. Celotna deformacija je sestavljena iz elastične deformacije ε_{0c}^{el} in neelastične deformacije $\tilde{\varepsilon}_c^{in}$

$$\varepsilon_c = \tilde{\varepsilon}_c^{in} + \varepsilon_{0c}^{el} \quad (22)$$

kjer je ε_{0c}^{el} elastična deformacija nepoškodovanega materiala, definirana z izrazom

$$\varepsilon_{0c}^{el} = \sigma_c / E_0 \quad (23)$$



Slika 18: Obnašanje v tlaku, definirano z deformacijo

Obnašanje v območju po doseženi tlačni trdnosti je v programu definirano z neelastično deformacijo $\tilde{\varepsilon}_c^{in}$, poškodovanost materiala in obnašanje ob razbremenitvi pa s faktorjem poškodovanosti v tlaku d_c . Del neelastične deformacije je plastična deformacija, ki se določi z izrazom (24), ki je podoben izrazoma (20) in (21) za obnašanje v nategu.

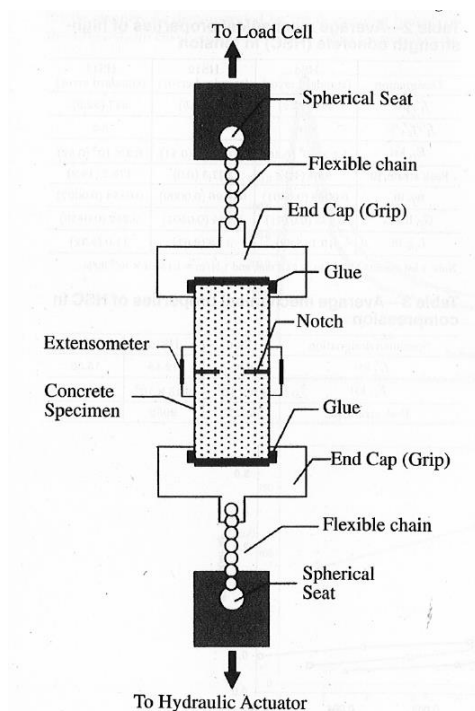
$$\tilde{\varepsilon}_c^{pl} = \tilde{\varepsilon}_c^{in} - \frac{d_c}{1 - d_c} \frac{\sigma_c}{E_0} \quad (24)$$

3.2 Natezno obnašanje

Za modeliranje obnašanja betonskih elementov pri nelinearni analizi z metodo končnih elementov je potrebno podati odnos napetost – pomik oziroma napetost – deformacija za enoosno natezno

obremenitev. V nerazpokanem stanju lahko predpostavimo linearen potek odnosa napetost – deformacija, po razpokanju materiala pa je za opis obnašanja bolj primereno podati odnos napetost – širina razpoke, saj so rezultati v nasprotnem primeru zelo odvisni od izbrane mreže KE [14].

Za opis obnašanja betona v območju razpokanja smo uporabili enako funkcijo kot [14], [15], ki so jo povzeli po [16], kjer je odnos med napetostmi in širino razpoke določen na podlagi eksperimentalnih podatkov pridobljenih s čistimi nateznimi testi preizkušancev iz visokotrdnih betonov.

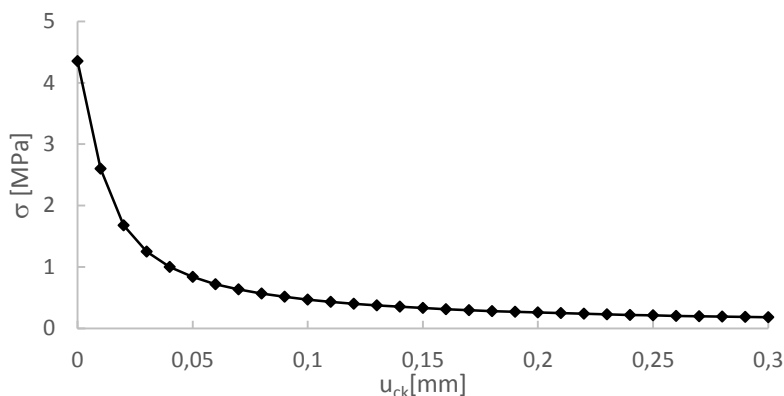


Slika 19: Zasnova eksperimenta za določitev tlačne trdnosti preizkušancev [16]

Odnos napetost – širina razpoke je podan v obliki eksponentne funkcije v odvisnosti od razmerja širine razpoke u^{ck} proti končni širini razpoke u_f^{ck}

$$f_t = f_{tu} \left[1 - \exp \left[- \left(\frac{0.03}{\frac{u^{ck}}{u_f^{ck}}} \right)^{0.9} \right] \right] \quad (25)$$

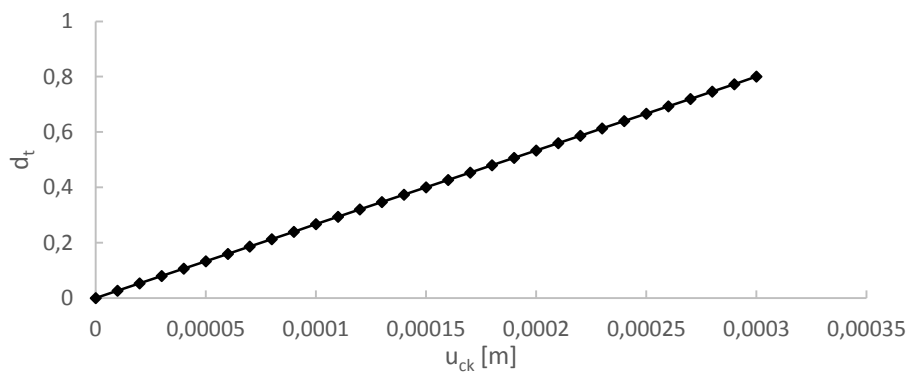
Vrednost končne širine razpoke, razpoke $u_f^{ck} = 0,3$ mm, je bila privzeta iz [14]. Natezna trdnost $f_{tu} = 4,35$ MPa je bila izračunana glede na izraze in vrednosti podane v [11].



Slika 20: Upoštevano obnašanje betona v nategu v računskem modelu

Na sliki 20 je prikazano obnašanje v neelastičnem delu, izračunano z izrazom (25), ki je podano tudi v program Abaqus. Obnašanje v elastičnem delu je opisano le s podanim elastičnim modulom betona, ki je bil določen na podlagi obnašanja v enosnem tlaku.

Definiran je tudi odnos faktorja poškodovanosti $DamageT$ v odvisnosti od širine razpoke. Z njegovo pomočjo lahko vidimo, kje pride do nastanka razpok ter do kakšne mere je beton na nekem mestu poškodovan. Funkcija prikazana na sliki 21 je linearna in določena izkustveno. Največja definirana vrednost poškodovanosti je $d_t = 0,8$, saj bi pri definiranju vrednosti blizu ali enakih 1, lahko prišlo do težav s konvergenco [4].

Slika 21: Faktor poškodovanosti $DamageT$ v odvisnosti od širine razpoke

3.3 Tlačno obnašanje

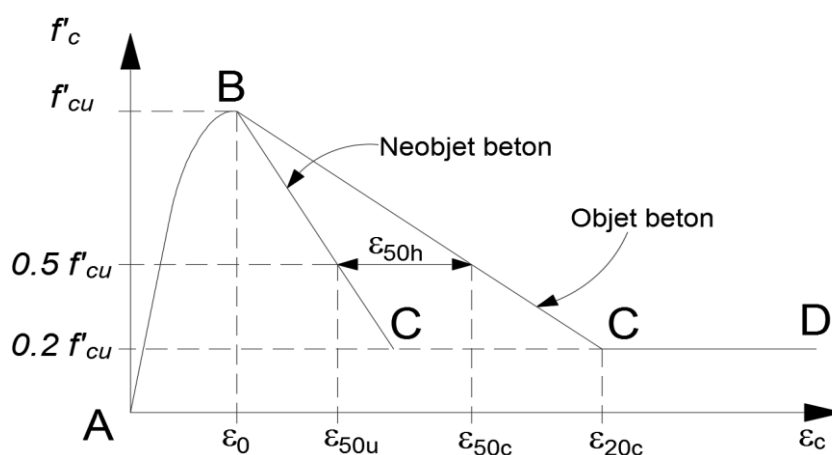
V preteklosti je bilo narejenih veliko poskusov z namenom opisati obnašanje normalnega in visokotrdnega betona v enosnem tlaku. Za potrebe izbire ustreznega modela smo pregledali nekatere razpoložljive modele, ki so bili izdelani in verificirani na različne načine. Ker bo v zabojniku uporabljen beton visoke trdnosti, je potrebno posebno pozornost posvetiti temu, da bo obnašanje ustrezalo obnašanju takih betonov. Predvsem pri mehčanju betona pride do občutnih razlik med obnašanjem navadnih in visokotrdnih betonov [14].

V tem poglavju smo se osredotočili na dva opisa enosnega obnašanja betona v tlaku. Oba predlagana opisa smo tudi nekoliko modificirali, da so vhodni podatki smiselni za naš primer. V naslednjih poglavjih so predstavljeni osnovni izrazi, ki jih predlagajo avtorji, ter naše predpostavke.

3.3.1 Model Kent&Park

Opis enoosnega tlačnega obnašanja betona, ki je bil uporabljen kot osnova pri parametrični študiji, sta predlagala Kent in Park [17], ki sta natančno opisala odvisnost obnašanja betona v tlaku ob velikih nelinearnostih. Kot parameter s ključnim vplivom na duktilnost sta identificirala objetost betona s stremeni. Raziskala sta obnašanje tlačene cone pri različnih nivojih deformacije ter vpliv tega na odnos moment – ukrivljenost.

Avtorja v [17] navajata, da spodnja krivulja ustrezno opiše odnos napetost – deformacija za objete in neobjete betone v tlaku. Lastnosti v območjih AB, BC, CD so privzete iz različnih raziskav, ki sta jih avtorja prilagodila in smiselno združila.



Slika 22: Odnos napetost – deformacija za neobjet in objet beton, za model Kent&Park, povzeto po [17]

Območje AB zajema vzpenjajoči del krivulje, ki je opisan s kvadratno funkcijo

$$f_c = f'_c \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon_0} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0} \right)^2 \right] \quad (26)$$

V tem delu je predpostavljeno, da objetje betona nima vpliva na njegovo obnašanje. Predpostavljeno je tudi, da je največja tlačna trdnost v obeh primerih enaka tlačni trdnosti valja $f'_c = f_{cm}$. Avtorja predlagata, da je specifična deformacija pri največji napetosti enaka $\varepsilon_0 = 0,002$.

Krivulja je na delu BC linearna, njen naklon pa je določen z vrednostjo deformacije v točki, ko napetosti v betonu padejo na 50 % maksimalnih napetosti. Naklon krivulje je v veliki meri odvisen od tlačne trdnosti uporabljenega betona. Z večanjem trdnosti se naklon povečuje, saj postaja beton vse bolj krhek [17]. Odvisnost med tlačno trdnostjo in deformacijo ε_{50u} za neobjet beton je zajeta v izrazu (27), kjer je tlačna trdnost izražena v N/m^2 .

$$\varepsilon_{50u} = \frac{20,68 + \varepsilon_0 \cdot f'_c}{f'_c - 6,895} \quad (27)$$

Za objet beton je naklon padajočega dela manjši, odvisen pa je od naslednjih spremenljivk: (1) površine prereza stremena, (2) razdalje med stremeni, (3) razmerja med razdaljo med stremeni in najmanjšo

dimenzijo objetega jedra, (4) razmerja med premerom stremenske armature in najmanjšo dimenzijo objetega jedra, (5) napetostjo na meji tečenja za stremena; (6) vzdolžno armaturo; (8) deformacijskega gradienta, (9) hitrosti nanašanja obtežbe [17]. Predlagan je tudi izraz, ki selektivno upošteva vse tu našete spremenljivke in določa potek naklona krivulje. Ker smo v našem delu uporabili le krivuljo za neobjet beton, tega izraza ne povzemamo.

Ob upoštevanju razmerij na sliki 22 lahko zapišemo izraz za padajoči del

$$f_c = f'_c [1 - Z(\varepsilon_c - \varepsilon_0)] \quad (28)$$

kjer je:

$$Z = \frac{0.5}{\varepsilon_{50u} - \varepsilon_0} \quad (29)$$

V območju CD je upoštevana predpostavka, da beton od deformacije ε_{20c} naprej nosi približno 20 % tlačne trdnosti tudi ob zelo velikih deformacijah. Porušitev elementa bo vedno nastopila, preden bodo dosežene nerealno velike deformacije, zato je takšna predpostavka sprejemljiva.

Objetje betona je pri natančnem 3D modeliranju, ki smo ga izvedli, zajeto z modeliranjem dejanskih stremen, zato za opis obnašanja betona uporabimo krivuljo za neobjeti beton. Za krivuljo, ki opisuje obnašanje objetega betona, bi se odločili, če bi opisovali obnašanje v prerezu, kjer stremen ni mogoče neposredno zajeti v računu.

Krivuljo, ki jo predlagajo avtorji v [17], smo za namen naše analize nekoliko prilagodili. Avtorji predlagajo uporabo vrednosti $\varepsilon_0 = 0,002$, ki naj bi se dobro ujemala z večino eksperimentalnih rezultatov, ki so bili takrat na voljo. Sami smo se odločili za vrednost, ki je v skladu s predlagano vrednostjo v tabeli 1, $\varepsilon_0 = 0,0026$. Tudi tlačno trdnost betona smo predpostavili v skladu s tabelo 1 ter predlagano vrednostjo v [17], kjer smo vzeli srednjo vrednost $f'_c = f_{cm} = 68$ MPa.

Odnos napetost – deformacija predpostavimo linearen do dosežene ≈ 60 % tlačne trdnosti. Od te vrednosti naprej smo upoštevali izraz (26). V območju BC smo naklon padca prilagodili, saj bi ob upoštevanju izraza (27) prišli do skoraj hipnega padca trdnosti, kar ni realno. Za vrednost deformacije ε_{50u} smo tako upoštevali $\varepsilon_{50u} = 0,003$ ter hkrati predpostavili, da padeč napetosti poteka bilinearno, da zagotovimo blažji prehod med strmejšim delom ter konstantnim delom CD.

Tabela 5: Vhodni podatki za materialni model Kent&Park

σ_0	68 MPa
ε_0	0,0026
Z	1250
ε_{50u}	0,003

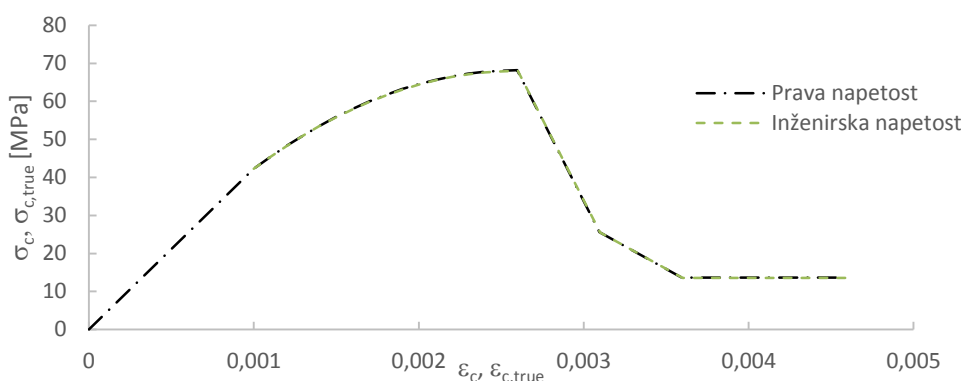
Z izrazoma (26) in (28) smo dobili inženirske napetosti in deformacije. Ker pa je kot vhodne podatke v Abaqus potrebno podati prave napetosti in deformacije, smo pretvorbo naredili s pomočjo izrazov [19]

$$\sigma_{true} = \sigma_e(1 + \varepsilon_e) \quad (30)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_e) \quad (31)$$

kjer so:

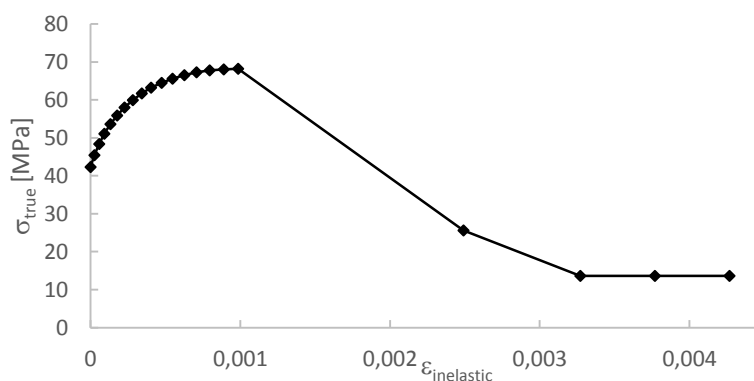
$\sigma_{true} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} (\Delta F / \Delta A) \dots$	prava napetost
$\varepsilon_{true} = \ln((L_0 + \Delta L) / L_0) \dots$	prava deformacija
$\sigma_e = F / A_0 \dots$	inženirska napetost
$\varepsilon_e = \Delta L / L_0 \dots$	inženirska deformacija



Slika 23: Odnosa prava napetost – deformacija in inženirska napetost – inženirska deformacija, izračunana iz materialnega modela Kent&Park

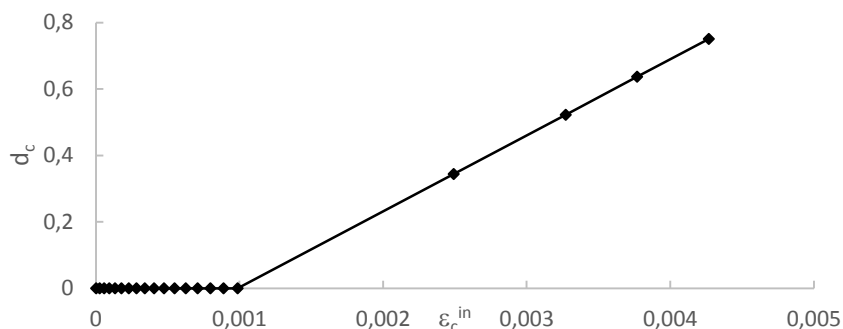
Kot je razvidno iz slike 23, so deformacije betona tako majhne, da grafa pravih napetosti in deformacij ter inženirskih napetosti in deformacij praktično sovpadata.

Neelastične deformacije smo izračunali po izrazih (22) in (23).



Slika 24: Odnos prava napetost – neelastična deformacija za model Kent&Park, kot je podan v programu Abaqus

Za oceno poškodovanosti materiala smo definirali tudi faktor poškodovanosti v tlaku DamageC, ki je prikazan na spodnji sliki. Predpostavljeno je, da je material do dosežene tlačne trdnosti nepoškodovan, nato pa poškodovanost narašča linearno v odvisnosti od neelastične deformacije do največje vrednosti $d_c = 0,75$. Potek diagrama je določen izkustveno, največja vrednost pa je manjša od 1, da se izognemo težavam s konvergenco.



Slika 25: Faktor DamageC v odvisnosti od neelastičnih deformacij za model Kent&Park

Elastični modul smo izračunali iz meje elastičnosti, ki smo jo predpostavili na 60 % tlačne trdnosti in pripadajoče specifične deformacije $E = 42312$ MPa.

3.3.2 Model Wee et al.

Za dober opis obnašanja betonov z visoko trdnostjo (v intervalu med 50 in 120 MPa) [18] predlagajo, da se obnašanje betona v tlaku opiše z različnima izrazoma za naraščajoči in padajoči del krivulje. Osnovni izraz, iz katerega so izhajali avtorji, je povzet iz raziskav drugih avtorjev

$$f_c = f'_c \left[\frac{\beta \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)}{\beta - 1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^\beta} \right] \quad (32)$$

kjer je f'_c tlačna trdnost betona, β pa materialni parameter, odvisen od oblike diagrama napetost – deformacija, določen z izrazom

$$\beta = \frac{1}{1 - (f'_c / \epsilon_0 E_{it})} \quad (33)$$

Ker začetnega tangentnega modula elastičnosti E_{it} , ki nastopa v izrazu (33), navadno ne moremo določiti iz standardnih testov, avtorji v [18] predlagajo uporabo izraza

$$\beta = 0.058 f'_c + 1.0 \quad (f'_c \text{ v MPa}) \quad (34)$$

Za naraščajoči del krivulje napetost – deformacija je vrednost faktorja β , izračunana z izrazom (34), prikazana v tabeli 6. Ob uporabi izraza (34) za račun vrednosti faktorja β po doseženi tlačni trdnosti, postane nosilnost betona zelo hitro skoraj enaka nič. Zato avtorji za padajoči del krivulje napetost – deformacija predlagajo uporabo vrednosti $\beta = 3$, s čimer se bolj približamo realnemu odzivu.

Avtorji v [18] so na podlagi tlačnih eksperimentov preizkušancev iz visokotrdnih betonov ugotovili, da izrazi od (32) do (34) dobro opišejo obnašanje visokotrdnih betonov do dosežene tlačne trdnosti. V tem delu se obnašanje ne razlikuje bistveno od običajnih betonov, ko pa pride do mehčanja materiala, z izrazom (32) ne moremo točno zajeti obnašanja visokotrdnih betonov. Zato so predlagali dodatna faktorja, ki sta bila določena empirično v odvisnosti od tlačne trdnosti izbranega betona

$$k_1 = \left(\frac{50}{f_{cu}}\right)^{3.0}$$

$$k_2 = \left(\frac{50}{f_{cu}}\right)^{1.3}$$
(35)

Z modifikacijo osnovnega izraza (32) s faktorji iz izraza (35) dobimo enačbo, ki ustrezno opiše obnašanje visokotrdnih betonov v rangi 50 –120 MPa.

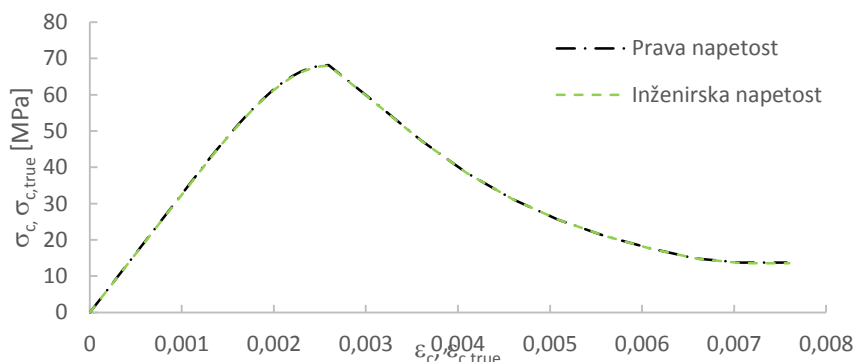
$$f_c = f'_c \left[\frac{k_1 \beta \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)}{k_1 \beta - 1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^{k_2 \beta}} \right]$$
(36)

Krivuljo, ki so jo predlagali avtorji v [18], smo za potrebe analize nekoliko prilagodili ter predpostavili, da je obnašanje do doseženih približno 60 % tlačne trdnosti linearno. Poenostavljeno smo za deformacijo ob doseženi tlačni trdnosti upoštevali vrednost, ki je prikazana v tabeli 1, od kjer je povzeta tudi tlačna trdnost. Predpostavka, ki smo jo tu upoštevali, je tudi, da beton vedno nosi vsaj 20 % tlačne trdnosti.

Tabela 6: Vhodni podatki za materialni model Wee et al.

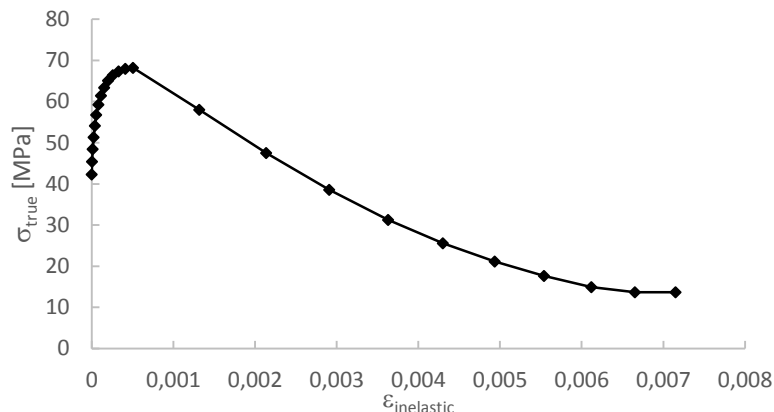
tlačna trdnost	$f'_c =$	68 MPa
deformacija pri doseženi tlačni trdnosti	$\varepsilon_0 =$	0,0026
faktor β na vzpenjajočem delu krivulje	$\beta_{\text{ascending}} =$	4,944
faktor β na padajočem delu krivulje	$\beta_{\text{descending}} =$	3
korekcijski faktor 1	$k_1 =$	0,398
korekcijski faktor 2	$k_2 =$	0,671

Z izrazoma (32) in (34) smo določili inženirske deformacije in napetosti, prave deformacije in napetosti pa smo določili s pomočjo izrazov (30) in (31).



Slika 26: Odnosa prava napetost – deformacija in inženirska napetost – inženirska deformacija, izračunana iz materialnega modela Wee et al.

Kot vhodne podatke je v programu Abaqus potrebno navesti napetosti v odvisnosti od neelastičnih deformacij. Te dobimo z upoštevanjem izrazov (22) in (23), iz katerih izrazimo neelastično deformacijo ε_c^{in} , ki je prikazana tudi na sliki 16.



Slika 27: Odnos prava napetost – neelastična deformacija za model Wee et al., kot je podan v programu Abaqus

Definiran je tudi odnos DamageC – neelastična deformacija, ki je predpostavljen enako kot v modelu Kent&Park. Material je nepoškodovan do dosežene tlačne trdnosti, nato pa faktor linearno narašča. Elastični modul smo izračunali iz meje elastičnosti, ki smo jo predpostavili na 60 % tlačne trdnosti in pripadajoče specifične deformacije – $E = 32581$ MPa.

3.4 Enostavni testi za ovrednotenje materialnega modela betona

Ker je problem padca zabojnika zelo obsežen in računsko zahteven, je na podlagi takšne analize težko razbrati obnašanje izbranega materialnega modela in končnih elementov. Da smo lahko lažje nadzorovali vhodne podatke in rezultate, smo v tem poglavju opisali rezultate štirih preprostih testov na betonski palici in nosilcu, pri čemer smo za beton uporabili enak model kot pri analizi zabojnika. Namen izvedbe preprostih testov je ovrednotiti, kako so rezultati v primeru uporabe materialnega modela »Concrete Damage Plasticity« odvisni od mreže končnih elementov, načina obremenitve, robnih pogojev ter nekaterih drugih parametrov.

Za reševanje osnovnih enačb sta bili uporabljeni dve različni metodi. Metoda Static/General rešuje enačbe, ali s povečevanjem vzdolžnega pomika/zasuka ali s povečevanjem obtežbe. Riksova metoda reševanja pa je primerna za probleme z izrazito geometrijsko in/ali materialno nelinearnostjo. Napredovanje reševanja se meri s t. i. ločno dolžino [6].

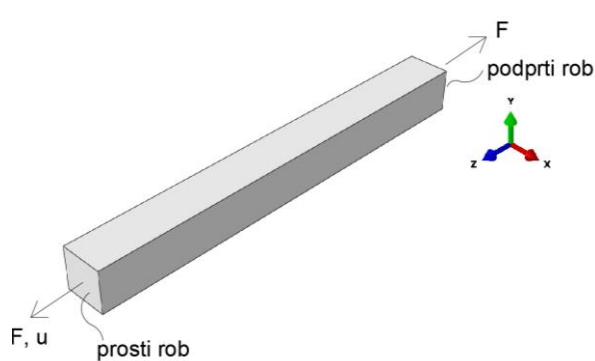
3.4.1 Enosni test

Modelirali smo palico, podprto in obremenjeno na način, da je bila v enosnem napetostnem stanju. Osne napetosti smo povečevali in spremljali potek osnih pomikov v odvisnosti od mreže končnih elementov.

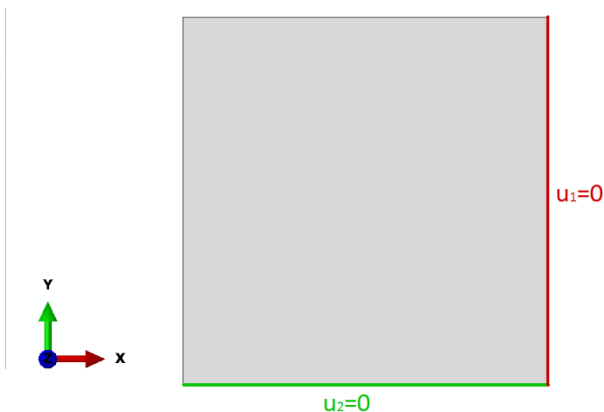
3.4.1.1 Podatki

Geometrija palice in globalni koordinatni sistem sta prikazana na sliki 28. Dolžina palice je 1 m, prečni prerez je dimenzij 0.1 m x 0.1 m.

Palica je podprta na robu s koordinato $Z = 0$, kot je prikazano na sliki 29. Po celotnem prerezu je preprečen pomik v smeri Z (u_3). Na spodnjem robu podprtega prereza je preprečen pomik v smeri Y (u_2), na desnem robu je preprečen pomik v smeri X (u_1). Na sliki 28 so prikazane pozitivne smeri količin, ki jih merimo ali vsiljujemo v obravnavanih prerezih.



Slika 28: Model palice

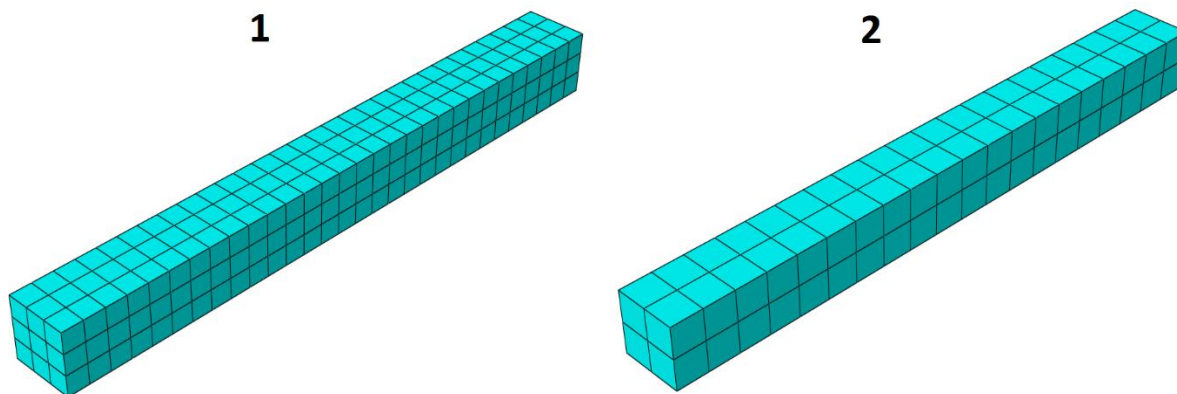


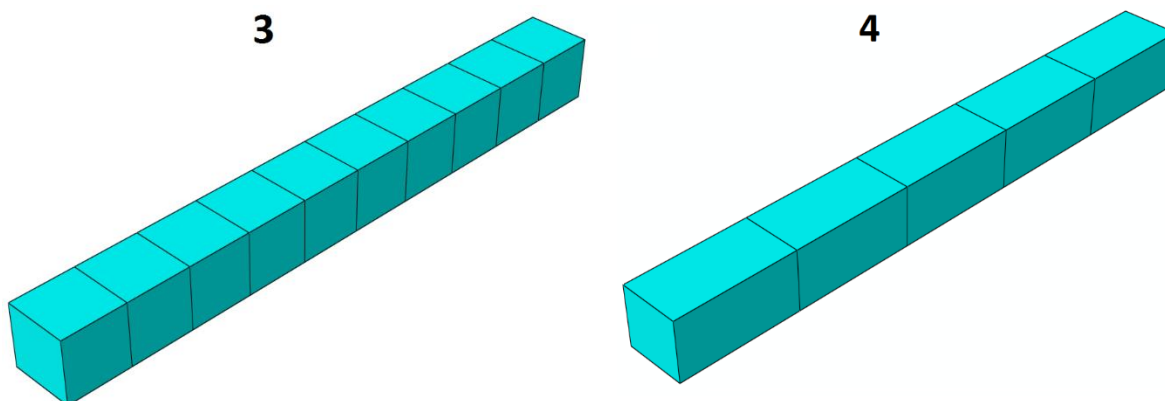
Slika 29: Robni pogoji na podprtem robu

Uporabljeni so 8-vozljiščni končni elementi C3D8 brez reducirane integracije (v modelu zabojnika so uporabljeni C3D8R končni elementi z reducirano integracijo).

Uporabljen je enak materialni model kot v modelu zabojnika, spremenili smo le viskoznost materiala. Pri materialnih modelih z mehčanjem ali manjšanjem togosti pride namreč pogosto do težav pri konvergenci rešitve. Nekatere izmed teh težav lahko rešimo z uporabo viskoplastične regulacije konstitutivnih enačb, kar vnese določeno napako v rešitve [6]. Da bi rešitev analize konvergirala in bi hkrati dobili dovolj natančno rešitev, smo spreminjali viskoznost materiala in spremljali vpliv na rešitve.

Spremljali smo spreminjanje rezultatov v odvisnosti od gostote mreže končnih elementov. V ta namen so bile definirane štiri različno goste mreže, ki so prikazane na sliki 30.





Slika 30: Mreže KE od 1 do 4 – od najbolj goste do najbolj redke

Obremenitev je potekala z vsiljevanjem napetosti oziroma pomikov na prostem robu palice. V primeru vsiljevanja napetosti je bila uporabljena vrsta analize Riks, pri vsiljevanju pomikov pa Static/General. Kot rezultat smo spremljali pomik vogalne točke na prostem robu ter vsoto reakcij R_{f3} na vpetem robu.

Za prikaz rezultatov so uporabljene naslednje oznake:

A – palica je natezno obremenjena

B – palica je tlačno obremenjena

v_1 – uporabljena je viskoznost $1 \cdot 10^{-6}$ za osnovni in oslabljeni material

v_2 – uporabljena je viskoznost $1 \cdot 10^{-4}$ za osnovni in oslabljeni material

v_3 – uporabljena je viskoznost $1 \cdot 10^{-3}$ za osnovni in oslabljeni material

v_4 – uporabljena je viskoznost $1 \cdot 10^{-6}$ za osnovni in $1 \cdot 10^{-4}$ za oslabljeni material

p – obtežbo se vsiljuje preko pomikov

n – obtežbo se vsiljuje preko napetosti

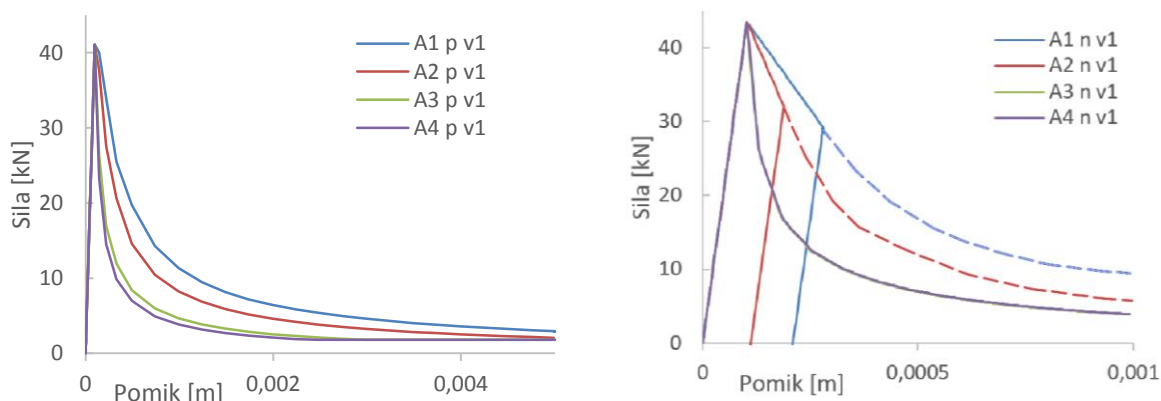
3.4.1.2 Natezni test

Obravnavali smo primer, ko je material po vsej palici enak, ter primer, ko je material v eni vrsti končnih elementov oslabljen.

3.4.1.2.1 Vsi elementi imajo predpisan enak material

Palico s homogenim prerezom smo natezno obremenjevali z vsiljevanjem pomikov, nato pa analizo ponovili še z vsiljevanjem napetosti na prostem robu.

Rezultati so zelo odvisni od mreže končnih elementov (slika 31). Kljub manjšanju časovnega koraka so rezultati za tak problem neuporabni, nerealni in zelo odvisni od mreže končnih elementov. V primeru uporabe analize tipa Riks (ob vsiljevanju napetosti), ima program težave z računom. Na grafu je s polno črto prikazan izračunan potek odziva, kjer pride do neželjene elastične razbremenitve, s prekinjeno črto pa odziv, ki smo ga želeli doseči.



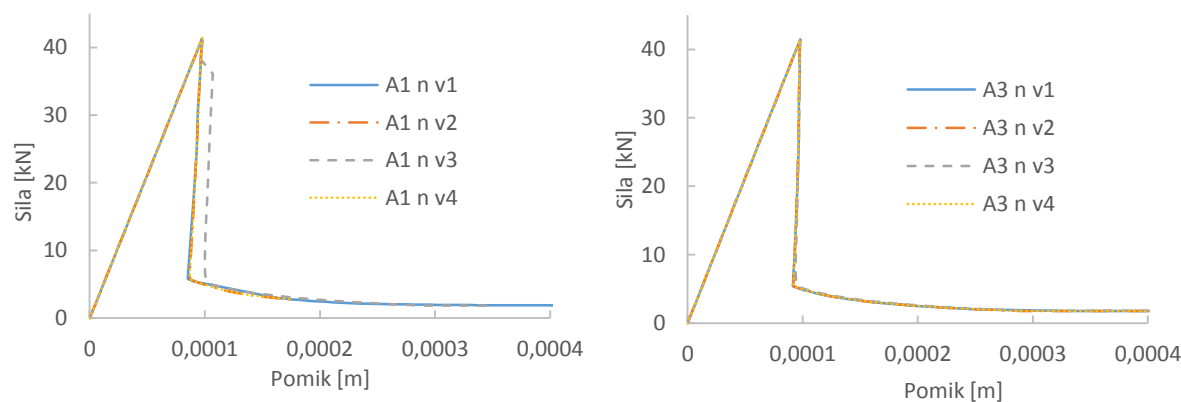
Slika 31: Graf sila – pomik za različne mreže KE pri vsiljevanju pomika ali napetosti

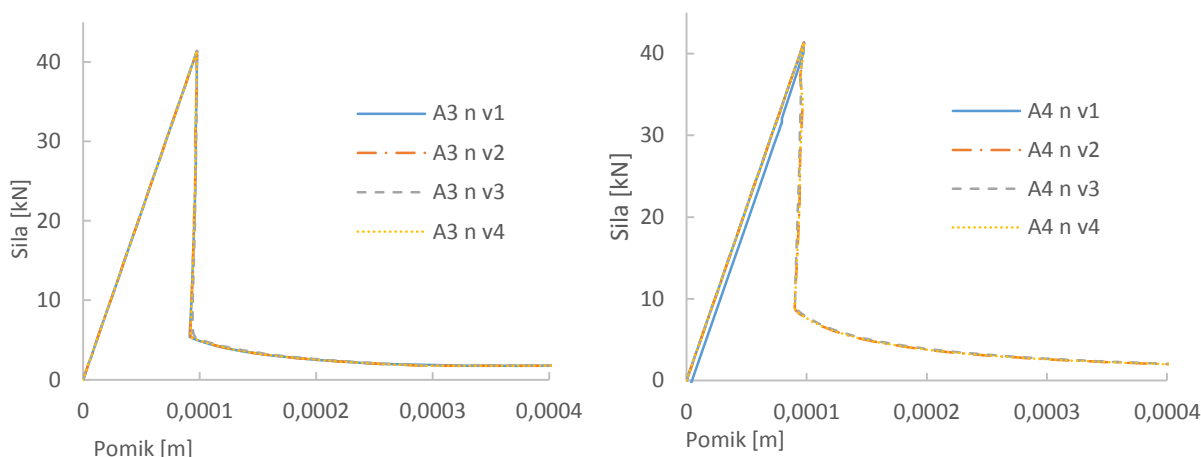
Z vsiljevanjem napetosti bolj natančno dosežemo največjo napetost, ki bi glede na materialne karakteristike morala znašati $f_{t,max} = 43,55$ kN. Pri vsiljevanju pomikov je vrh, neodvisno od manjšanja časovnega koraka ter mreže KE, vedno pri vrednosti 41,07 kN, v primeru vsiljevanja napetosti pa je ta vrednost 43,45 kN.

3.4.1.2.2 Oslabljen material ene vrste KE

Ker smo z analizo homogenega elementa prišli do slabih rezultatov, smo modelirali palico na način, da smo eni vrsti končnih elementov predpisali materialne lastnosti, ki so za 5 % slabše od osnovnega prereza. S tem smo nadzorovali, kje bo prišlo do poškodb, ki so v prejšnjem primeru enakomerno porazdeljene po celotnem elementu.

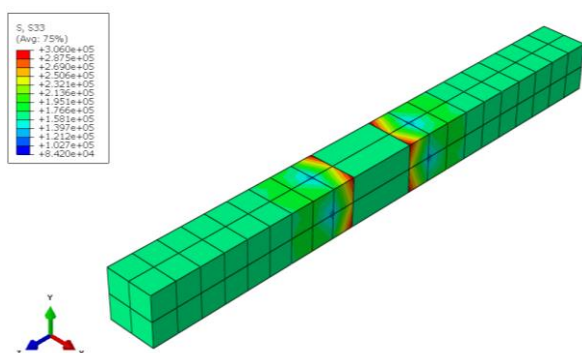
V tem primeru smo se odločili za uporabo analize tipa Riks, z vsiljevanjem napetosti. Rezultati so odvisni od izbrane viskoznosti materiala, zato je bila najprej izvedena študija vpliva izbrane viskoznosti na diagram sila – pomik. Obravnavali smo 4 primere viskoznosti materiala, ki so predstavljene na začetku poglavja.



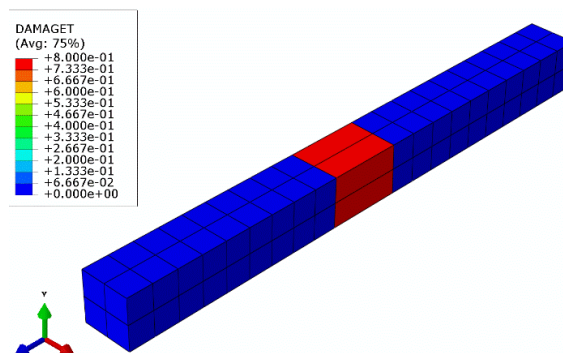


Slika 32: Grafi sila – pomik za različne viskoznosti in mreže KE pri natezni obremenitvi

Ker se v nategu poškoduje le oslavljen element, kot je prikazano na sliki 34, ima vpliv na rezultat le izbrana viskoznost materiala v oslavljenih končnih elementih. To potrjuje ujemanje rezultatov za viskoznost v_2 in v_4 pri vseh mrežah končnih elementov. Za nadaljnje teste smo uporabili viskoznost v_2 . Na spodnji sliki so prikazane deformacije in napetosti v palici A2 v točki T1, ki je označena na sliki 35. Obnaša se, kot je predvideno – oslavljen element se močno deformira, ob njem pride do skokov napetosti.

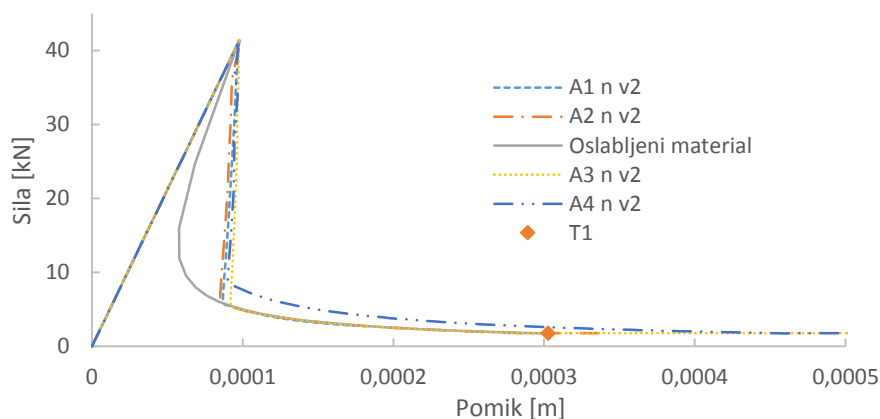


Slika 33: Napetosti S33 za analizi A2 n v2



Slika 34: DamageT parameter za analizo A2 n v2

Na spodnjem grafu je prikazana odvisnost sila – pomik za izbrano viskoznost pri različnih mrežah končnih elementov. Prikazan je tudi podani enosni diagram napetost – deformacija za oslavljen material (po izrazih iz poglavij 3.2 in 3.3.1). Ta se z rezultati analize ujame v maksimumu in minimumu, pri samem naklonu plastičnega dela pa analiza ni uspela zajeti pravega poteka odziva.



Slika 35: Graf sila – pomik za primere A1 do A4

Potek krivulj v nategu in tlaku, ki so prikazane na slikah 35 in 37, je dobljen iz vhodnih podatkov o materialu, uporabljenih v analizi, ki smo jih po spodnjih izrazih »preslikali« na obravnavan problem.

Da smo dobili celoten pomik, smo morali neelastičnemu pomiku oziroma širini razpoke v vsaki točki prišteti še elastični del, ki je odvisen od nivoja napetosti ob določenem pomiku. Najprej smo za obravnavan primer določili odnos med pomikom in deformacijo. Iz elastičnega modula in napetosti ob razpokanju smo izračunali deformacijo, ki smo jo s spodnjimi izrazi pretvorili v pomik z upoštevanjem dolžine elementa $l = 1$ m.

$$\varepsilon_{elastic} = \frac{\sigma}{E} = \frac{\Delta l}{l} \quad (37)$$

$$u_{elastic} = \Delta l = \varepsilon_{elastic} \cdot l \quad (38)$$

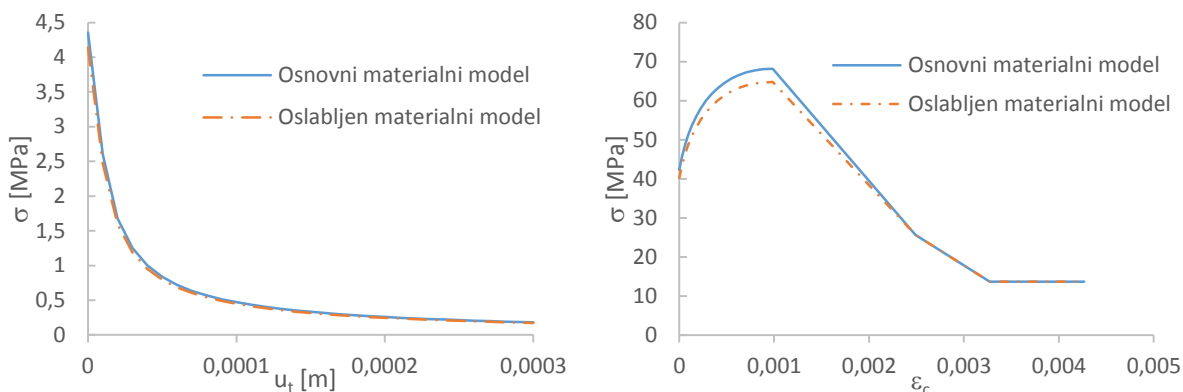
$$u_{inelastic} = \varepsilon_{inelastic} \cdot l \quad (39)$$

Pomik v vsaki točki smo nato dobili s spodnjima izrazoma za nateg (40) in tlak (41).

$$u_{total} = u_{elastic} + u_t^{ck} \quad (40)$$

$$u_{total} = u_{elastic} + u_{inelastic} \quad (41)$$

Oslabljen material smo definirali tako, da smo napetosti pri doseženi deformaciji v tlaku oziroma pomiku v nategu zmanjšali za 5 %, kot je prikazano na spodnji sliki. Upoštevali smo, da je plato po drobljenju v tlaku na enakem nivoju kot pri osnovnem materialu.



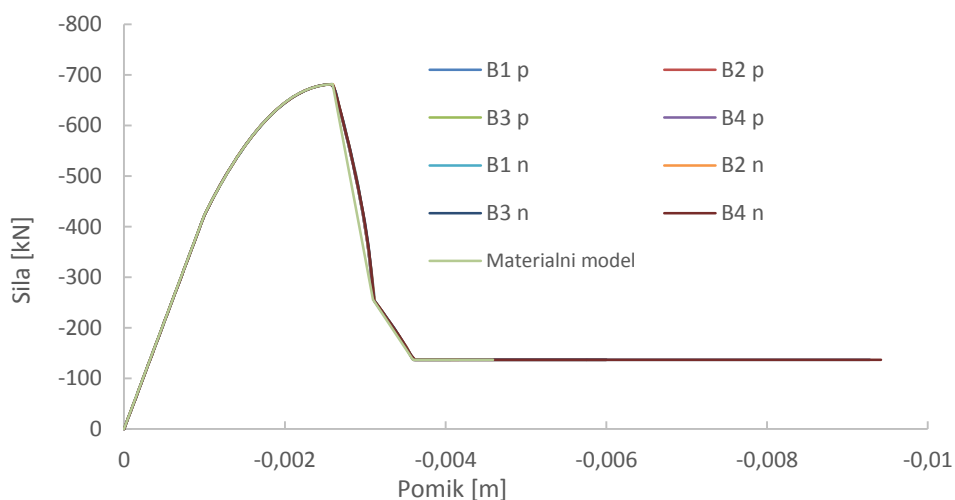
Slika 36: Primerjava oslabljenih in osnovnih materialnih lastnosti betona

3.4.1.3 Tlačni test

Obravnavali smo primera palice s homogenim prerezom po celotni dolžini in palice z oslabljeno vrsto končnih elementov na sredini razpona.

3.4.1.3.1 Homogen prerez po dolžini palice

Palico s homogenim prerezom smo tlačno obremenjevali z vsiljevanjem pomikov, nato pa analizo ponovili še z vsiljevanjem napetosti na prostem robu z Riksovo analizo.



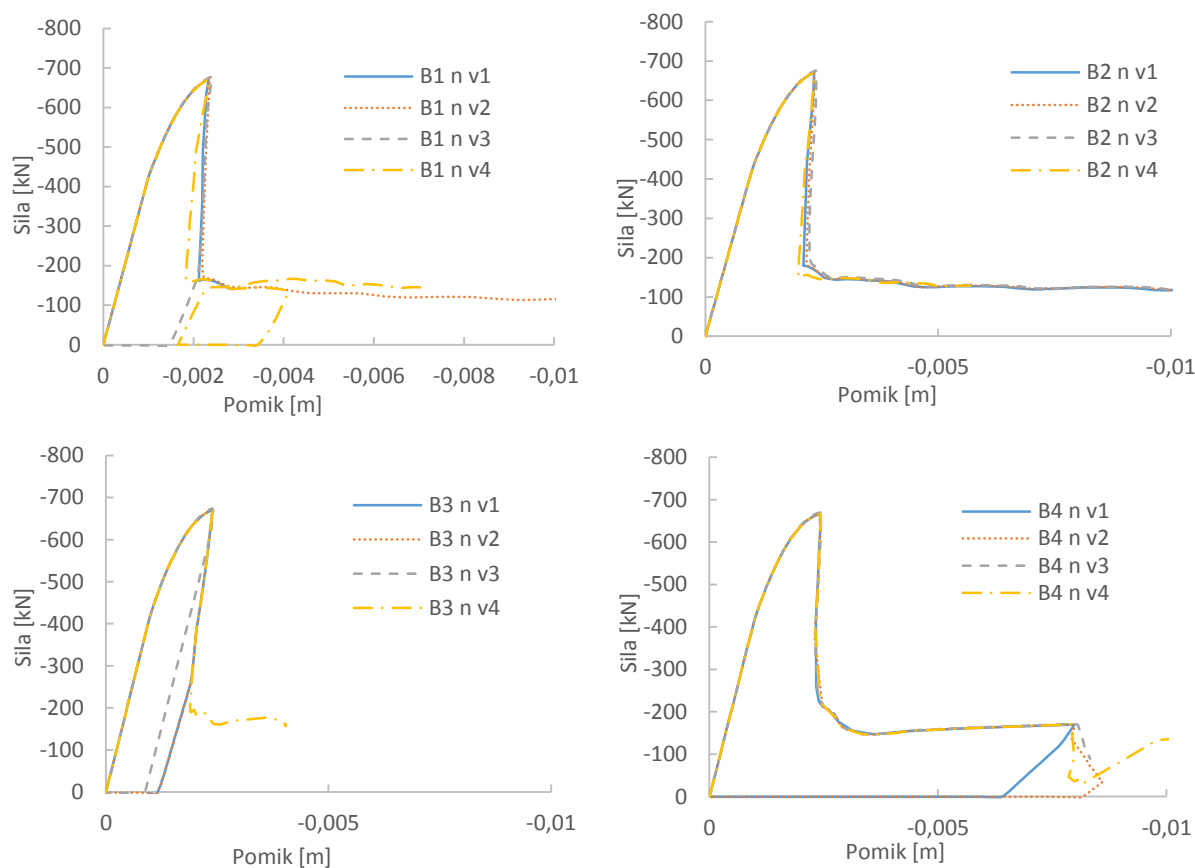
Slika 37: Graf sila – pomik za tlačno obremenjeno palico

Z manjšanjem časovnega koraka smo dosegli, da je pri obeh vrstah analize in vsiljevanja obremenitve rezultat enak in neodvisen od mreže končnih elementov. Ujemanje z obnašanjem materialnega modela je dobro, odstopanja skoraj ni.

3.4.1.3.2 Oslabljen prerez na sredini palice

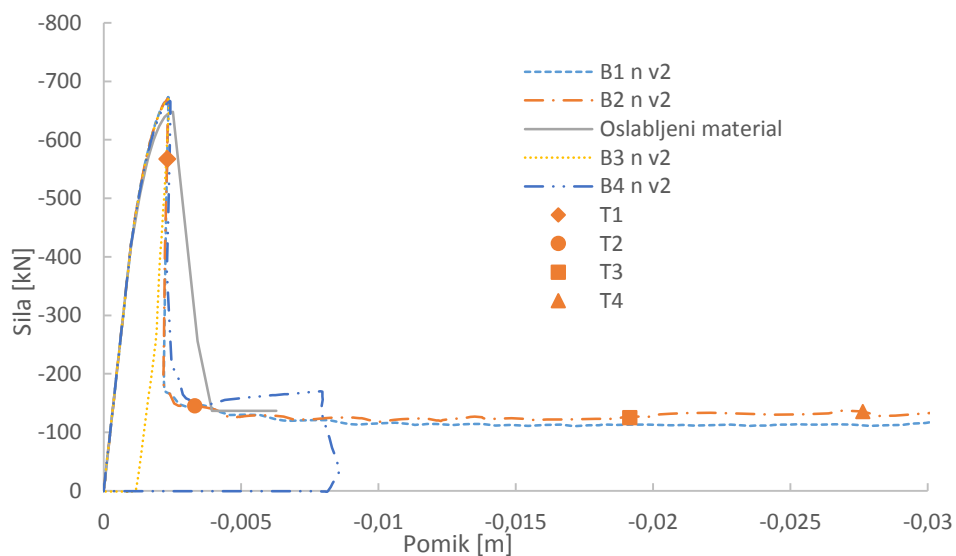
Tudi za tlačno obremenitev smo obravnavali element z oslabljenim prerezom na sredini razpona, z enakimi materialnimi lastnostmi kot v primeru natega.

Obtežbo smo vsiljevali preko napetosti, uporabili smo analizo tipa Riks. Ker so tudi v tlaku rezultati odvisni od viskoznosti materiala, smo izvedli študijo vpliva tega parametra na rezultate.



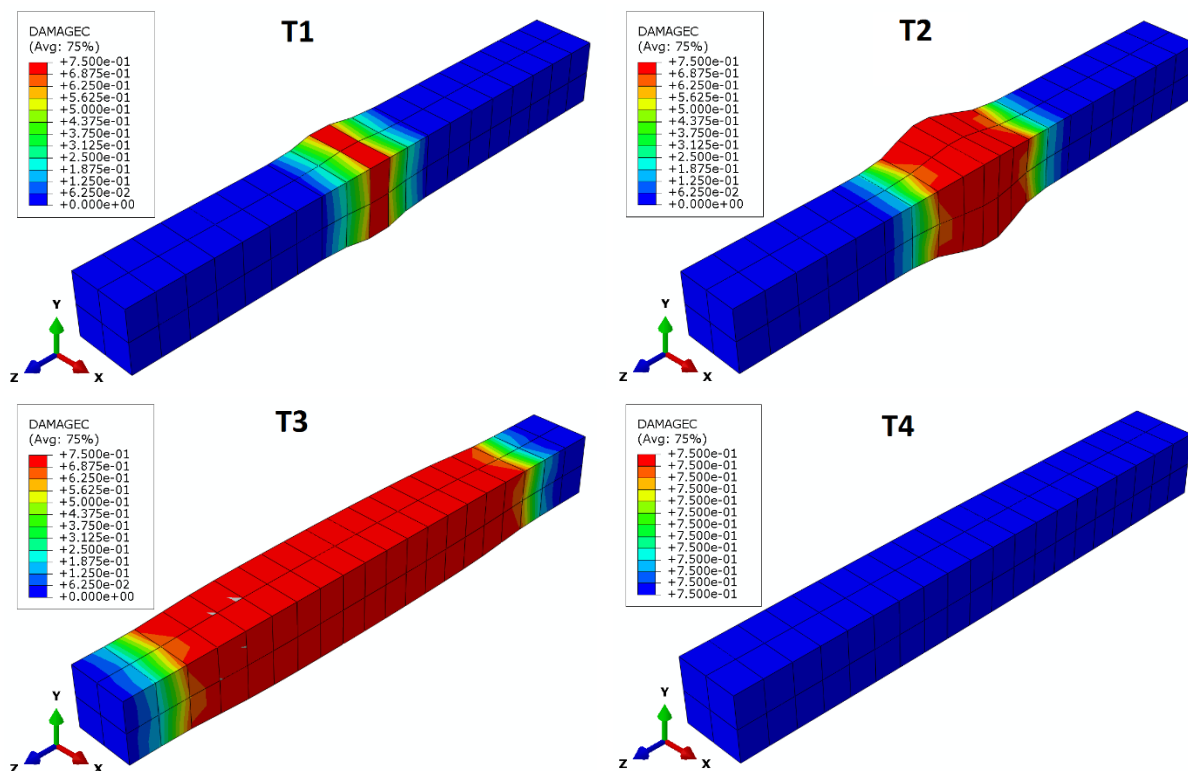
Slika 38: Graf sila – pomik za različne viskoznosti in mreže KE pri tlačni obremenitvi

Pri tlačni obremenitvi je ob izbrani preveliki ali premajhni viskoznosti rezultat zelo nestabilen. Iz grafov vidimo, da se najbolj stabilno obnašajo elementi z viskoznostjo $v_2 = 1 \cdot 10^{-4}$.



Slika 39: Graf sila – pomik za različne mreže KE in pri tlačni obremenitvi za konzolo z oslabljenimi KE

Na zgornji sliki lahko vidimo ujemanje grafa sila – pomik s krivuljo, ki je vnešena v program. Ujemanje je v primeru, ko uporabimo šibki element, slabše kot v primeru homogenega prereza. Prikazane so tudi točke T1 – T4, v katerih je prikazan razvoj parametra DamageC na sliki 40.



Slika 40: Razvoj parametra damageC za primer B2 v2 n, pri tlačni obremenitvi za palico z oslABLjenimi KE

3.4.1.4 Zaključki

Do razlike v rezultatih pri vsiljevanju pomikov ali napetosti pri obravnavani homogeni palici v nategu (slika 31) pride, ker ob vsiljevanju pomikov po razpokanju materiala ne pride do homogenega napetostnega stanja v prerezu elementa, medtem ko se pri vsiljevanju napetosti vzpostavi skoraj homogeno stanje, zaradi česar ima program težave z računom. Rezultati so v obeh primerih neuporabni in nerealni, saj nikoli ne bo prišlo do situacije, ko bi element po celotni dolžini razpokal enakomerno, temveč se bodo razpoke skoncentrirale na nekem območju.

Do velike razlike med rezultati za modeliranje z oslABLjenimi elementi oziroma brez njih pride, ker se v primeru homogene palice razpoke pojavijo v vseh končnih elementih hkrati. Posledično so pomiki večji kot v primeru uporabe šibkega elementa, saj se razpoke v tem primeru pojavijo le v oslABLjenih elementih. Iz tega razloga se rezultati za oslABLjeno palico dobro ujemajo s podano krivuljo, saj ta opisuje širino le ene razpoke. Če bi hoteli enako ujemanje doseči pri homogeni palici, bi morali širino razpoke pomnožiti s številom KE po dolžini elementa.

V nategu je obnašanje torej odvisno od načina podajanja mehčanja materiala in od mreže končnih elementov. Pri homogenih problemih, kot je obravnavani, to odvisnost zmanjšamo z modeliranjem šibkega mesta, kjer pride do koncentracije poškodb, s čimer se bolj približamo realnemu stanju.

Znano je, da so v primeru, ko je mehčanje materiala v nategu podano s $\sigma - \varepsilon$ diagramom, rezultati tako odvisni od mreže, da so neuporabni [4]. V obravnavanem primeru je podan odnos napetost – širina razpoke, $\sigma - u_t^{crack}$, s katerim močno zmanjšamo odvisnost od mreže končnih elementov.

V tlaku je glede na rezultate prikazane na sliki 37 rezultat neodvisen od mreže končnih elementov. Ugotovili smo, da je modeliranje šibkega elementa v tem primeru nepotrebno.

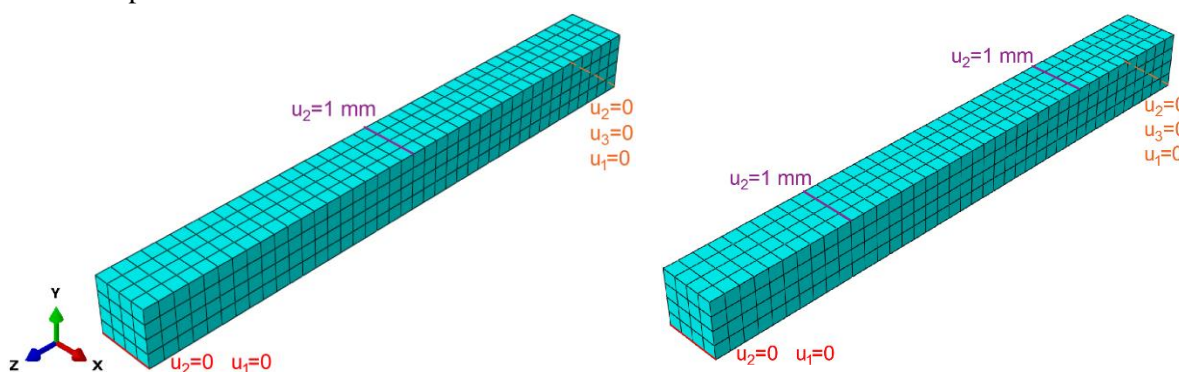
Da je modeliranje šibkega elementa pri tlačni obremenitvi nepotrebno, je vidno tudi iz slike 40, kjer je prikazan razvoj parametra DamageC, iz katerega lahko sklepamo o nivoju poškodovanosti materiala v tlaku. Poškodbe se z večanjem obtežbe širijo od šibkega elementa navzven do končnega stanja, ko je poškodovana celotna palica.

3.4.2 Upogibni test

Modelirali smo upogibni test prostoležečega nosilca ter spremljali vpliv modeliranja na rezultate vertikalnega pomika sredine nosilca in sile v nosilcu.

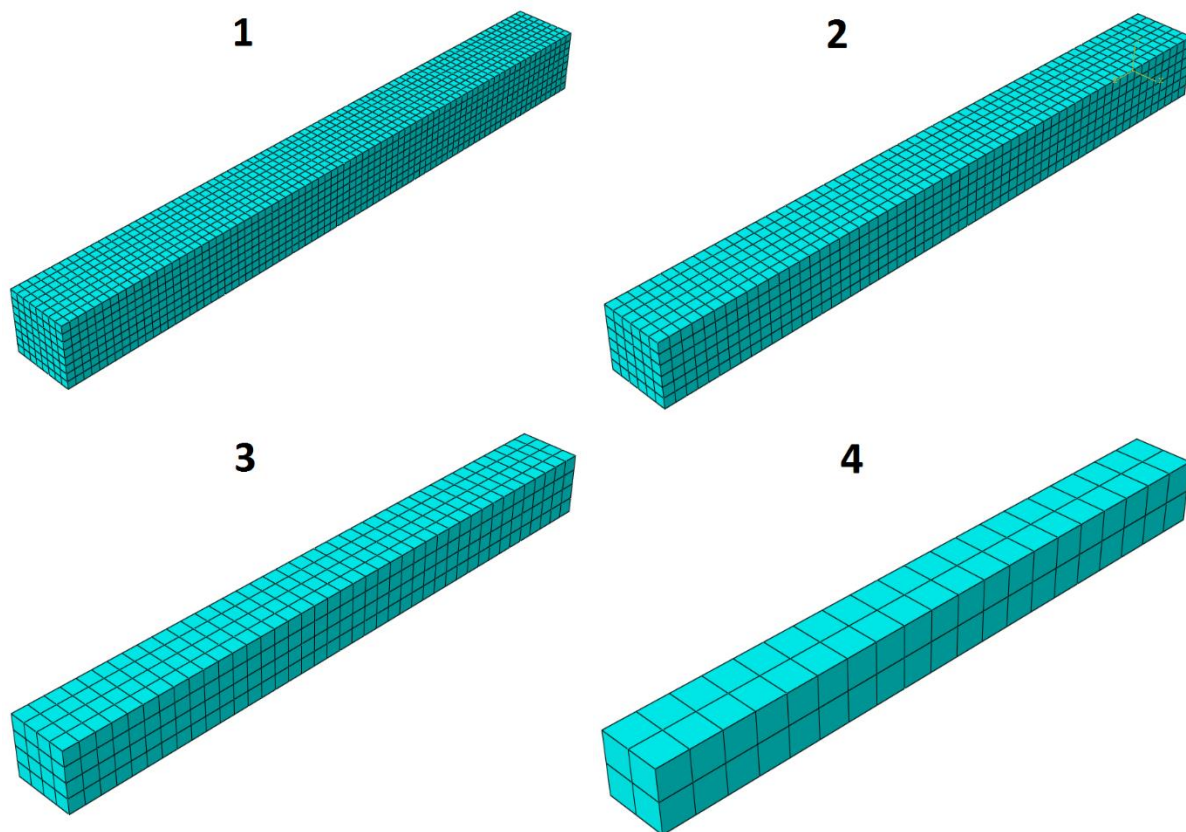
3.4.2.1 Podatki

Geometrijsko je nosilec enak palici, uporabljeni v enoosnem preizkusu, prikazani na sliki 28. Po modeliranju podpiranja in obremenitve na več različnih načinov smo se odločili za preprosto linijsko podpiranje, ki je prikazano na sliki 41. Ker cilj testa ni verifikacija modela na eksperimentu, ampak le opis obnašanja materialnega modela pod upogibno obremenitvijo, smo obtežbo vsiljevali linijsko preko pomikov, saj smo s tem najenostavneje prišli do željenih rezultatov. Uporabljen tip končnih elementov je enak kot pri enoosnem testu – C3D8.



Slika 41: Robni pogoji za upogibni test na obravnavanem nosilcu

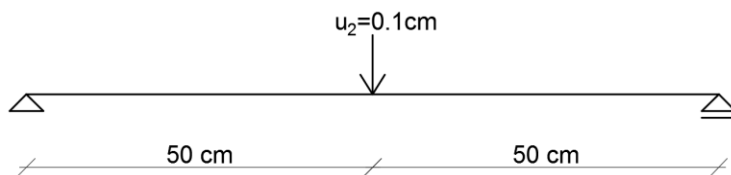
Uporabljene so bile različno goste mreže končnih elementov; mreža 1–5120 KE, mreža 2–2160 KE, mreža 3–640 KE, mreža 4–80 KE.



Slika 42: Mreže KE od 1 do 4 za upogibni test – od najbolj goste do najbolj redke

3.4.2.2 Tritočkovni test

Modelirali smo tritočkovni upogib nosilca za primer homogenega nosilca, pri čemer smo spremljali pomik na sredini razpona nosilca v odvisnosti od vertikalne sile v prerezu na sredini razpona – $F_{3,total}$. Obtežbo smo nanašali z vsiljevanjem pomika v smeri y (u_2) na sredini razpona.



Slika 43: Shema tritočkovnega testa

Za potrditev predpostavke o primerni viskoznosti materiala, ki smo jo ocenili iz enosnega testa, smo uporabili 3 različne viskoznosti:

v_1 – uporabljena je viskoznost $1 \cdot 10^{-6}$

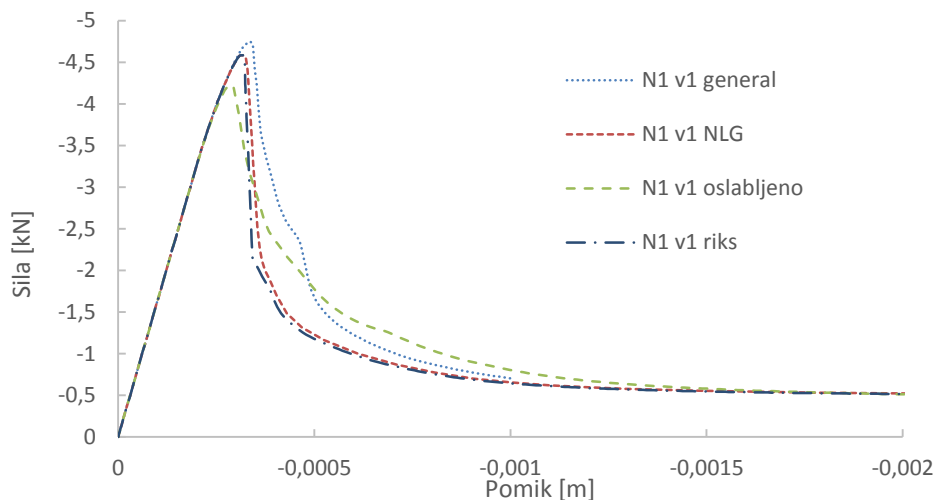
v_2 – uporabljena je viskoznost $1 \cdot 10^{-4}$

v_3 – uporabljena je viskoznost $1 \cdot 10^{-3}$

Najprej smo nosilec z mrežo KE 1 in viskoznostjo v_1 modelirali na več različnih načinov, iz tega pa razbrali, kateri je najbolj primeren za modeliranje ostalih nosilcev:

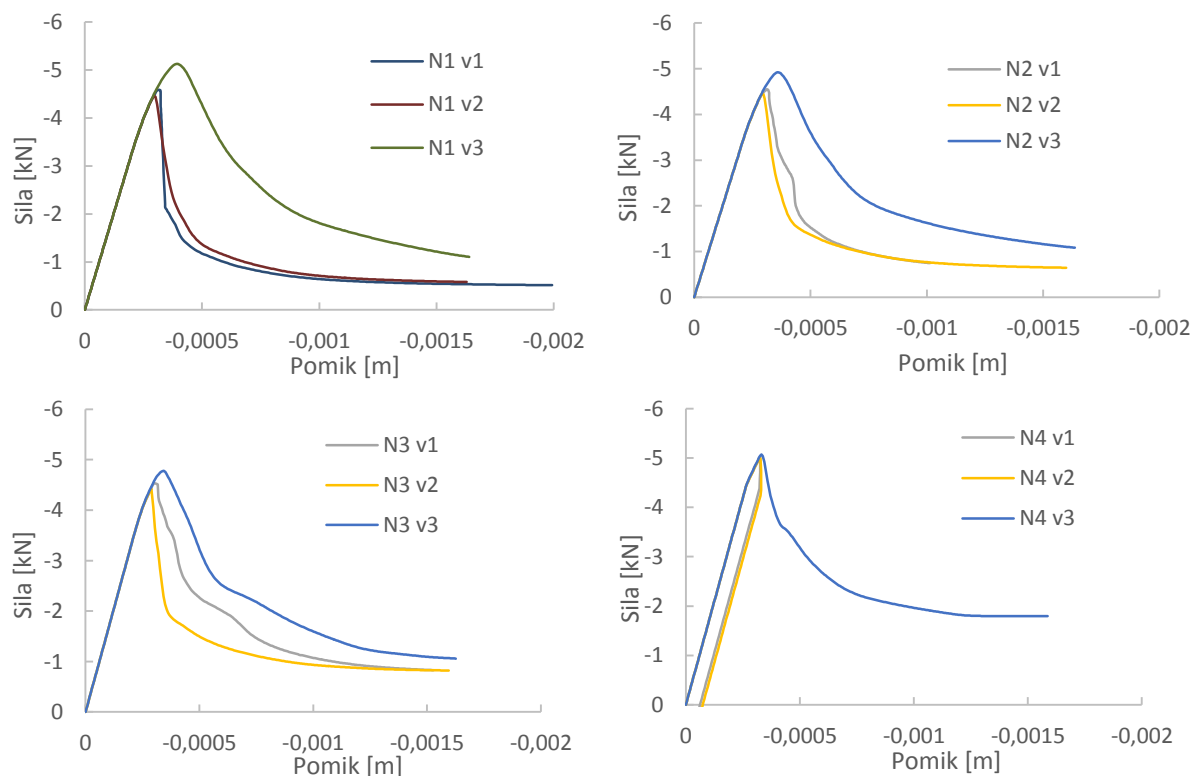
N1 v1 general – uporabljen je tip analize Static/General,

- N1 v1 riks – uporabljen je tip analize Riks,
- N1 v1 NLG – pri računu je upoštevan vpliv geometrijskih nelinearnosti, analiza tipa Riks,
- N1 v1 oslabljeno – vrsta KE na sredini razpona nosilca ima oslabljen material, analiza tipa Riks.



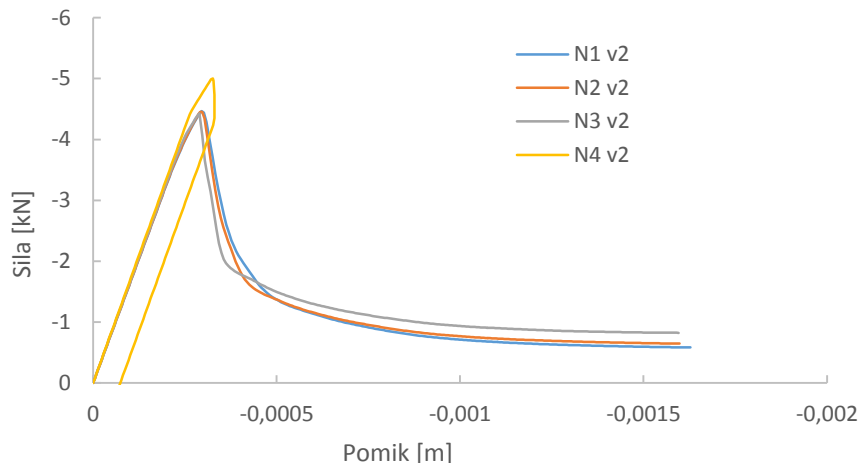
Slika 44: Graf sila – pomik za različne načine modeliranja tritočkovnega upogiba

Na podlagi rezultatov smo se odločili za linijsko modeliranje podpor in vsiljenega pomika ter uporabo analize Riks. Upoštevanje geometrijskih nelinearnosti skoraj ne vpliva na rezultate, kar smo preverili tudi pri računu z redkejšimi mrežami KE, zato te funkcije v nadaljni analizi nismo uporabili. Ker že z vsiljevanjem pomikov zagotovimo, da bo nosilec razpokal na sredini razpona, modeliramo le nosilec s homogenim prerezom, brez oslabitve.



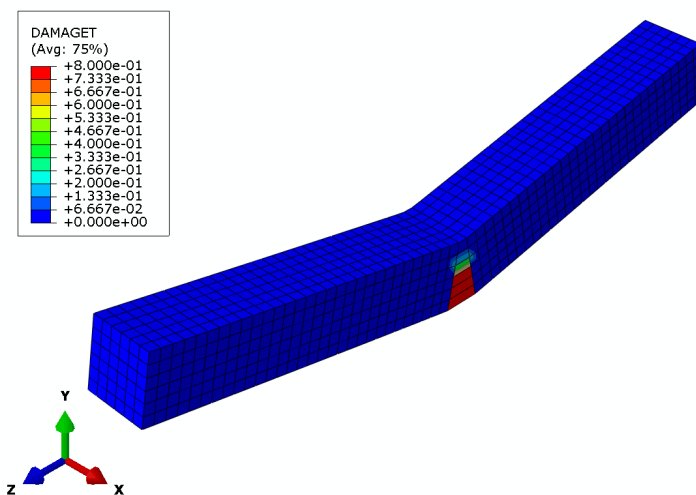
Slika 45: Graf sila – pomik za različne viskoznosti in mreže KE

Glede na rezultate na sliki 45 smo ocenili, da je primerna viskoznost materiala $\nu = 1 \cdot 10^{-4}$. V primeru mreže KE 1 so rezultati neuporabni, saj zaradi premajhnega števila KE ne moremo zajeti upogibnega obnašanja.



Slika 46: Graf sila – pomik za izbrano viskoznost in različne mreže KE

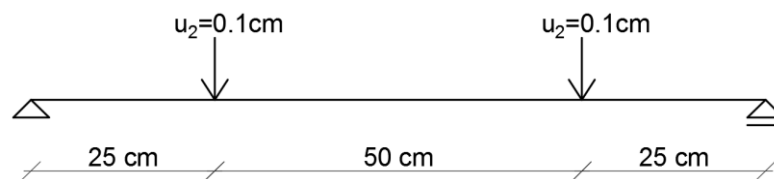
Z uporabo dovolj goste mreže KE zagotovimo, da se razpoka pojavi, kot je prikazano na sliki 47, na mestu, kjer smo jo pričakovali. Pri analizah N1 v2 ter N3 v2 se razpoka razvije na enak način kot za primer N2 v2, ki je prikazan.



Slika 47: Poškodovanost betona v nategu za analizo N2 v2

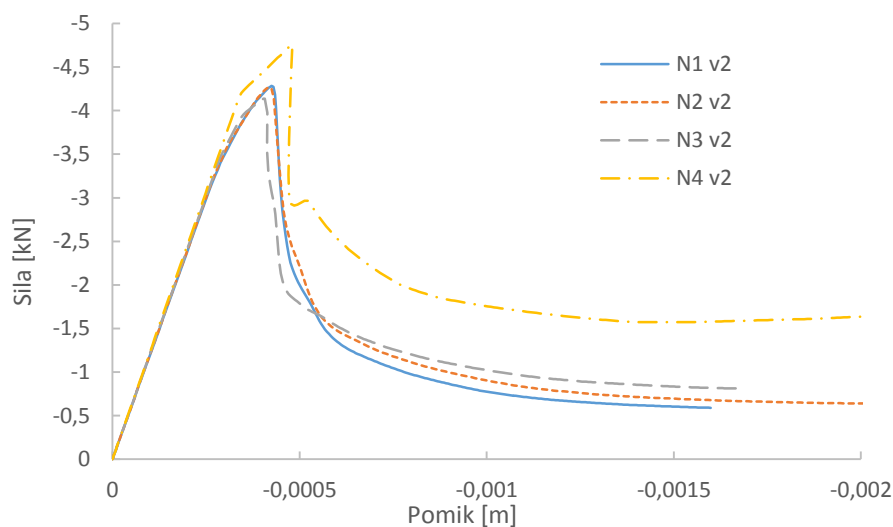
3.4.2.3 Štiritočkovni test

Modelirali smo štiritočkovni upogib za primer nosilca, pri čemer smo spremljali pomik na sredini razpona nosilca v odvisnosti od vertikalne reakcije v smeri Y , v členkasti podpori – R_{f2} . Obtežbo smo nanašali z linijskim vsiljevanjem pomika v smeri Y (u_2) na razdaljah $L/4$ in $3L/4$ od začetka nosilca hkrati.



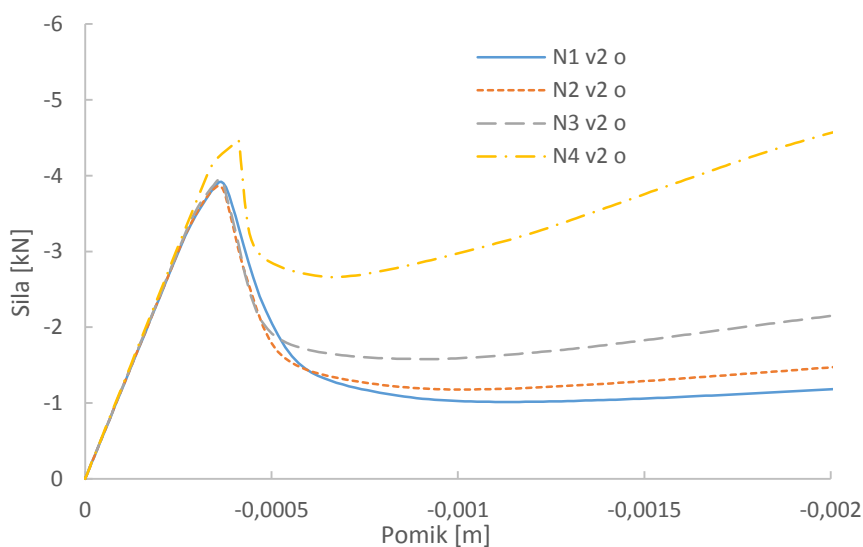
Slika 48: Shema štiritočkovnega testa

Ker smo s prejšnjimi testi ugotovili ustrezno viskoznost materiala, smo obravnavali le primer z materialno viskoznostjo $v_2 = 1 \cdot 10^{-4}$.

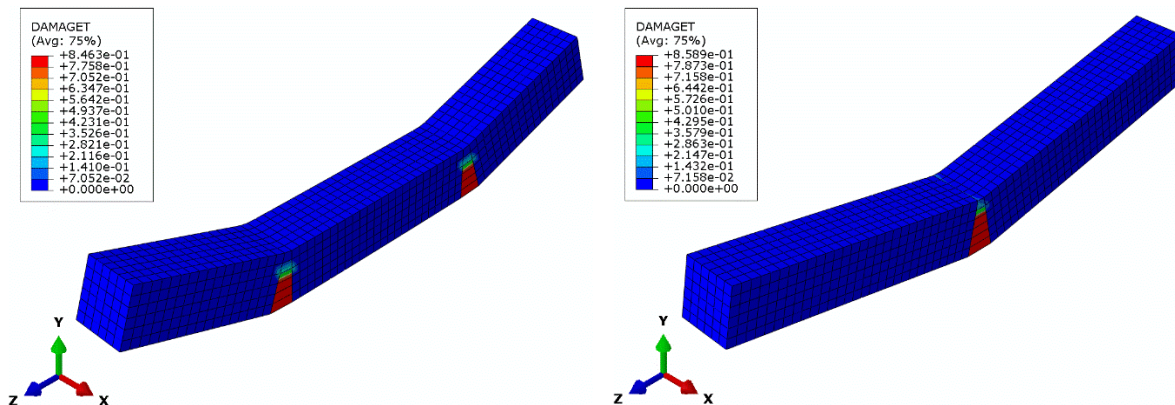


Slika 49: Graf sila – pomik za primer homogenega nosilca

Pri homogenem nosilcu (slika 49) se razpoke tvorijo na mestih, kjer vsiljujemo pomik, pri nosilcu z oslabljenimi elementi na sredini dolžine (slika 50) pa se razpoke tvorijo na oslabljenem mestu. Zato dobimo zelo različne odzive sile – pomika.



Slika 50: Graf sila – pomik za primer nosilca z oslabljenimi elementi



Slika 51: Deformiranje nosilca s homogenim prerezom (levo) in oslabljenimi elementi (desno)

3.4.2.4 Zaključki

Mreže KE, ki dajo zadovoljive rezultate, so v primerjavi z enoosnim testom veliko gostejše, kar je glede na naravo problema pričakovano. Da ustrezno zajamemo upogibno obnašanje, moramo uporabiti večje število KE, hkrati pa na slikah 46 in 49 vidimo, da imajo gostote mrež KE, ki ustrezno opišejo upogib (N1, N2, N3), manjši vpliv na odziv sistema kot v primeru enoosnega natega.

Materialna viskoznost, pri kateri analiza ustrezno konvergira, hkrati pa dobimo zadovoljive rezultate, je enaka kot v enoosnem testu, $1 \cdot 10^{-4}$. Pri uporabi manjše viskoznosti je odziv nekoliko nestabilen, pri uporabi večje viskoznosti pa pride do velike razlike v odzivu, iz česar sklepamo, da rezultat ni realen.

Uporaba funkcije, ki upošteva nelinearno geometrijo, povzroči, da se račun odziva končnega elementa izvrši na njegovi dejanski oz. premaknjeni lokaciji. V primeru, ko ta funkcija ni omogočena, se račun odziva izvrši na referenčni lokaciji vozlišč končnega elementa [4]. Pri deformacijah, ki se zgodijo v obravnavanem modelu, je iz slike 44 vidno, da omenjena funkcija nima velikega vpliva na rezultat.

Modeliranje oslabljenega prereza pri upogibni obremenitvi ni potrebno. Kot je prikazano v poglavjih 3.4.2.2 in 3.4.2.3, se nosilec ustrezno deformira, če ga modeliramo kot homogenega. Ali bo nastopil porušitev, kot je prikazana na sliki 51 levo ali desno, ne moremo predvideti, saj ne vemo, kje v elementu bo prisotno šibko mesto.

4 REZULTATI ANALIZE OSNOVNEGA MODELA

V tem poglavju so podrobno predstavljeni rezultati analize osnovnih modelov. Osredotočili smo se na spremljanje poteka energijskih krivulj, reakcijskih sil, notranjih sil v armaturi ter poškodovanosti zabojnika. Trajanje analize smo določili glede na trajanje šoka ob kontaktu. V modelu padca analiza tako traja 0,05 s, v modelu zvrnitve pa 0,02 s. Glavna količina, iz katere je razviden potek analize, je energija. Abaqus skozi celotno analizo spremlja posamezne energije sistema, zato lahko smiselnost rezultatov do neke mere ocenimo tudi iz njihovega poteka in morebitnih nenavadnih skokov ali nihanj. Skupna energija mora biti enaka kinetični energiji v času trka. Za primer padca jo dobimo iz izraza

$$E_k = \frac{1}{2}mv^2 = \frac{1}{2} \cdot 40 \text{ t} \cdot \left(2,43 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2 = 118,1 \text{ kJ} \quad (42)$$

za primer zvrnitve zabojnika pa po izrazu

$$E_k = 0,5 \cdot \frac{1}{2}J \omega^2 = 0,5 \cdot \frac{1}{2} \cdot 195900 \text{ kg m}^2 \cdot \left(1,94 \frac{\text{rad}}{\text{s}}\right)^2 = 184,7 \text{ kJ} \quad (43)$$

kjer je upoštevana le polovica kinetične energije, saj smo modelirali le polovico zabojnika.

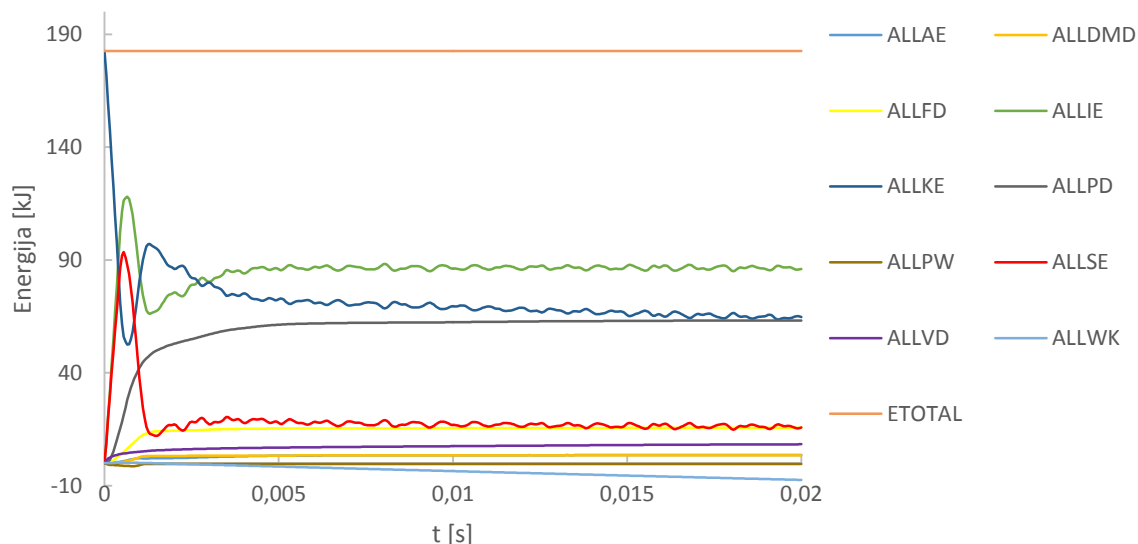
Prvi zakon termodinamike, ki govori o ohranitvi energije, pravi, da je sprememba kinetične energije in notranjega dela telesa enaka vsoti dela površinskih in volumskih zunanjih sil [6]. Na podlagi tega zakona Abaqus energijo loči na več komponent. V obravnavanem primeru na sistem v začetnem času deluje le kinetična energija, ki se ob trku pretvori v naslednje komponente:

- ALLAE: »umetna« deformacijska energija, povezana s preprečitvijo sigularnih oblik (»hourglass« kontrola),
- ALLDMD: energija, disipirana zaradi poškodovanosti,
- ALLPD: energija, disipirana s plastično deformacijo,
- ALLSE: shranjena deformacijska energija,
- ALLIE: seštevek deformacijskih energij in neelastičnih disipacij (ALLSE+ALLPD+ALLAE+ALLDMD),
- ALLPW: delo sil na kontaktih med površinami,
- ALLKE: kinetična energija,
- ALLWK: delo zunanjih sil,
- ALLFD: energija, sproščena preko efektov trenja,
- ALLVD: energija, sproščena preko efektov viskoznosti, brez upoštevanja energije zaradi avtomatske stabilizacije z viskoznostjo,
- ETOTAL: celotna energija sistema (ALLKE+ALLIE+ALLVD+ALLFD-ALLWK-ALLPW).

4.1 Zvrnitev zabojnika

Iz poteka energijskih krivulj na sliki 52 vidimo, da je model stabilen, saj je celotna energija sistema praktično konstantna. Razvidno je, da se kinetična energija ALLKE, ki je prisotna v začetku, nato

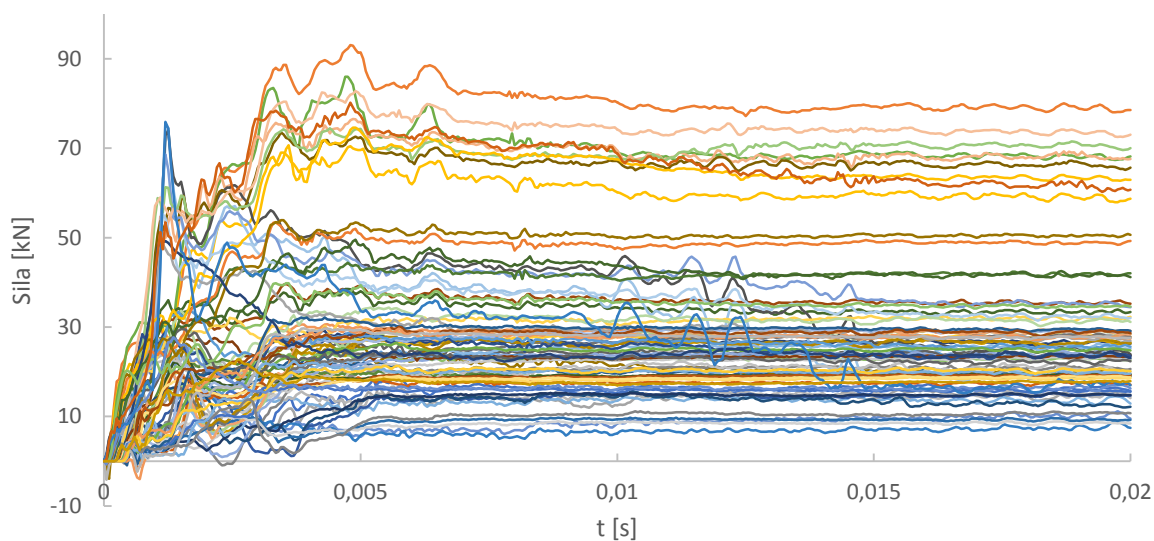
pretvori v ostale energije, med katerimi je največja ALLIE, od katere največji delež predstavlja energija zaradi plastičnih deformacij ALLPD. Kinetična energija se kljub temu ne zmanjša do vrednosti nič, kar pomeni, da se zabojniki v času 0,02 s po trku še vedno nekoliko giblje, saj se odbije od podlage in se hkrati začne zvracati proti tlem.



Slika 52: Potek energijskih krivulj za osnovni model zvrnitve

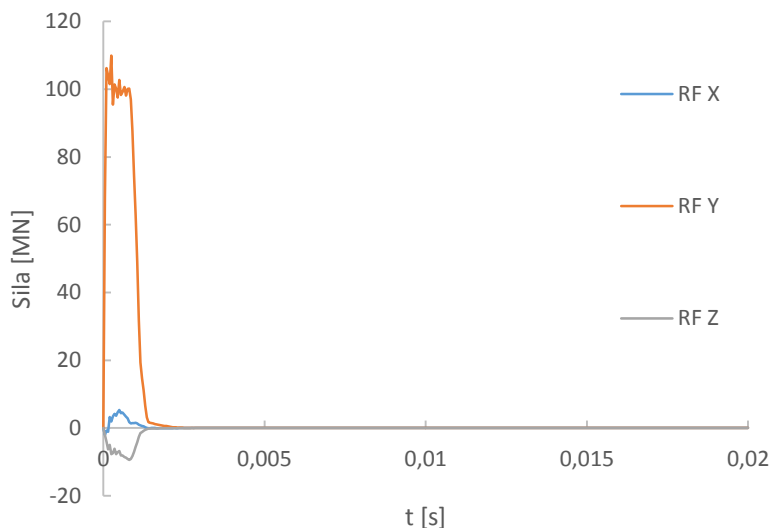
Celotna energija se ne ujema popolnoma z vrednostjo, ki smo jo izračunali z izrazom (43), razlog je poenostavitev geometrije, ki smo jo uporabili pri računu kotne hitrosti ob prevrnitvi. Energija iz analize je le 1,1 % manjša od energije izračunane z izrazom (43).

ALLAE predstavlja »umetno energijo« v modelu, zato smo preverili kakšen delež celotne energije zaseda. V primeru zvrnitve zabojnika je ta delež zelo majhen, saj predstavlja le 2,0 % celotne energije sistema, kar je zanemarljivo. Največji delež celotne energije pričakovano zasede ALLIE.



Slika 53: Osnova sila v armaturnih palicah za osnovni model zvrnitve

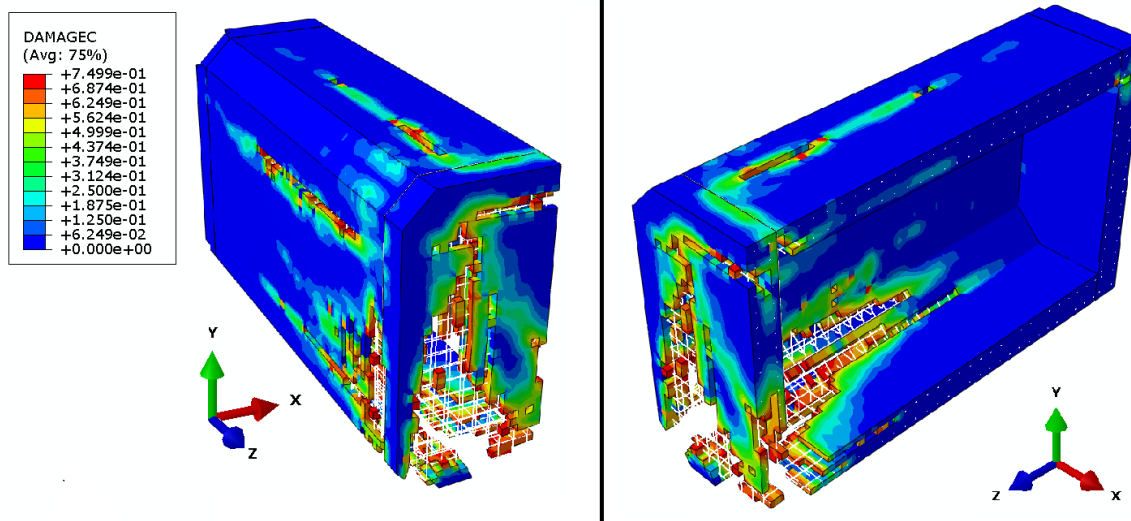
Na sliki 53 so prikazane osne sile v armaturnih palicah, ki potekajo skozi stik med steno in pokrovom. Zaradi naknadnega betoniranja je ta stik identificiran kot kritičen, potrebno je preveriti obremenitve armature. Ker je armatura modelirana elastično, sile niso realne, saj bi pred doseženo največjo silo prišlo do plastifikacije, vseeno pa lahko iz teh obremenitev dobimo oceno obremenjenosti armature.



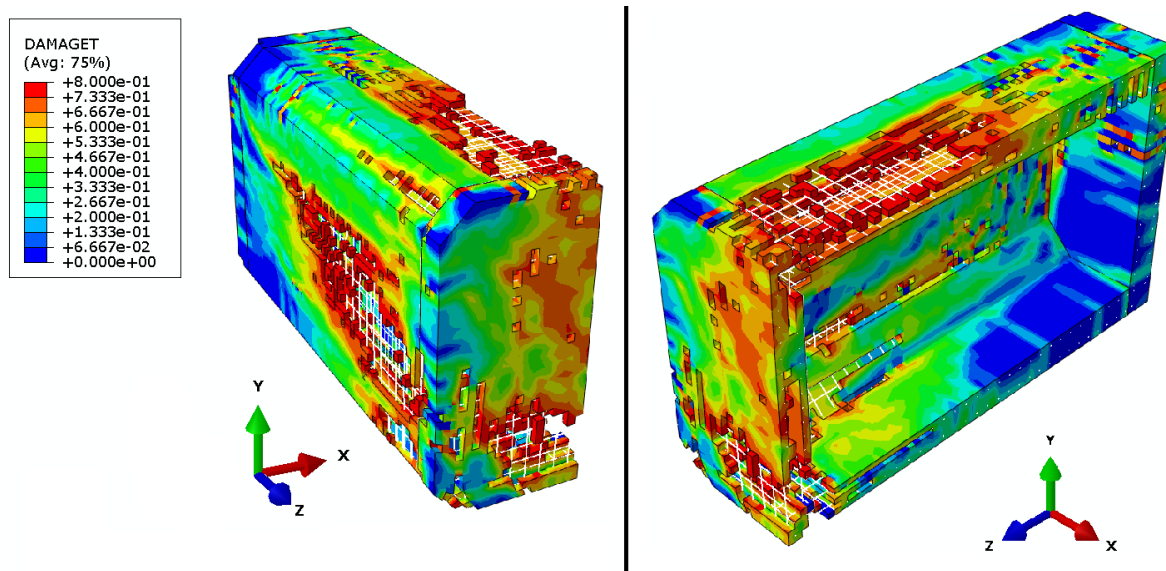
Slika 54: Reakcijske sile med zabojnikom in podlago za osnovni model zvrnitve

Celotna sila pravokotno na kontaktno površino med zabojnikom in podlago, ki nastane ob zvrnitvi zabojnika, je večja od 100 MN, sili, ki delujeta tangentno na kontakt pa sta občutno manjši, iz česar lahko sklepamo, da izbrana vrednost koeficienta trenja med tlemi in zabojnikom nima velikega vpliva na celotne rezultate analize.

Na slikah 55 in 56 sta prikazani poškodovanosti sten zabojnika. Kot kriterij poškodovanosti sta uporabljena parametera DamageC in DamageT. Za boljši prikaz rezultatov smo v obeh primerih odstranili elemente, ki so dosegli največjo definirano stopnjo poškodovanosti ($d_c \geq 0,75$, $d_t \geq 0,8$). Beton je v nategu močno poškodovan, razpoke so na nekaterih mestih prisotne po celotni debelini sten. Ker radiacije v modelu nismo upoštevali, ne moremo z gotovostjo trditi, ali bi zabojnik po takem padcu izpolnjeval zahteve, podane v poglavju 1.2, ker pa je nivo poškodb precej velik, je to malo verjetno. Zavedati se moramo tudi, da so možnosti, da pride do takega padca zelo majhne, saj bi zabojnik morali prej postaviti v točno lego in ga prevrniti. Večja možnost je, da do prevrnitve pride po tem, ko zabojnik pade na vogal ali kako drugače.



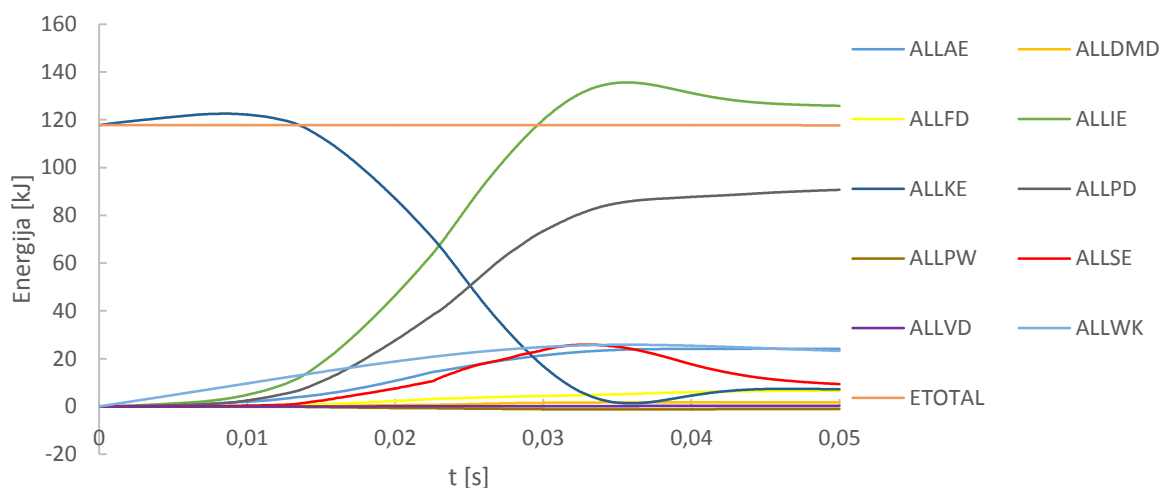
Slika 55: Poškodovanost betona v tlaku za osnovni model zvrnitve



Slika 56: Poškodovanost betona v nategu za osnovni model zvrnitve

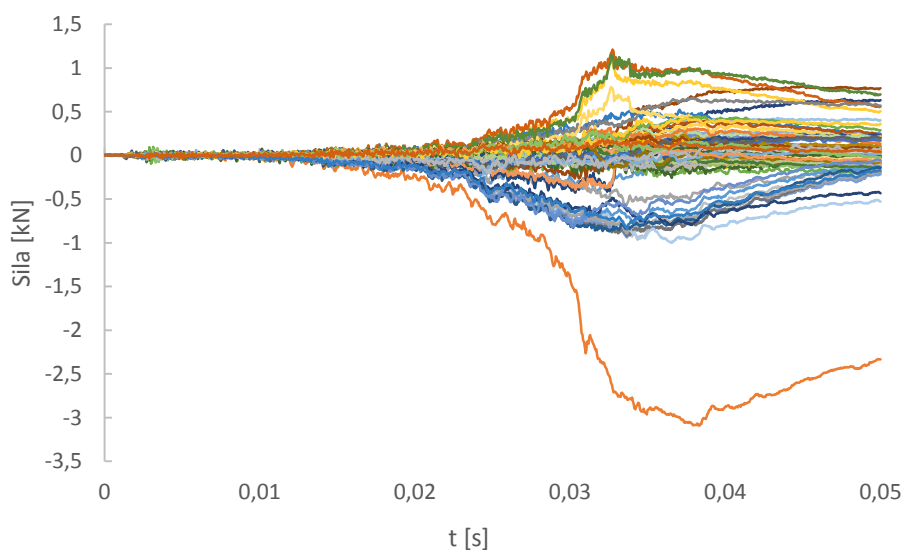
4.2 Padec zabojnika

Iz poteka energijskih krivulj na sliki 57 vidimo, da je celotna energija sistema tudi za model padca zabojnika praktično konstantna. Kinetična energija (ALLKE) najprej nekoliko naraste, nato pa se pretvori v ostale energije, med katerimi je tudi v tem primeru največja ALLIE, vrednost katere je celo večja od vrednosti celotne energije. Tako stanje je mogoče, ker zunanje delo predstavlja večji del celotne energije v primerjavi z modelom padca, zato je doseženo ravnotežje energij. Kinetična energija doseže vrednost nič, nato pa se spet nekoliko poveča, saj zabojniki nekoliko zaniha. Celotna energija prikazana na grafu od energije izračunane z izrazom (42) odstopa za le 0,3 %, iz česar smo sklepali, da je model pravilno zasnovan.



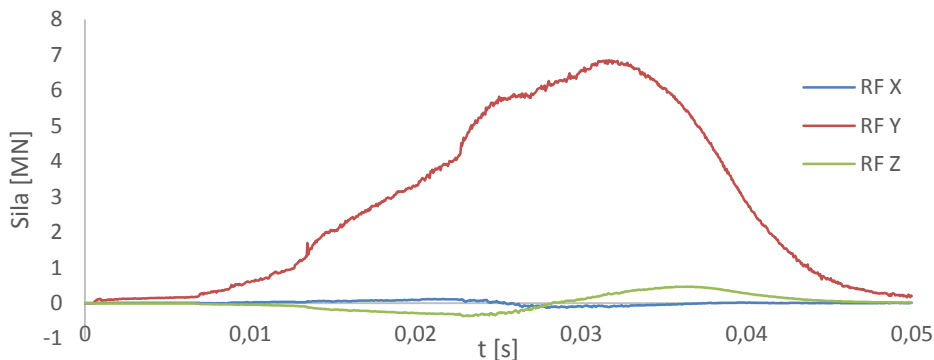
Slika 57: Potek energijskih krivulj za osnovni model padca

Iz grafa na sliki 58 je razvidno, da so sile v armaturi na stiku pokrova in sten za primer padca neprimerno manjše od tistih za primer zvrnitve. Razlog je v tem, da smo simulirali padec na vogal dna, kjer se nahaja najbolj obremenjena armatura in najbolj poškodovan beton, armatura na stiku stene in pokrova pa je manj obremenjena.



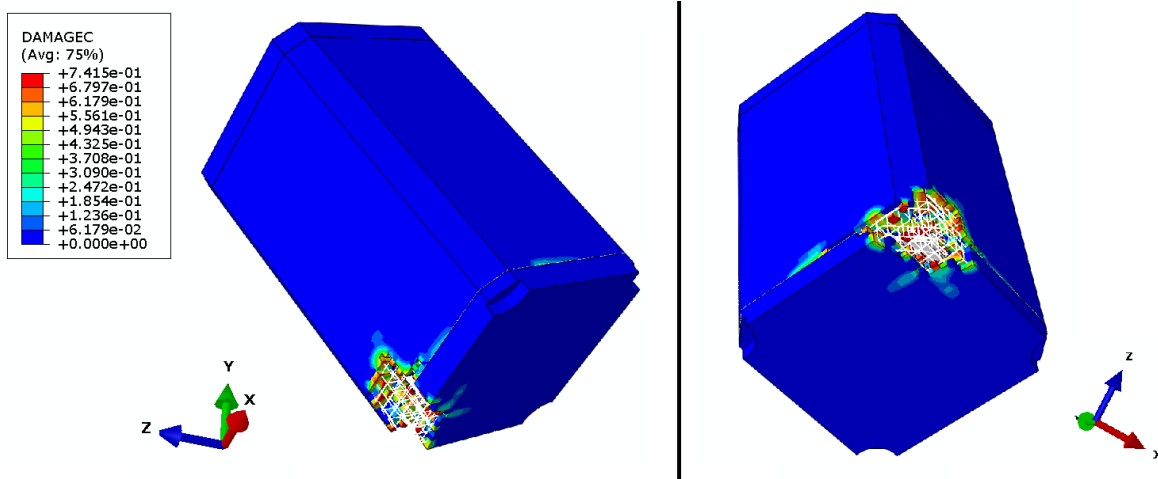
Slika 58: Osna sila v armaturnih palicah za osnovni model padca

Reakcijske sile za model padca so v primerjavi z modelom zvrnitve majhne, saj je hitrost ob trku manjša kot tista ob zvrnitvi. Tudi v tem primeru so reakcije v tangentialni smeri trka zanemarljive. Hkrati je iz slik 57 do 59 je razvidno, da se šok v modelu padca prenaša veliko počasneje kot v primeru zvrnitve.

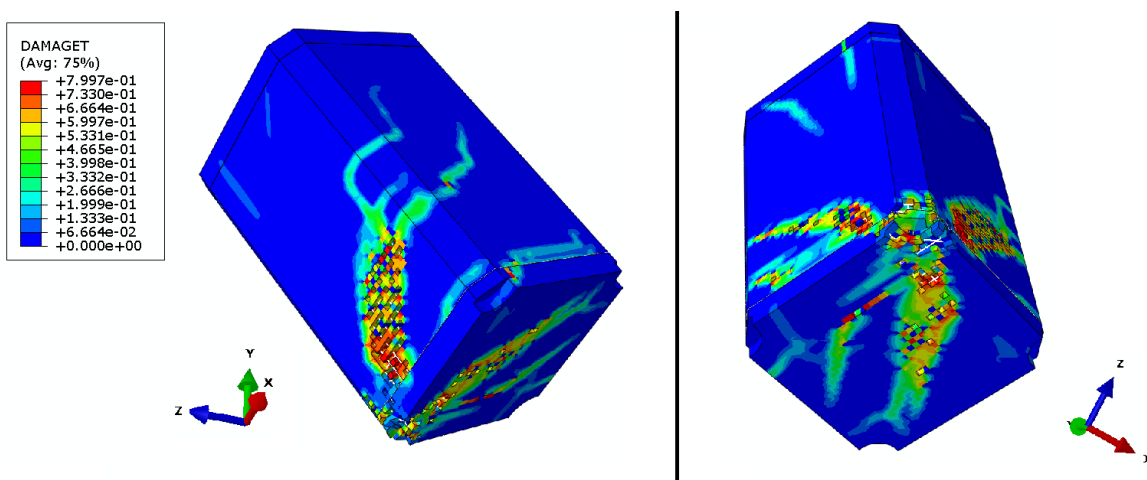


Slika 59: Reakcijske sile med zabojnikom in podlago za osnovni model padca

Na slikah 60 in 61 sta prikazani poškodovanosti betona v tlaku in nategu. Kot kriterij poškodovanosti sta uporabljena parametra DamageC in DamageT. Za boljši prikaz rezultatov smo enako kot v primeru zvrnitve odstranili elemente, ki so dosegli največjo definirano stopnjo poškodovanosti. Na sliki z nateznimi poškodbami je lepo razviden razvoj razpok, ki niso tako velike kot v primeru zvrnitve, se pa tudi ob prikazu teh poškodb vprašamo, ali bi tako poškodovan zabojnik izpolnil zahteve iz poglavja 1.2. Trdnih zaključkov pred izvedenim eksperimentom ne moremo sprejeti.



Slika 60: Poškodovanost betona v tlaku za osnovni model padca



Slika 61: Poškodovanost betona v nategu za osnovni model padca

5 PARAMETRIČNA ŠTUDIJA

Ker je pri definiranju numeričnega modela potrebno sprejeti veliko predpostavk, ne moremo biti gotovi, da rezultati dobro opišejo realno stanje. Z namenom ovrednotenja teh rezultatov je bila izvedena parametrična študija, v kateri smo spreminjali parametre modela, ki lahko vplivajo na rezultat.

Parametre, ki smo jih spreminjali, smo zaradi preglednosti razdelili na več kategorij:

- parametri modela »Concrete damage plasticity«,
- material in trenje,
- tip končnih elementov.

Osnovni model, kateremu smo spreminjali posamezne parametre, je opisan v poglavjih 2 in 3, rezultati analize pa v poglavju 4. Da smo imeli nadzor nad rezultati, smo obravnavanemu modelu vedno spreminjali le en parameter. Kot v osnovnem modelu smo tudi tu vedno spremljali potek celotne energije sistema, kjer ne sme priti do večjih nenadnih skokov, ki niso povezani z zunanjimi vplivi. Spremljali smo tudi obliko poteka in vrednosti za vse ostale energije ter ugotovili, kateri model je bolj občutljiv na spremembe in kateri parametri imajo največji vpliv na rezultate.

5.1 Vpliv parametrov modela CDP

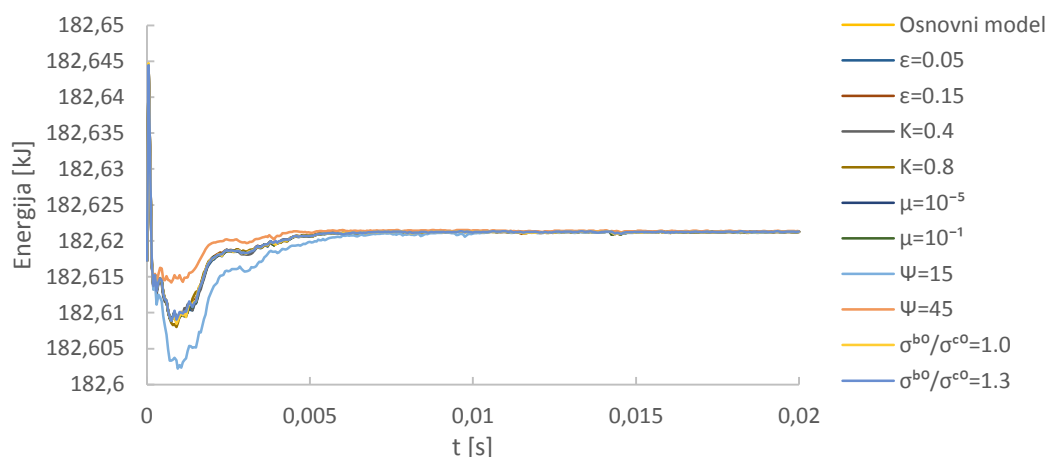
Po zgledu [10] smo izvedli študijo občutljivosti modela na parametre modela CDP. V tabeli 7 so prikazani parametri, ki smo jih spreminjali, ter uporabljene vrednosti.

Tabela 7: Vrednosti variiranih parametrov modela CDP

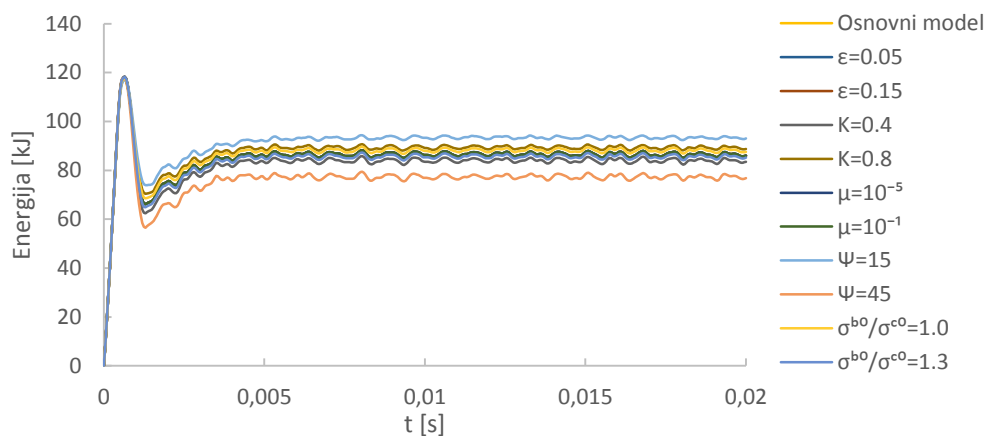
Parameter	Vrednost 1	Osnovna vrednost	Vrednost 2
ε	0,05	0,1	0,15
K	0,4	0,666	0,8
μ	10^{-1}	10^{-3}	10^{-5}
ψ	15	31	45
σ^{b0}/σ^{c0}	1,0	1,16	1,3

5.1.1 Zvrnitev zabojnika

Iz slike 62 vidimo, da spreminjanje materialnih faktorjev modela CDP minimalno vpliva na odziv. Največji vpliv ima dilatacijski kot ψ , rezultati za $\psi = 15^\circ$ in $\psi = 45^\circ$ namreč edini vidno odstopajo od ostalih v trenutku, ko energija nekoliko zaniha.

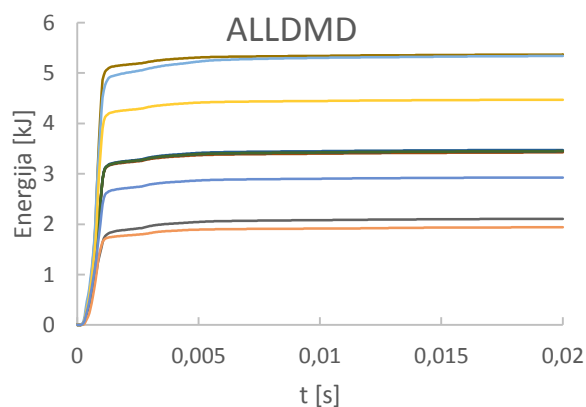
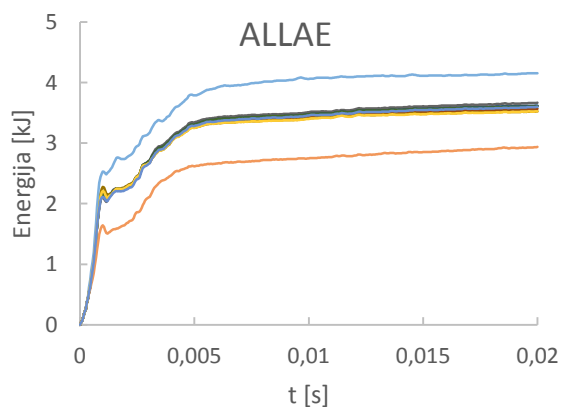


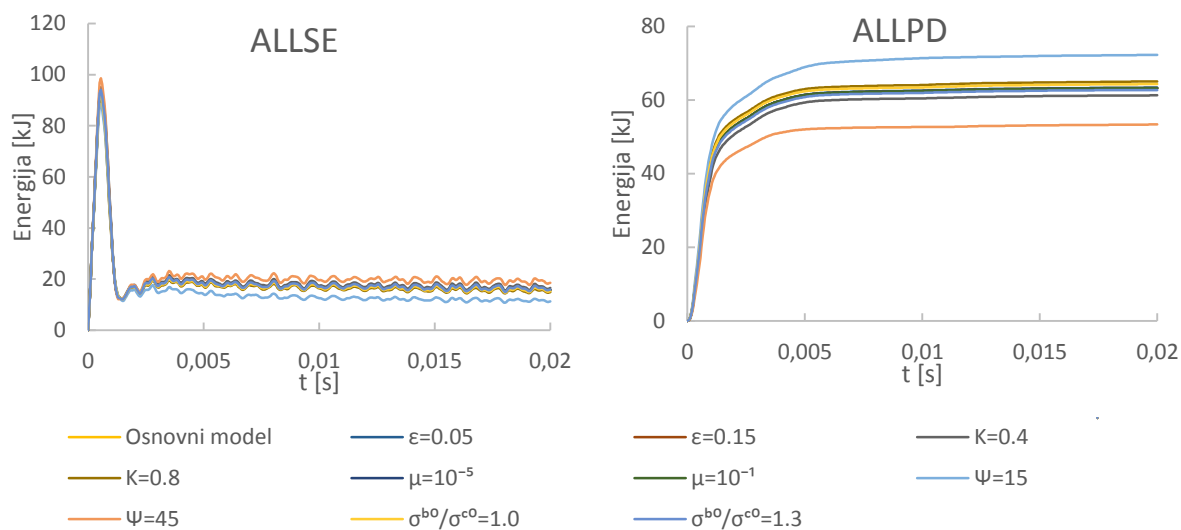
Slika 62: Celotna energija sistema za model zvrnitve zabojnika pri različnih faktorjih modela CDP



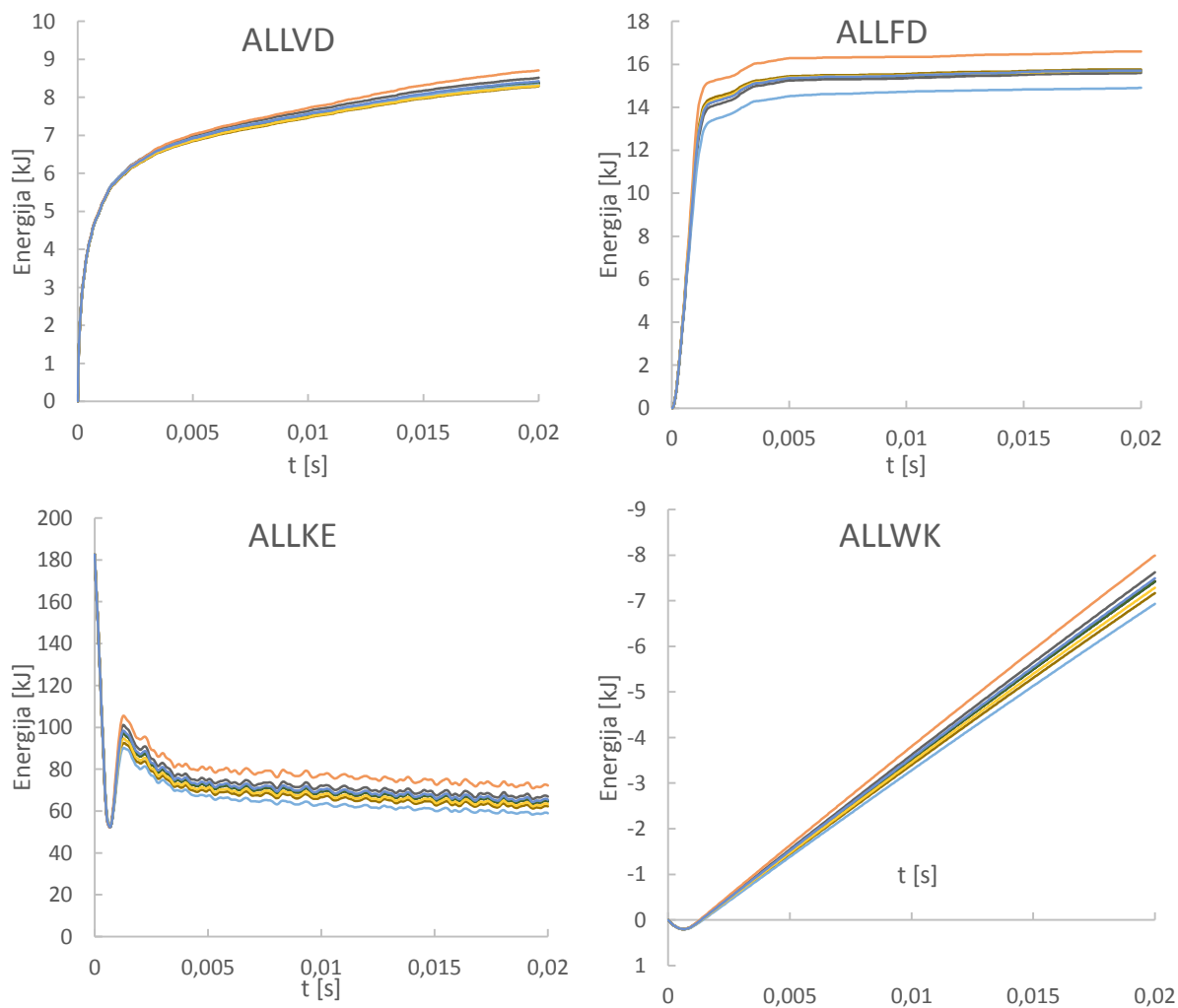
Slika 63: ALLIE za model zvrnitve zabojnika pri različnih faktorjih modela CDP

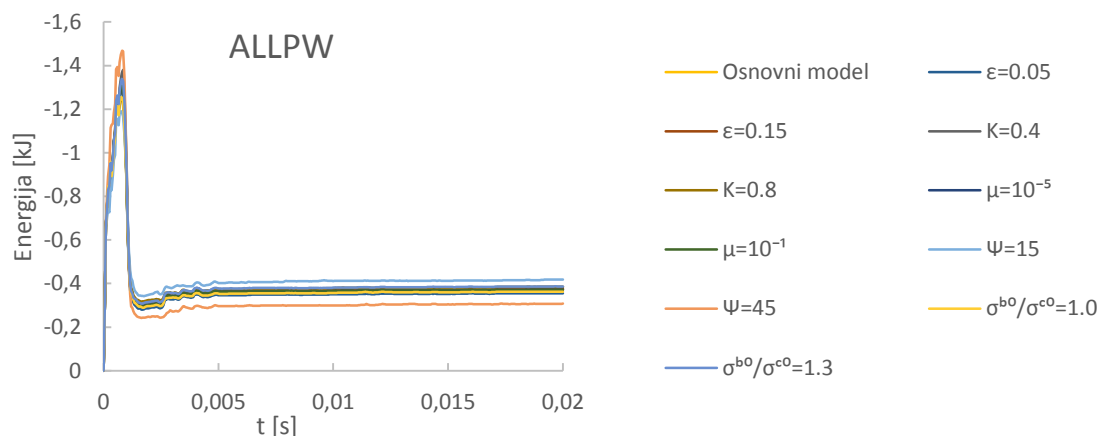
Parametri modela CDP na model zvrnitve zabojnika nimajo večjega vpliva, kar je razvidno tudi iz razvoja vseh energij, ki so povezane z deformiranjem in poškodbami (sliki 63 in 64). Največji vpliv spremenjenih faktorjev je viden pri energiji zaradi poškodb (ALLDMD) in energiji plastičnih deformacij (ALLPD). Ker variirani faktorji med drugim vplivajo tudi na obliko in vrednosti na ploskvi tečenja, je rezultat pričakovan.





Slika 64: Deformacijske energije za model zvrnitve zabojnika pri različnih faktorjih modela CDP

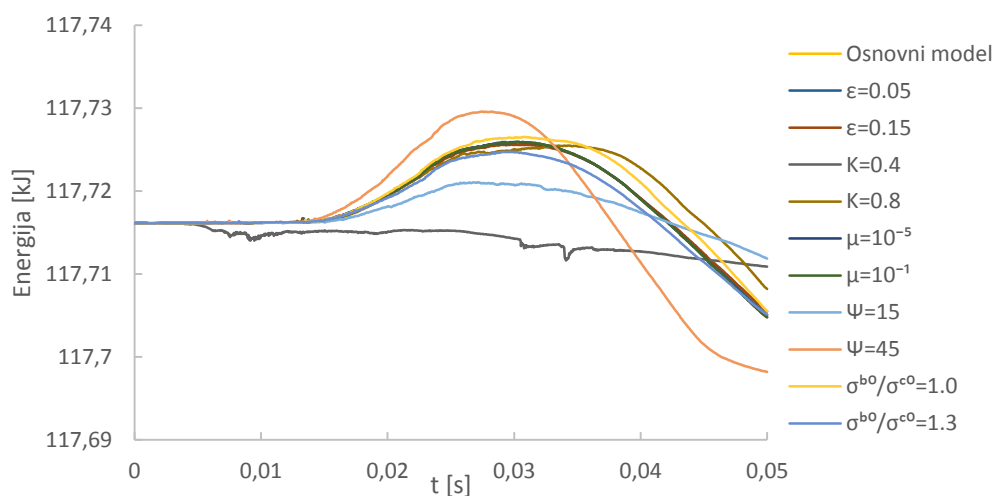




Slika 65: Potek ostalih energij za model zvrnitve zabojnika pri različnih faktorjih modela CDP

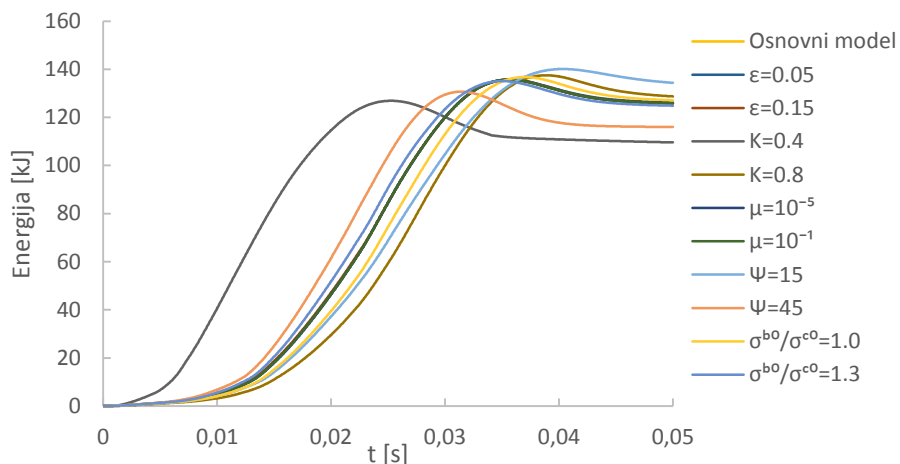
Spreminjanje parametrov modela CDP zelo malo vpliva na energije, ki niso povezane z deformacijo, saj se te praktično ne spremenijo.

5.1.2 Padec zabojnika

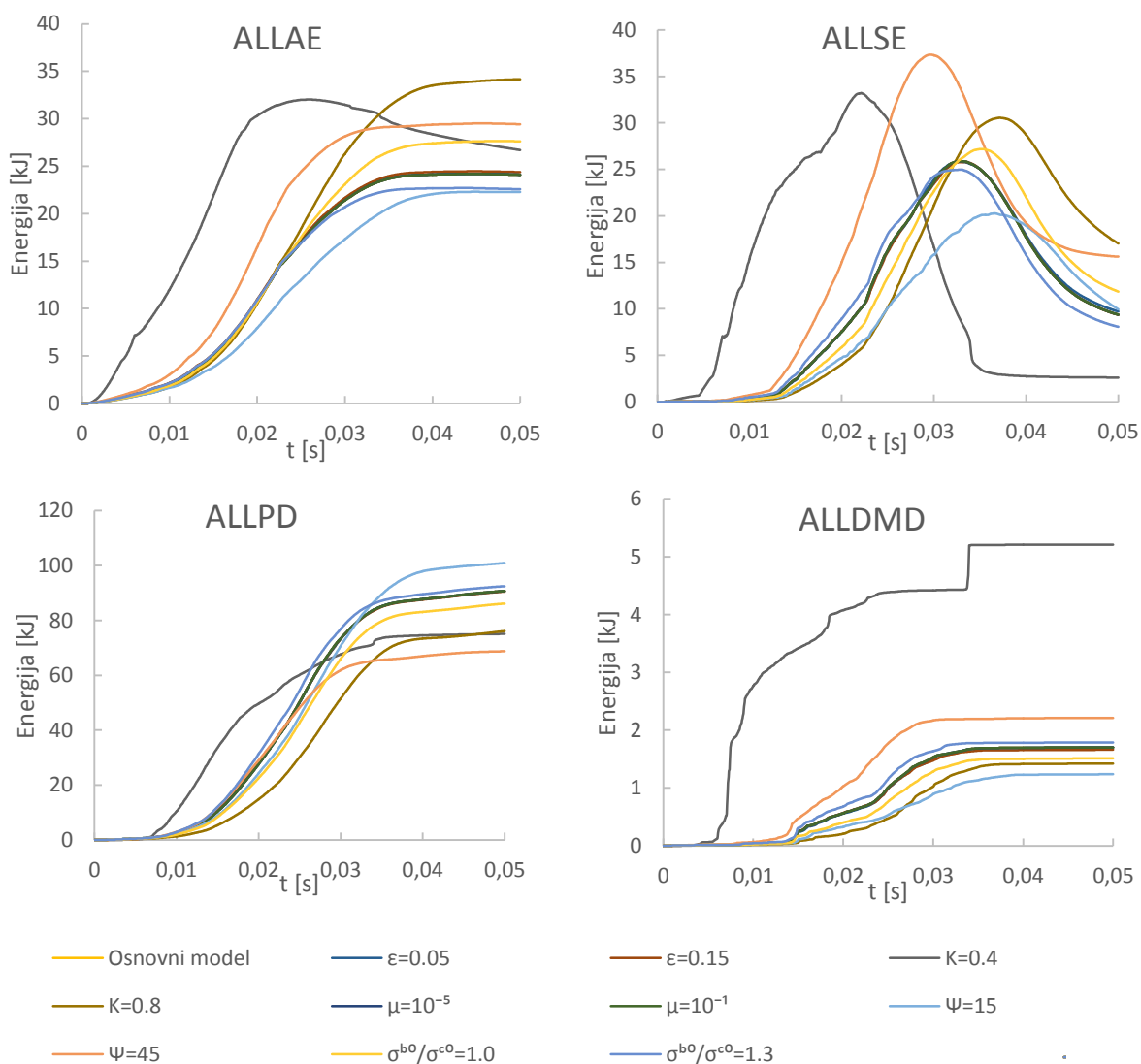


Slika 66: Celotna energija sistema za model padca zabojnika pri različnih faktorjih modela CDP

Stabilnost sistema je tudi v primeru padca dobra pri vseh vrednostih parametrov. Manjši skok, ki je viden na grafu slike 66, predstavlja manj kot 0,01 % vrednosti celotne energije. Večji vpliv na energijo sistema ima v tem primeru parameter K , krivulja pri vrednosti $K = 0,4$ nekoliko zaniha, spremenijo se tudi oblike potekov ostalih energij (slike 67, 68 in 69).

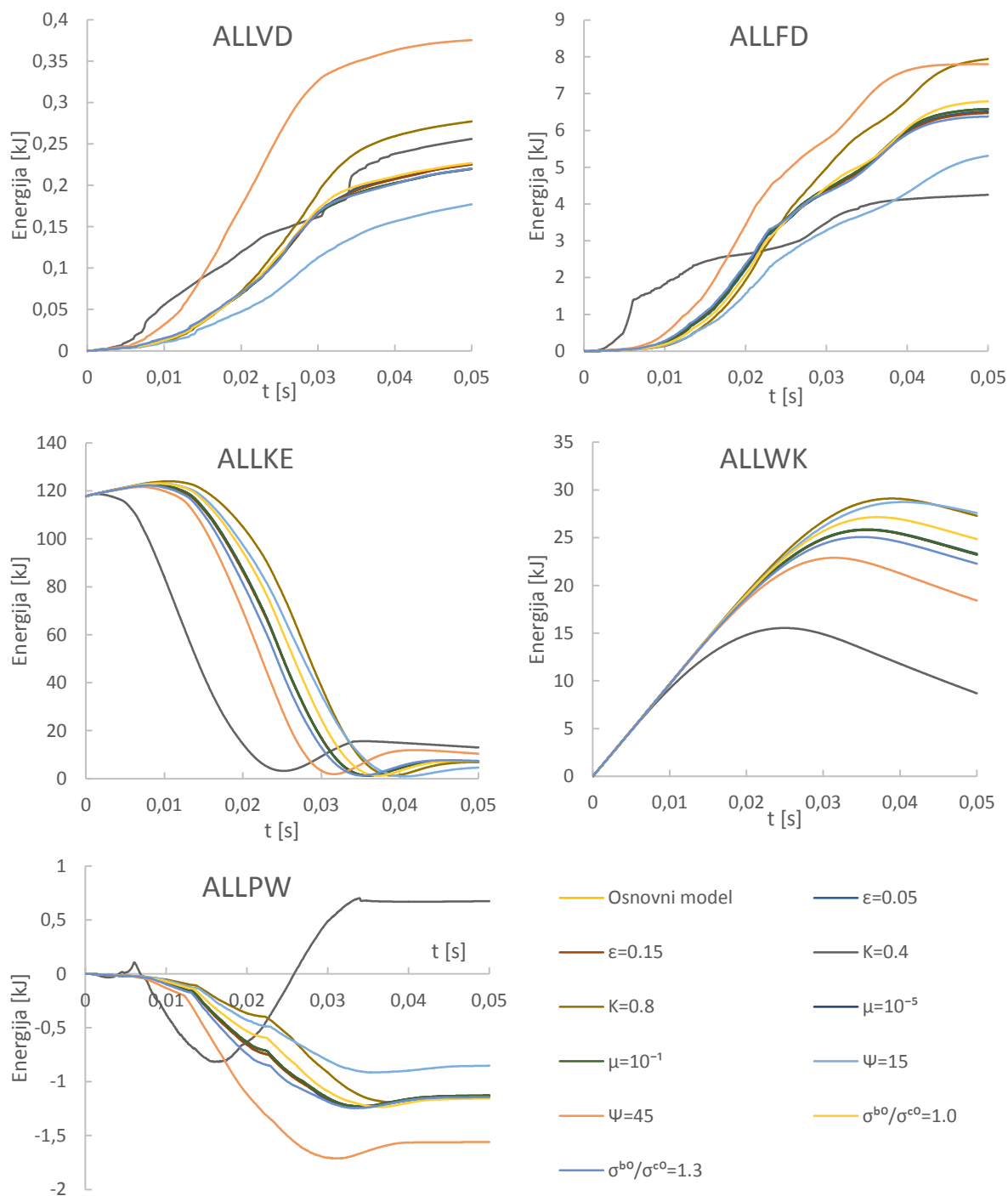


Slika 67: ALLIE za model padca zabojnika pri različnih faktorjih modela CDP



Slika 68: Deformacijske energije za model padca zabojnika pri različnih faktorjih modela CDP

Iz slik 68 in 69 je razvidno, da je model padca veliko bolj občutljiv na spremembe kot model zvrnitve.



Slika 69: Potek ostalih energij za model padca zabojnika pri različnih parametrih modela CDP

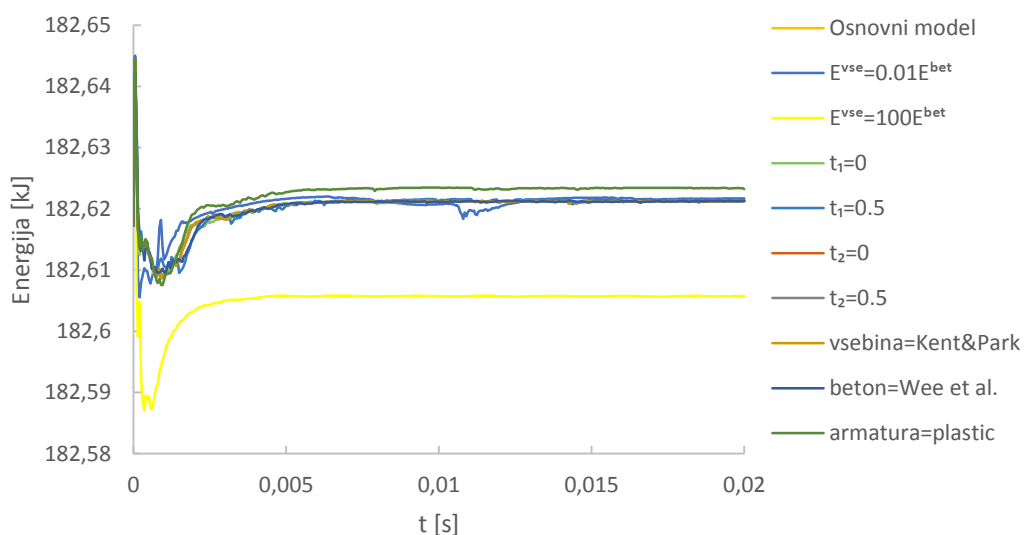
Spreminjanje parametra K močno vpliva na odziv sistema, energijska krivulja ima namreč drugačno obliko ob vrednosti faktorja $K = 0,4$. Vse ostale spremembe parametrov na rezultat ne vplivajo odločilno.

5.2 Vpliv materiala in trenja

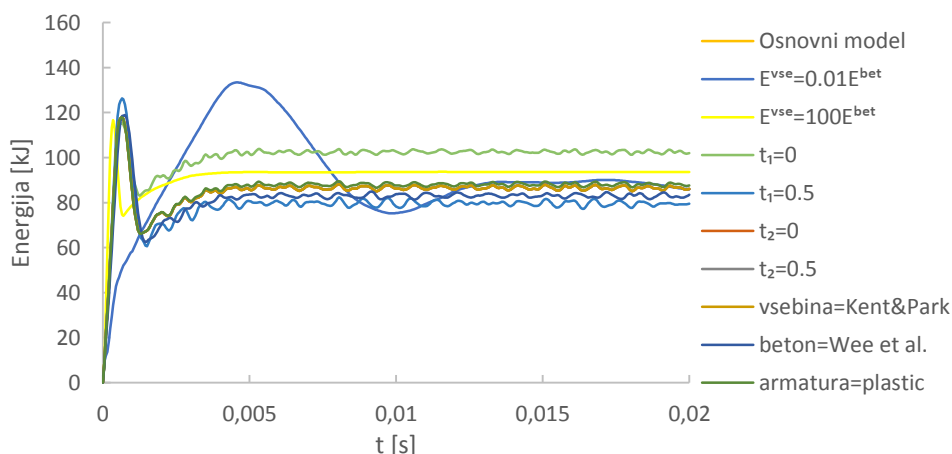
V tem delu smo preverjali vpliv modeliranja armature, vsebine, betona v obodu zabojnika ter interakcije med slednjima:

- vsebino smo najprej modelirali kot elastičen material, ki smo mu spreminjali elastični modul ($E^{vse} = 0,01E^{bet}$ in $E^{vse} = 100E^{bet}$), nato pa smo za bolj natančen račun vsebino modelirali še z enakim modelom, kot je uporabljen za opis betona v stenah zabojnika (vsebina = Kent&Park);
- za opis betona v stenah je v osnovnem modelu uporabljen model Kent&Park, preverili smo še vpliv uporabe modela Wee et al. (beton = Wee et al.);
- v osnovnem modelu smo predpostavili koeficient trenja med steno in vsebino (t_1) ter med zabojsnikom in tlemi (t_2) $k_t = 0.1$. Preverili smo občutljivost modela na spremembe faktorja na vrednosti $k_t = 0$ oziroma $k_t = 0,5$;
- armaturo smo v osnovnem modelu modelirali kot elastičen, v bolj natančnem modelu pa kot elastoplastičen material (armatura = plastic). Oba modela sta predstavljena v poglavju 2.4.2.

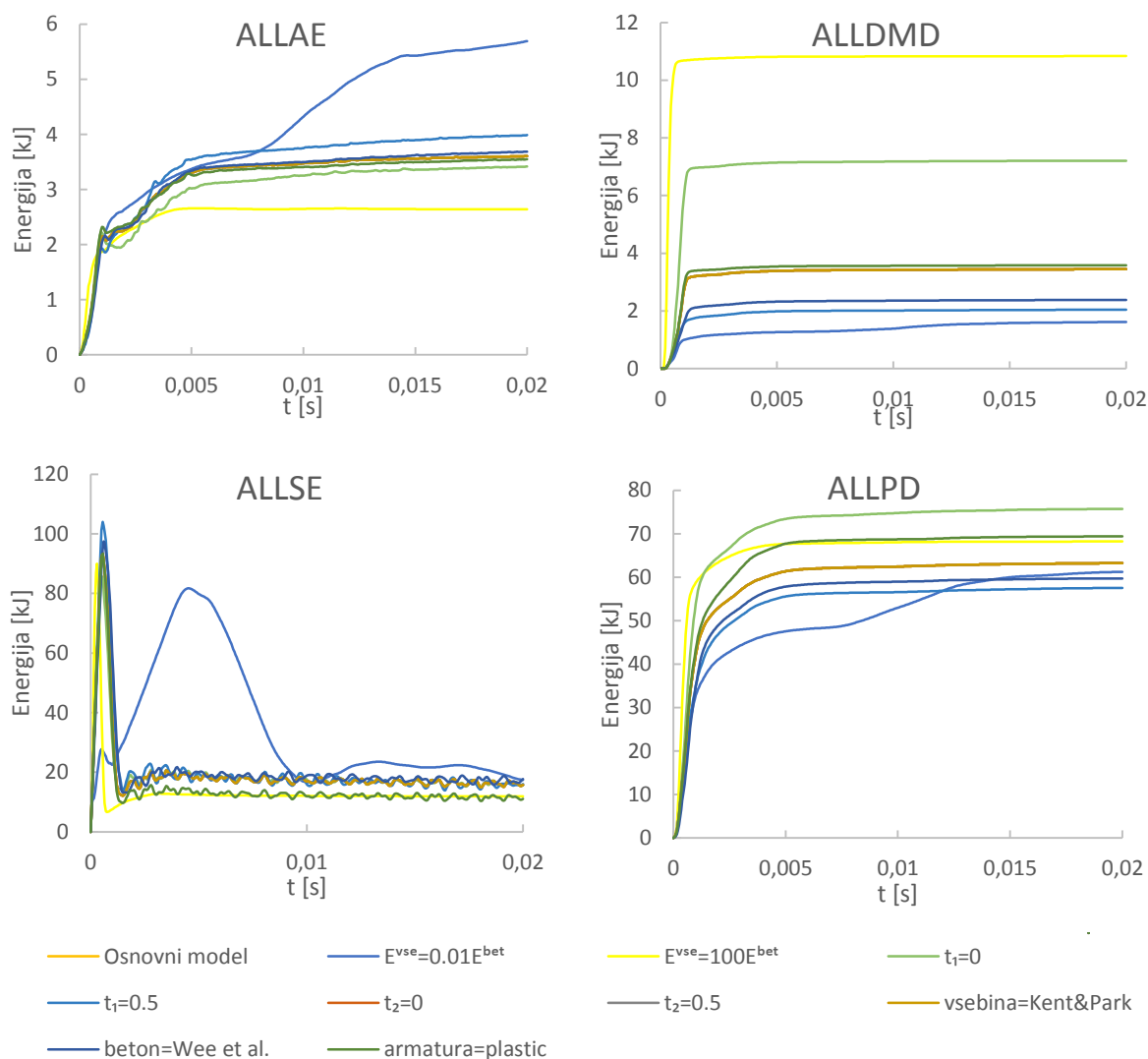
5.2.1 Zvrnitev zabojnika



Slika 70: Celotna energija sistema za model zvrnitve zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja

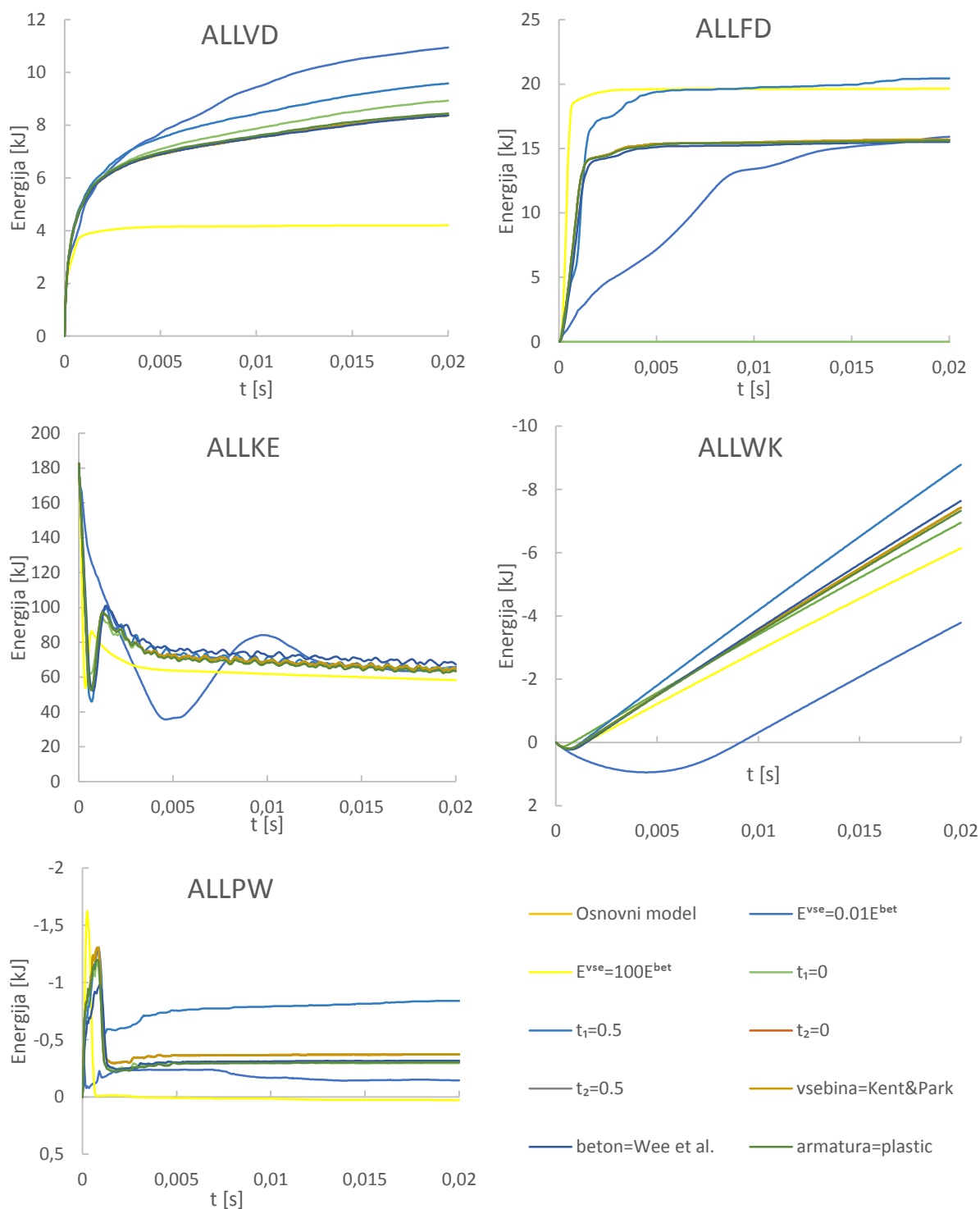


Slika 71: ALLIE za model zvrnitve zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja



Slika 72: Deformacijske energije za model zvrnitve zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja

Največji vpliv na razvoj vseh deformacijskih energij ima elastični modul vsebine. Iz grafa celotne deformacijske energije na sliki 71 je razvidno, da je ob izbiri elastičnega modula, ki je 100-krat večji od elastičnega modula betona v stenah, razvoj energije zelo konstanten, ob izbiri elastičnega modula, ki je 100-krat manjši od elastičnega modula betona, pa je nihanje energije zelo izrazito. Večji elastični modul povzroči, da se več energije sporosti v obliki poškodb (ALLDMD), manj pa je potrebno umetne energije (ALLAE).

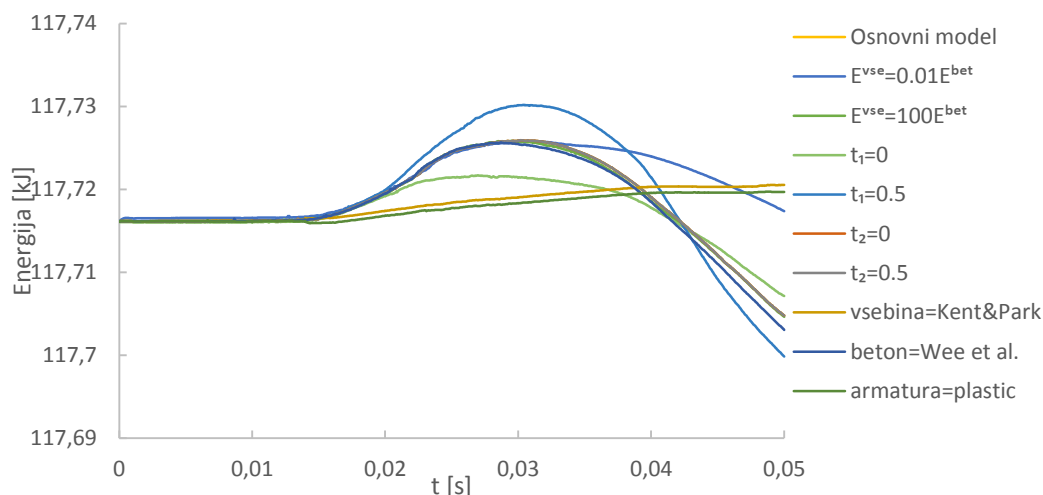


Slika 73: Potek ostalih energij za model zvrnitve zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja

Spreminjanje koeficientov trenja opazno vpliva le na trenjsko energijo (ALLFD, slika 73) ter v manjši meri na skupno deformacijsko energijo (ALLIE, slika 71). Od ostalih parametrov ima največji vpliv na potek energij elastični modul vsebine, ki odločilno vpliva na vse energije povezane z deformacijami, hkrati pa tudi na nekatere druge.

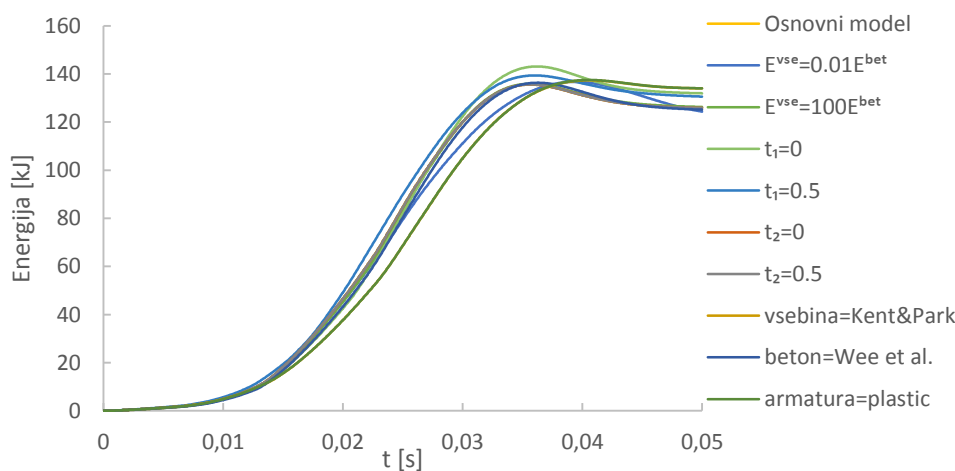
Nekoliko presenetljivo ima na rezultate zelo majhen vpliv izbran model betona (Kent&Park oziroma Wee et al.), večjega vpliva nima niti modeliranje vsebine s CDP modelom z enakimi vhodnimi podatki kot stene (Kent&Park).

5.2.2 Padec zabojnika

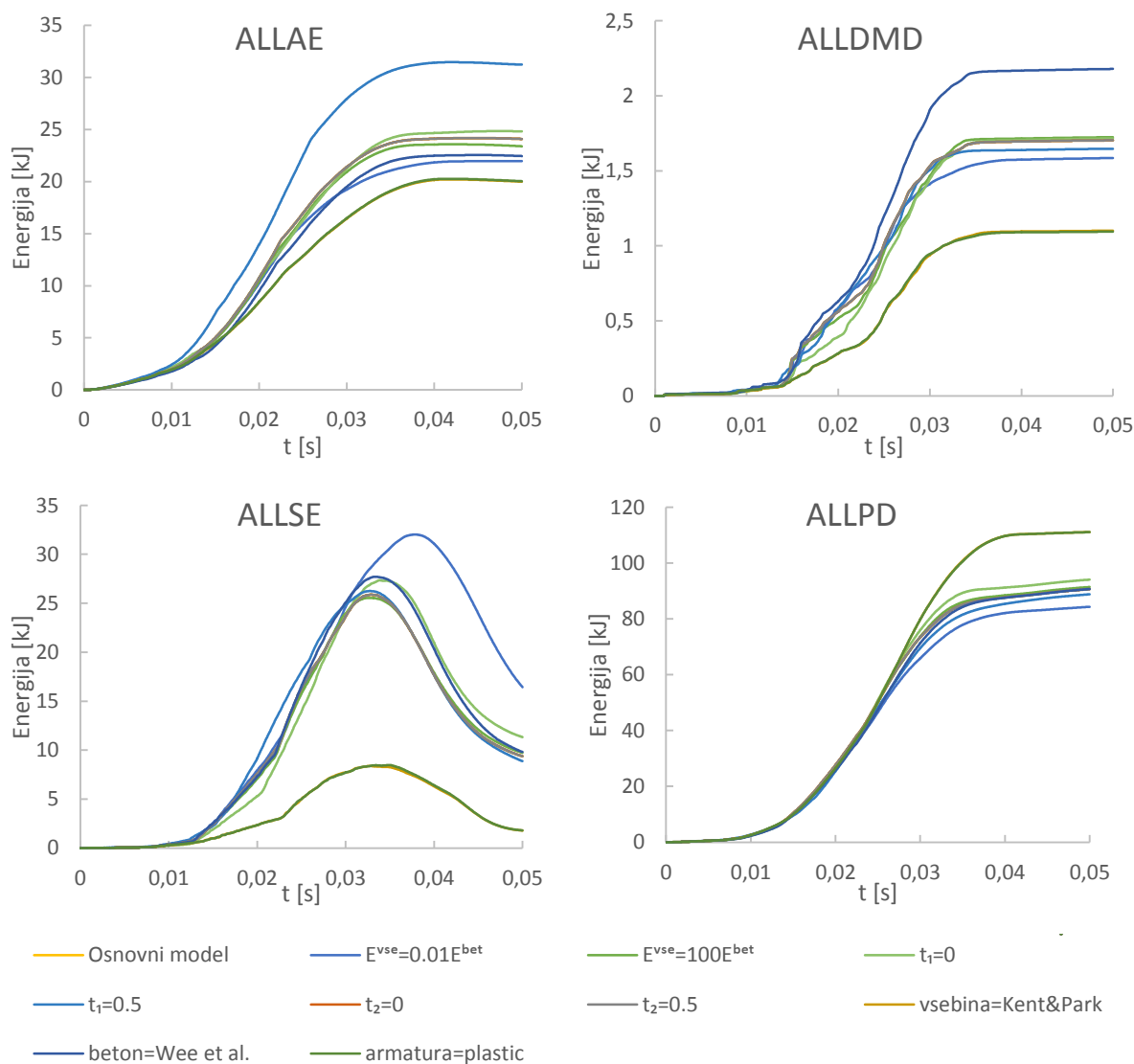


Slika 74: Celotna energija sistema za model padca zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja

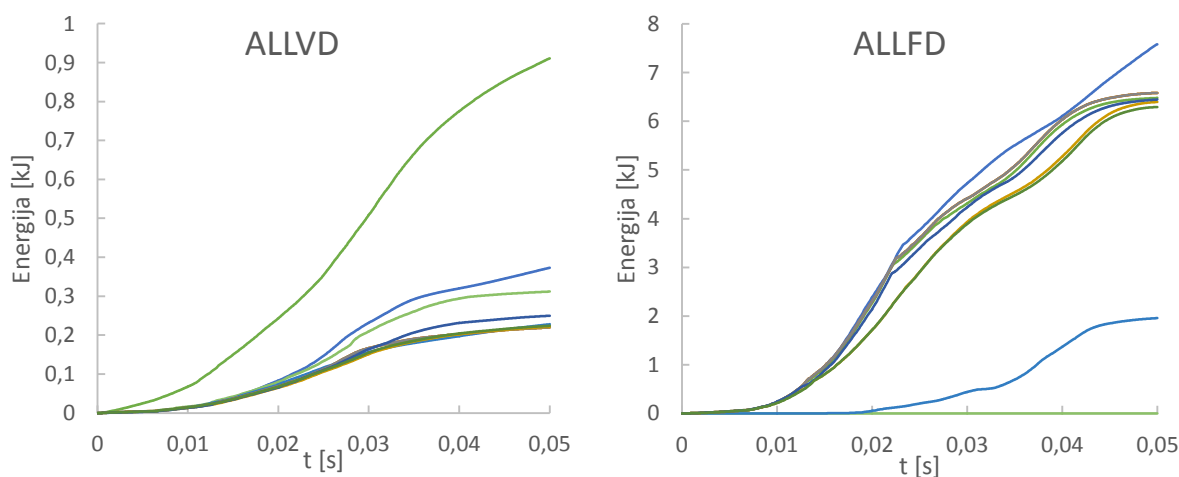
Največji vpliv na celotno energijo sistema imata način modeliranja armature in vsebine. Ob spreminjanju teh dveh parametrov se namreč skok energije občutno zmanjša v primerjavi z drugimi modeli. Shranjena elastična energija (ALLSE) se ob modeliranju armature kot elastoplastičen material ali modeliranju vsebine z modelom Kent&Park zmanjša na le 1/3 energije pri osnovnem modelu. Nasprotno pa se energija disipirana s plastično deformacijo (ALLPD) občutno poveča (slika 76).

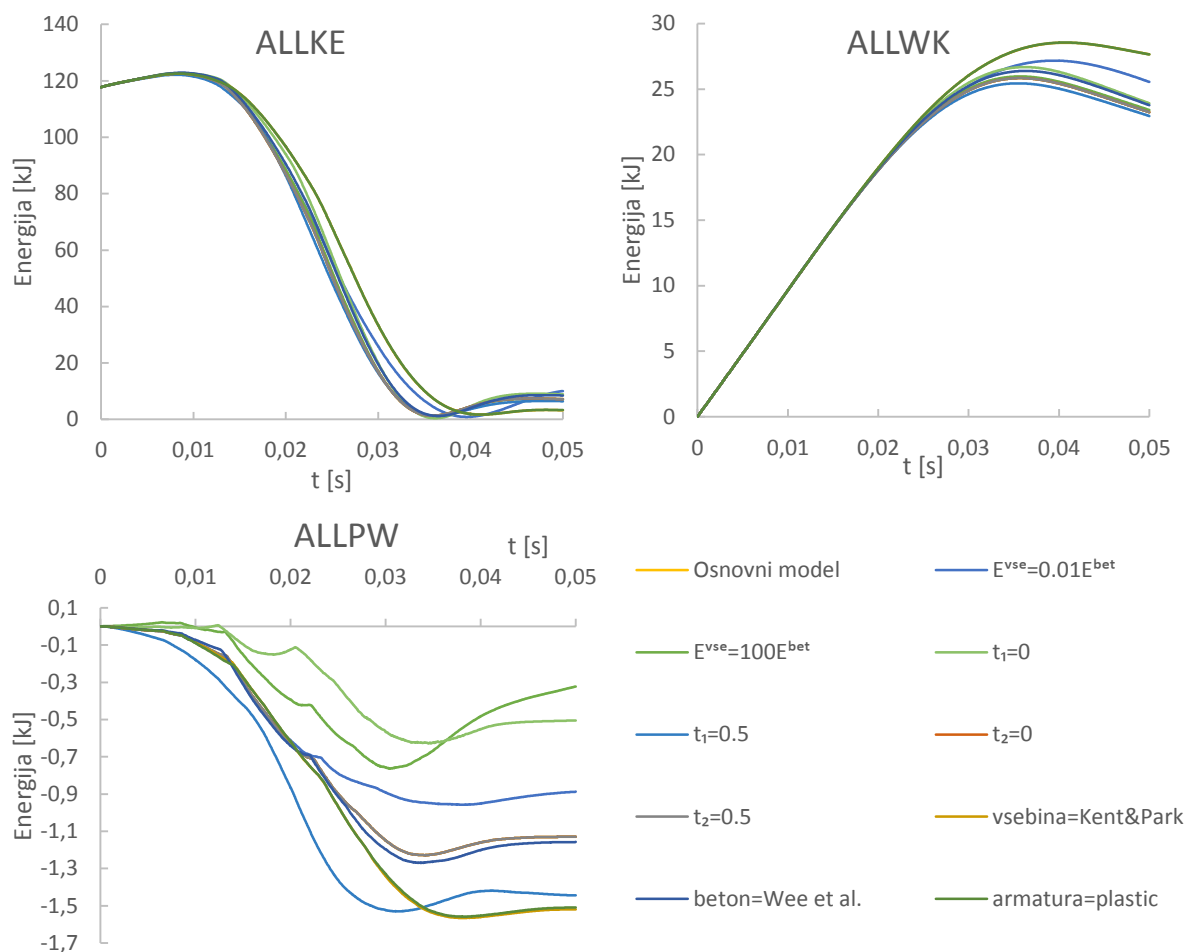


Slika 75: ALLIE za model padca zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja



Slika 76: Deformacijske energije za model padca zabojnika pri različnih parametrih materiala in trenja





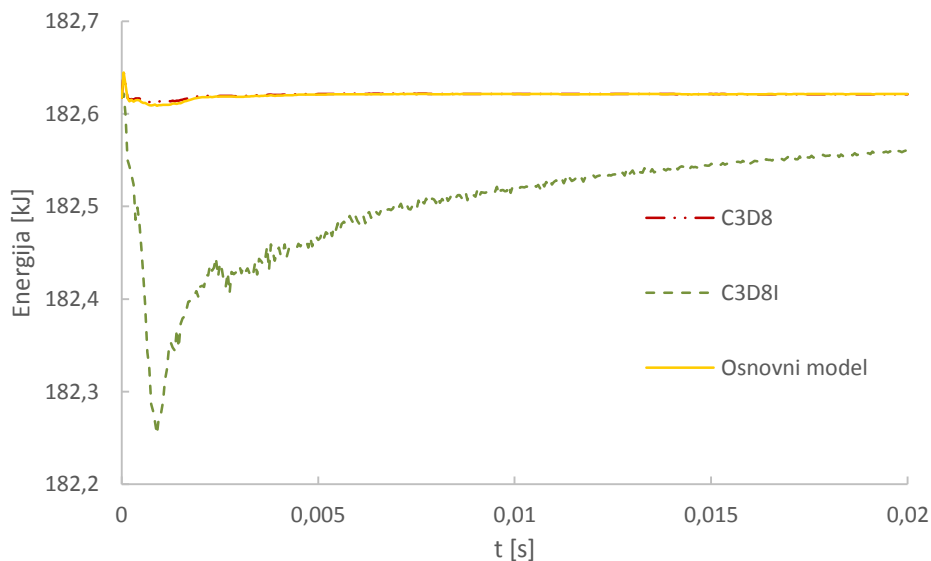
Slika 77: Potek ostalih energij za model padca zaboynika pri različnih parametrih materiala in trenja

Koeficient trenja med zaboynikom in podlago na rezultatov nima vpliva, koeficient trenja med stenami zaboynika in vsebino pa ima pričakovano vpliv na energijo zaradi trenja (ALLFD). Ob izbiri kontakta brez trenja se pričakovano ne sprosti nič trenjske energije, pri vrednosti koeficienta $t_1 = 0.5$ pa se presenetljivo sprosti manj energije zaradi trenja kot v osnovnem modelu, kjer je uporabljen koeficient z vrednostjo $t_1 = 0.1$. (slika 77). Delež energije zaradi trenja v primerjavi s skupno energijo sistema je majhen, zato je skupna energija (ETOTAL) skoraj neodvisna od te spremembe (slika 74).

5.3 Vpliv tipa končnih elementov

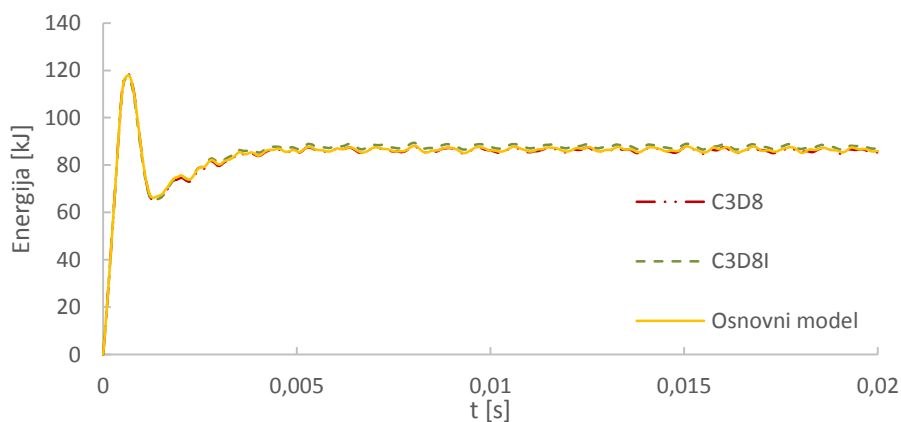
V osnovnem modelu so bili uporabljeni elementi tipa C3D8R, ki uporabljajo reducirano integracijo, torej se integracija izvede le v eni integracijski točki. Preverili smo vpliv uporabe elementov C3D8, kjer integracija poteka v osmih integracijskih točkah, ter vpliv uporabe izboljšanih elementov C3D8I, kjer je uporabljena opcija »Incompatible modes«. S tem končnemu elementu dodamo nekompatibilne deformacijske oblike, ki jih navaden element nima, ter izboljšamo njegovo možnost, da opiše obnašanje v upogibu brez dodatnih parazitnih strižnih napetosti [6]. Natančnost končnih elementov s funkcijo »Incompatible modes« je podobna natančnosti elementov drugega reda, ki imajo večje število integracijskih točk, računski čas pa je pri tem krajši.

5.3.1 Zvrnitev zabojnika

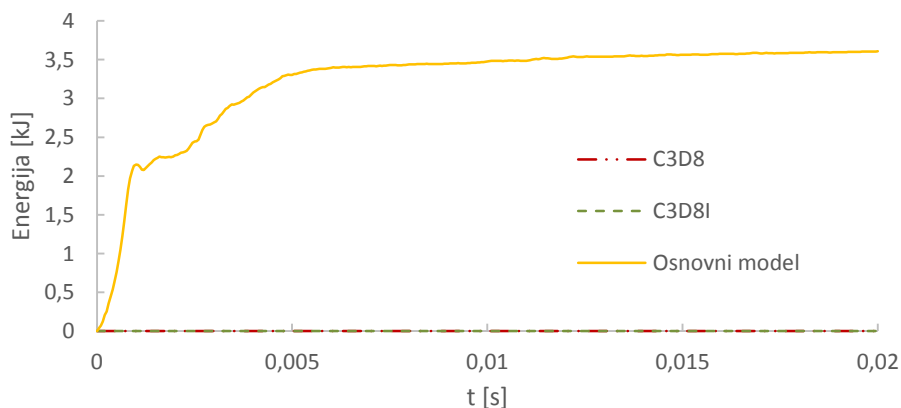


Slika 78: Celotna energija sistema za model zvrnitve zabojnika pri različnih tipih KE

Uporaba KE z »Incompatible modes« nekoliko vpliva na celotno energijo sistema (slika 78), vpliv pa vseeno ni odločilen, saj je največja razlika med osnovnim modelom in modelom s KE tipa C3D8I le 0,2 %.

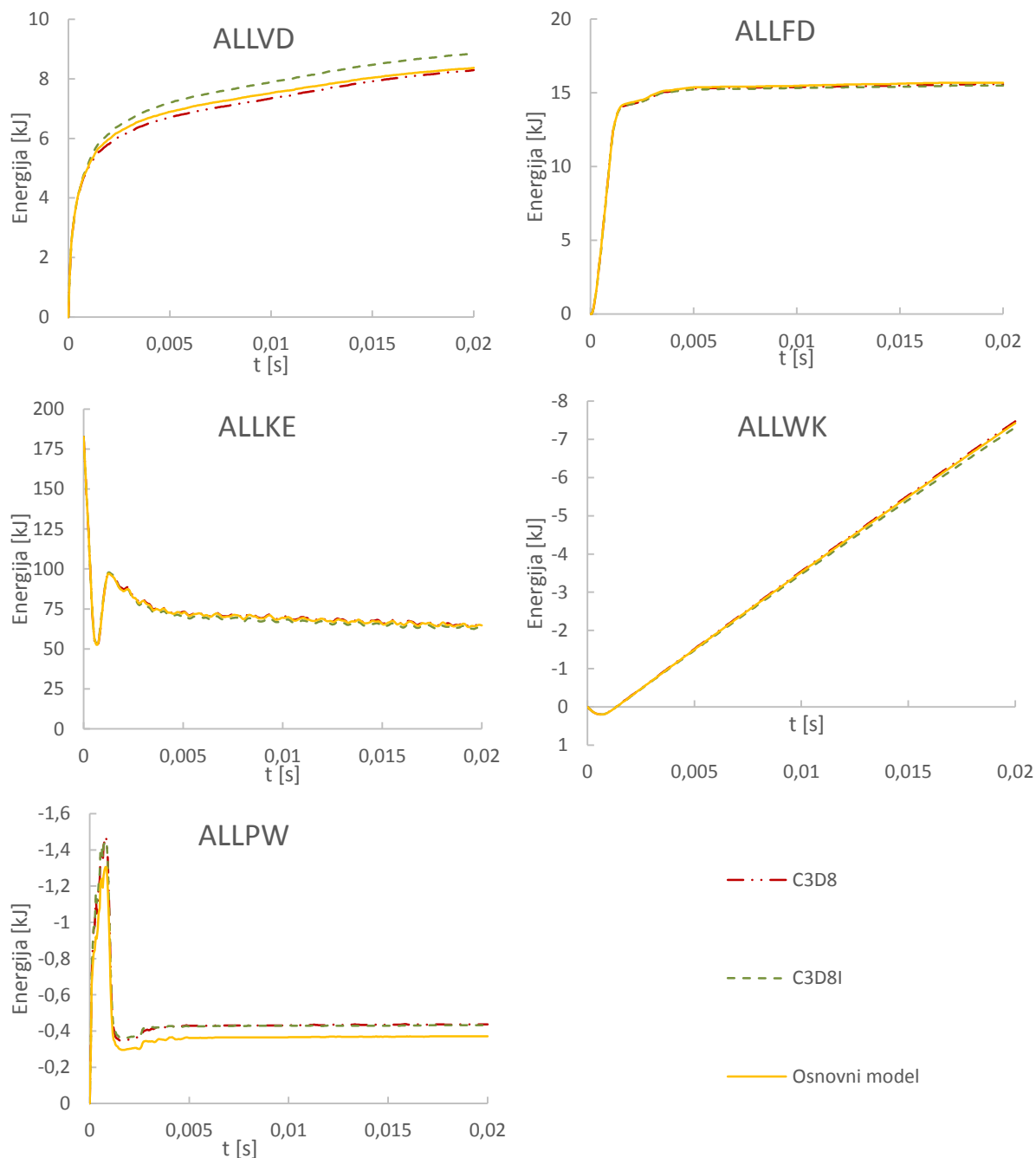


Slika 79: ALLIE za model zvrnitve zabojnika pri različnih tipih KE



Slika 80: ALLAE za model zvrnitve zabojnika pri različnih tipih KE

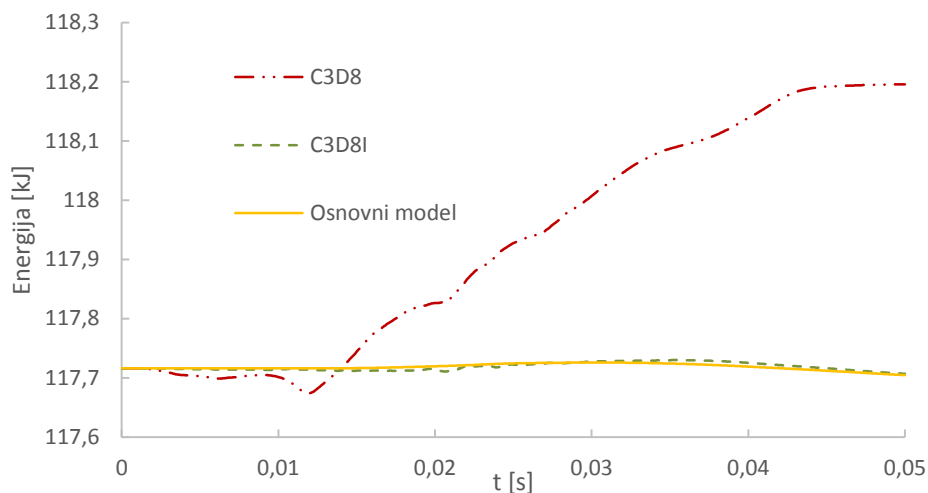
ALLAE je le za primer z uporabo KE tipa C3D8R različen od nič. Pri nereduciranih KE (C3D8 in C3D8I) umetna kontrola »hourglass« efekta ni potrebna, zato je ta energija enaka nič (slika 80). ALLAE je tudi pri KE z reducirano integracijo C3D8R majhen glede na ETOTAL. Zato je tudi celotna deformacijska energija (ALLIE) skoraj enaka za vse primere, torej neodvisna od vrste končnih elementov (slika 79).



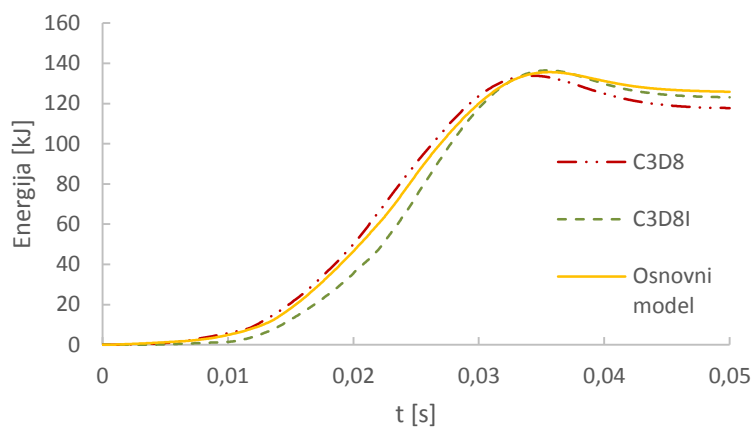
Slika 81: Potek ostalih energij za model zvrnitve zabojnika pri različnih končnih elementih

5.3.2 Padec zabojnika

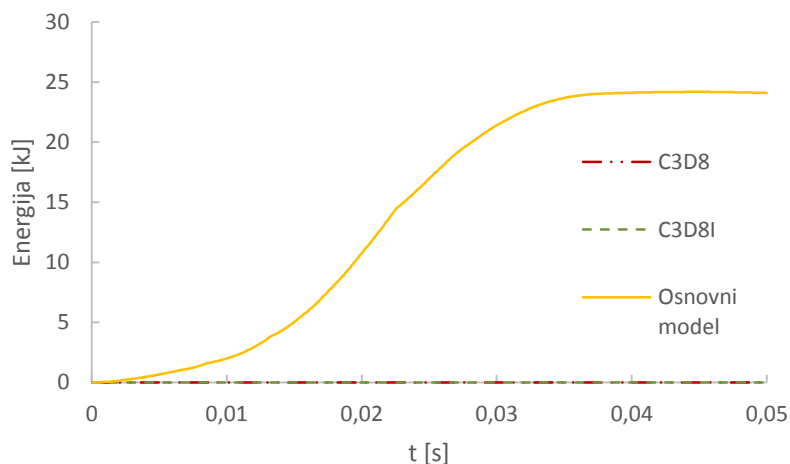
Model padca je bolj občutljiv na uporabo KE tipa C3D8, tudi tu pa je odstopanje od osnovnega modela manjše od 0,4 %.



Slika 82: Celotna energija sistema za model padca zabojnika pri različnih tipih KE

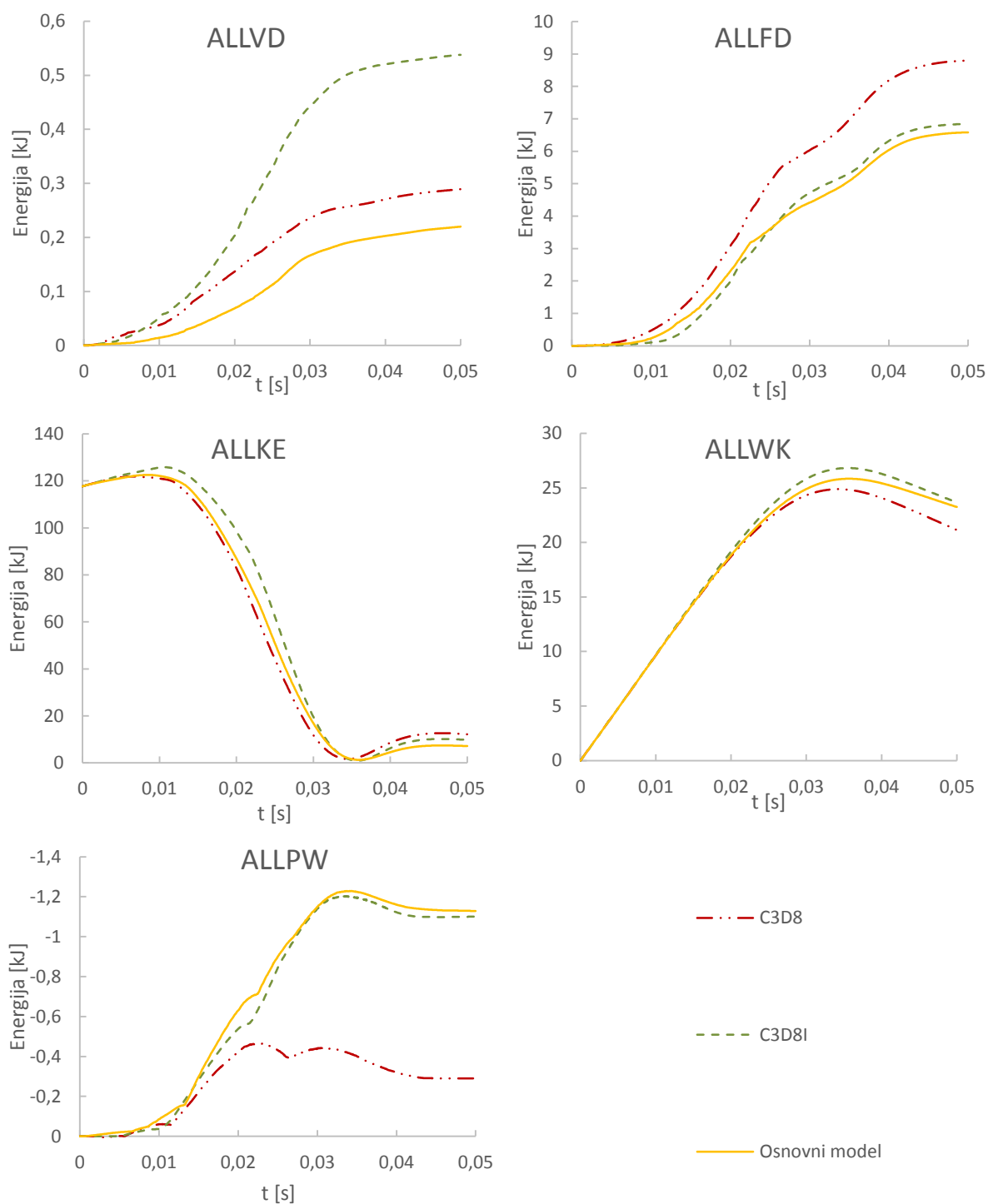


Slika 83: ALLIE za model padca zabojnika pri različnih tipih KE



Slika 84: ALLAE za model padca zabojnika pri različnih tipih KE

ALLAE je le za primer z uporabo C3D8R različen od nič. Pri nereduciranih KE (C3D8 in C3D8I) je ta energija enaka nič (slika 84). ALLAE je pri padcu zabojnika (KE C3D8R) nekoliko večja kot pri zvrnitvi zabojnika (KE C3D8R), kar se nekoliko pozna tudi pri skupni deformacijski energiji (ALLIE, slika 83).



Slika 85: Potek ostalih energij za model padca zabojnika pri različnih končnih elementih

Model padca je bolj občutljiv na spremembe tipa KE (slika 85), nobena sprememba pa ne vpliva odločilno na končni rezultat, saj na celotno energijo sistema ne vplivajo v veliki meri.

5.4 Zaključki

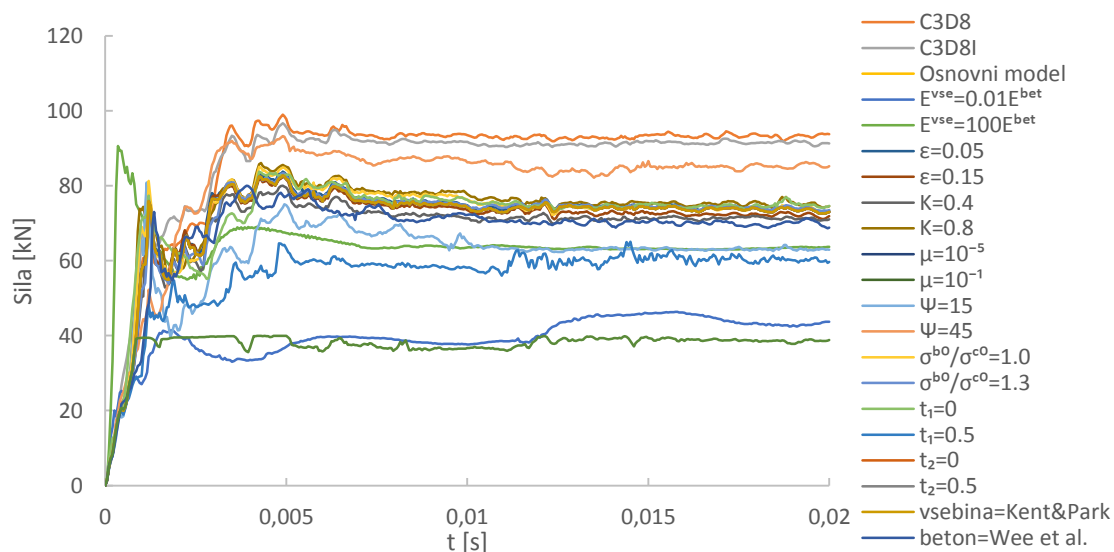
Iz rezultatov lahko vidimo, da sta modela zvrnitve in padca različno občutljiva na spremembe nekaterih parametrov. Za oba modela lahko sicer rečemo, da nista močno občutljiva na spremembe, saj nobena od izvedenih sprememb ni povzročila večje razlike v celotni energiji sistema.

Parametra, ki v večji meri vplivata na rezultate, sta elastični modul vsebine ter trenje med vsebino in zabojnikom. Nekoliko manj na rezultate vplivata način modeliranja armature (elastičen ali elastoplastičen material) ter vsebine (elastičen material ali model CDP).

Uporaba različnih tipov končnih elementov na rezultate ne vpliva v veliki meri, so pa ti gotovo bolj natančni, če so uporabljeni končni elementi brez reducirane integracije. Prednost KE z reducirano integracijo je predvsem krajši računski čas, kar pa v obravnavanih modelih ni velik problem, saj je bil povprečni čas računa za model padca 75 min, za model zvrnitve pa 15 min. Ob uporabi KE C3D8, brez reducirane integracije, se je računski čas povečal na cca. 100 min za model padca in 25 min za model zvrnitve.

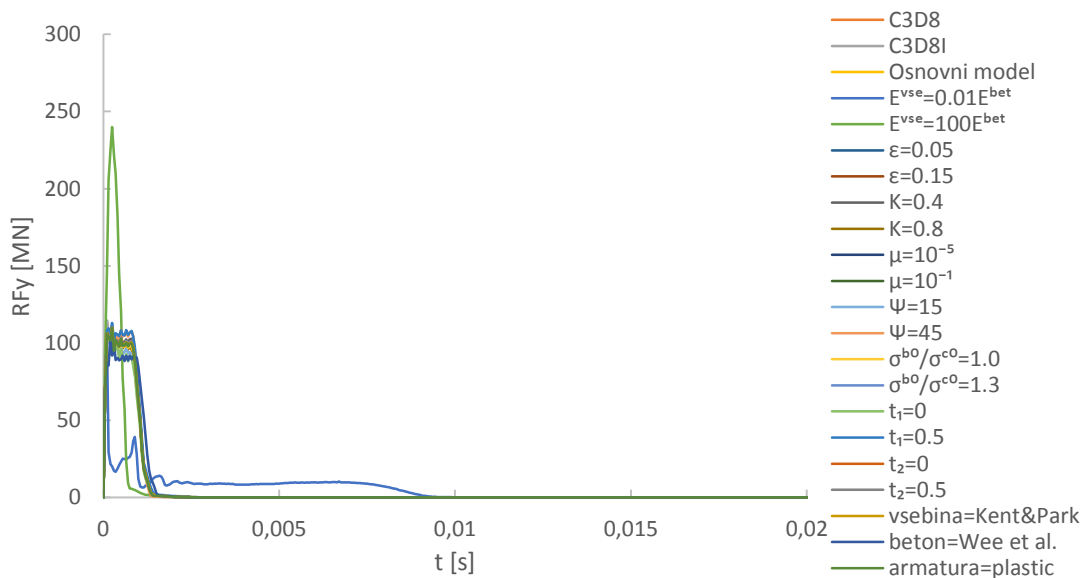
Parametri modela CDP, razen izjem (parameter K v modelu padca), na rezultate vplivajo minimalno. Spreminjanje vrednosti, da bi odstopale od predlaganih osnovnih, je v tej fazi modeliranja zato nesmiselno.

Da lahko še drugače vidimo vpliv parametrov na rezultate, smo v analizi spremljali tudi osno silo v armaturi na stiku pokrova in sten zabojnika. Razlika med numeričnimi modeli z različnimi parametri je tu bolj opazna kot iz poteka energije. Za model zvrnitve, kjer so obremenitve armature večje, so spremembe zelo očitne (slika 86), potrdimo pa lahko zgoraj navedene trditve, saj na rezultate najbolj vpliva modeliranje armature z elastoplastičnim modelom, čemur sledijo elastičen modul vsebine, trenje med zabojnikom in vsebino ter nekoliko manj tip KE. Največja sila se v armaturi pojavi ob uporabi nereduciranih KE tipa C3D8, najmanjša pa pričakovano ob modeliranju elastoplastične armature, ki se plastificira, oziroma ob modeliranju vsebine z elastičnim modulom, ki je stokrat manjši od elastičnega modula betona v stenah.

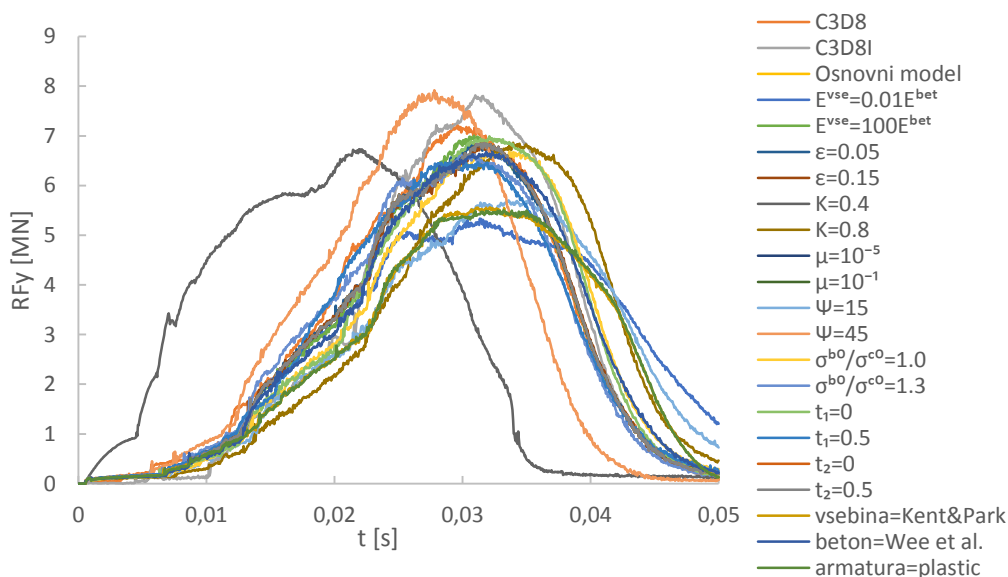


Slika 86: Vpliv spremembe parametrov na ovojnico osnih sil v stremenih, ki potekajo čez vez pokrova s steno za model zvrnitve

Na slikah 87 in 88 je prikazan vpliv spreminjanja parametrov na reakcijsko silo $RF Y$, ki deluje na podlago ob trku. Iz teh grafov je razvidno, da gre za zelo različna modela, saj je model zvrnitve močno občutljiv na spremembo elastičnega modula vsebine, reakcijska sila v modelu padca pa na to spremembo ni posebej občutljiva. Na spremembe ostalih parametrov je reakcijska sila v obeh numeričnih modelih približno enako občutljiva. Večji vpliv na reakcijo v modelu padca imata le uporabljen tip KE in parameter modela CDP, K .



Slika 87: Vpliv spremembe parametrov na reakcijsko silo $RF Y$ za model zvrnitve



Slika 88: Vpliv spremembe parametrov na reakcijsko silo $RF Y$ za model padca

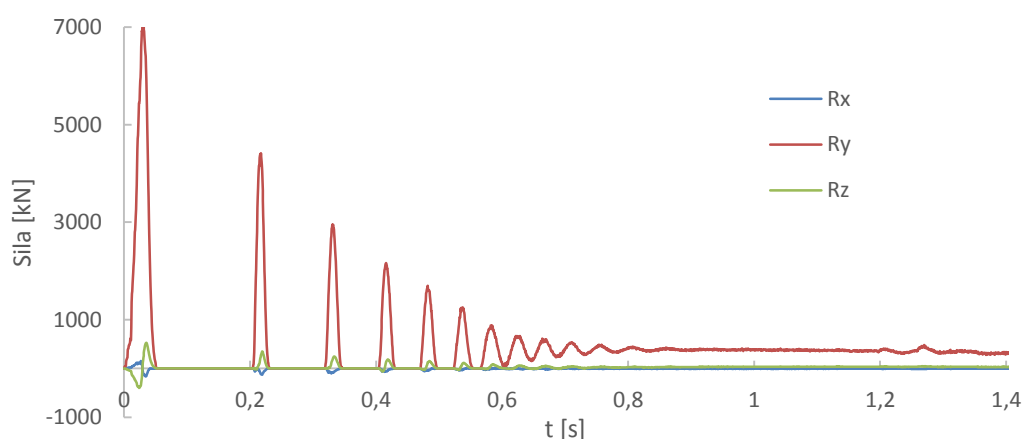
6 ZAKLJUČEK

V magistrskem delu smo iskali odgovor na vprašanje ali je uporabljen numerični model zabojnika primerno zasnovan ter v kakšni meri na rezultate analize vpliva spreminjanje različnih parametrov, o vrednosti katerih ne moremo biti povsem gotovi. Glavna ugotovitev je, da sta oba numerična modela, zvrnitev in padec, zelo stabilna in neobčutljiva na manjše spremembe vhodnih parametrov, ki smo jih prikazali v delu.

Materialni model betona »Concrete damage plasticity«, ki je uporabljen v modelu, smo preučili in izvedli nekaj numeričnih testov na podlagi katerih smo ugotavljali kako se tak material obnaša pod preprosto obremenitvijo. Konstitutivna teorija v ozadju modela je sicer zelo kompleksna, zato se v okviru tega dela nismo posvetili vsem detajlom, kar bi zahtevalo precej več časa, kot je namenjenega izdelavi zaključnega dela.

Iz rezultatov analize osnovnih modelov lahko jasno vidimo, da gre za dva zelo različna odziva, od katerih je kritičen model zvrnitve, ki ga navodila ADR sicer ne predpisujejo. V okviru parametrične študije smo nato spreminjali le parametre, za katere smo predvidevali, da bodo imeli vpliv na rezultate. Na končne rezultate imajo gotovo vpliv tudi nekateri parametri, ki jih tu nismo obravnavali. En takih je krivulja faktorjev poškodovanosti, kateri smo predpostavili potek, za katerega ne moremo biti gotovi, da je pravilen, saj je bila določena izkustveno.

Rezultati analiz gotovo niso povsem natančni tudi iz vidika, da je podlaga modelirana kot povsem togo telo. Navodila za izvedbo testov po ADR ne določajo točno zahtevane togosti podlage, podana je le zahteva, da so tla ravna, horizontalna površina, katere togost se ob padcu ne spremeni do take mere, da bi to vplivalo na poškodovanost testnega primerka. V realnem eksperimentu bo zabojniki verjetno padel na jeklena ali betonska tla, ki bodo gotovo absorbirala del šoka, zaradi česar bo poškodovanost zabojnika manjša.



Slika 89: Reakcijske sile pri daljši analizi numeričnega modela padca zabojnika

Vprašanje, ki se poraja, je tudi, ali model padca zabojnika na vogal zajame dovolj dolg časovni korak. Po padcu na vogal se zabojniki namreč najprej nekajkrat odbije, nato pa začne prevračati, kar smo preverili v nekoliko daljši analizi (slika 89). Ob zvrnitvi na tla se nato poškodbe, ki se pojavijo ob padcu

na vogal, gotovo še povečajo. Zaradi računske zahtevnosti modela nam analize sicer ni uspelo pognati do časa, kjer bi se zabojniki popolnoma prevrnili, so pa te poškodbe so verjetno primerljive s poškodbami v numeričnem modelu zvrnitve.

Tretja velika neznanka v modelu je vsebina zabojnika. Za bolj natančne rezultate analize bi morali vsebino modelirati vključno z jeklenimi sodi in njihovo vsebino. Kot je vidno iz rezultatov parametrične študije, ima namreč vsebina zabojnika zelo velik vpliv na končni odziv. Izdelava takega modela predvidoma ne bi vzela veliko časa, se pa tu porajajo nova vprašanja, kot je na primer, s kakšnim modelom zajeti obnašanje radioaktivne vsebine ipd.

Ob izvedeni simulaciji je torej še vedno odprtih kar precej vprašanj, ki niso vsa enostavno rešljiva. Eksperiment padca je drag, zato je čim več odgovorov potrebno dobiti že pred njegovo izvedbo. Pri rezultatih, kakršni so prikazani v tem delu, ne moremo z gotovostjo trditi, ali bi zabojniki test ustrezno prestopili ali ne. Potreben je temeljit razmislek, ali je taka zasnova zabojnika sploh ustrezna ali jo je potrebno spremeniti, kar pa presega obseg tega dela.

Ker test padca še ni bil izveden, je zelo težko potrditi ustreznost numeričnega modela. Če bo test izveden z zabojniki obravnavane zasnove, bo potrebno primerjati rezultate ter ugotoviti, ali numerični model realno opiše stanje.

VIRI

- [1] Agencija za radioaktivne odpadke. Odlagališče nizko- in srednjeradioaktivnih odpadkov – predstavitevni video
<https://www.youtube.com/watch?v=bsJdnrfHpwE> (Pridobljeno 16. 8. 2016.)
- [2] Zakon o prevozu nevarnega blaga (ZPNB). Uradni list RS št. 33/2006.
- [3] United Nations Economic Commission for Europe Committee on Inland Transport. 2014. European Agreement Concerning the International Carriage of Dangerous Goods by Road. New York: 1254 str.
- [4] Abaqus Analysis Manual. 2011. Providence, Dassault Systemes.
- [5] Abaqus CAE Manual. 2011. Providence, Dassault Systemes.
- [6] Abaqus Theory Manual. 2011. Providence, Dassault Systemes.
- [7] Felippa, C. A., Park, K. C. Synthesis Tools for Structural Dynamics and Partitioned Analysis of Coupled Systems. Boulder: str. 32–35.
- [8] Universität Karlsruhe. 1991. Explicit Time Integration and Contact Simulations for Thin Sheet Metalforming. Karlsruhe: str. 9–12.
- [9] Fajfar, P. 1984. Dinamika gradbenih konstrukcij. Ljubljana, Univerza Edvarda Kardelja v Ljubljani, Fakulteta za arhitekturo, gradbeništvo in geodezijo: 550 str.
- [10] Zoubek, B. 2015. Vpliv stikov na potresni odziv montažnih armiranobetonskih konstrukcij. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (Mentorica Isaković, T.)
- [11] SIST EN 1992-1-1:2005. Evrokod 2: Projektiranje betonskih konstrukcij – 1-1. del: Splošna pravila in pravila za stavbe.
- [12] Mehta, K.P., Monteiro, P. J. M. 2006. Concrete. Microstructures, Properties and Materials. Tretja izdaja. New York idr. McGraw-Hill: 684 str.
- [13] Material modeling Carstensen, J. V. 2011. Material modeling of reinforced concrete at elevated temperatures. Master Thesis. Copenhagen, Technical University of Denmark, Department of Civil Engineering.
- [14] Begum, M., Driver, R. G., Elwi, A. E. 2007. Numerical simulations of the behaviour of partially encased composite column. Structural Engineering Report No. 269. Alberta, Canada, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Alberta.

- [15] Čermelj, B. 2015. Potresna odpornost varjenih spojev prečka-steber v hibridnih pomičnih in zavetrovanih okvirih. = Seismic resistance of welded beam-to-column connections in hybrid moment and braced frames. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (Mentor Beg, D.)
- [16] Li, Q. B., Ansari, F. 2000. High-strength concrete in uniaxial tension. *Aci Materials Journal*, 97, 1: 49–57.
- [17] Kent, C., Park, R. 1971. Flexural members with confined concrete. *Journal of structural division, ASCE*. 7: 1969–1990.
- [18] Wee, T. H., Chin, M. S., Mansur, M. A. 1996. Stress-Strain Relationship of High-Strength Concrete in Compression. *Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE*. 8 (2): 70–76.
- [19] Iman, F., Mohd, H. O., Ali, F. N., idr. 2014. Correlation between Engineering Stress-Strain and True Stress-Strain Curve. *American Journal of Civil Engineering and Architecture*. 2, 1:53–59.