

Univerza
v Ljubljani
Fakulteta
*za gradbeništvo
in geodezijo*

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



Univerzitetni program Gradbeništvo,
Konstrukcijska smer

Kandidat:

Jurij Žejn

Simulacija porušitve Trimo sendvič panelov zaradi gubanja pločevine

Diplomska naloga št.: 3021

Mentor:

izr. prof. dr. Boštjan Brank

Somentor:

Bojan Jarec

Ljubljana, 26. 6. 2008

IZJAVA O AVTORSTVU

Podpisani JURIJ ŽEJN izjavljam, da sem avtor diplomske naloge z naslovom:
»SIMULACIJA PORUŠITVE TRIMO SENDVIČ PANELOV ZARADI GUBANJA
PLOČEVINE«.

Izjavljam, da se odpovedujem vsem materialnim pravicam iz dela za potrebe elektronske
separatoteke FGG.

Ljubljana, 13.6. 2008

IZJAVE O PREGLEDU NALOGE

Nalogo so si ogledali učitelji konstrukcijske smeri:

BIBLIOGRAFSKO – DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK: 624.073(043.2)

Avtor: Jurij Žejn

Mentor: izr. prof. dr. Boštjan Brank

Somentor: univ. dipl. inž. str. Bojan Jarc

Naslov: Simulacija porušitve Trimo sendvič panelov zaradi gubanja pločevine

Obseg in oprema: 97 str., 31 pregl., 73 sl.

Ključne besede: Trimo sendvič paneli, porušitev zaradi gubanje pločevine, numerična simulacija, kohezivni končni elementi

Izвлеček

Diplomsko delo obravnava numerično simulacijo eksperimentalnih preizkusov na Trimo sendvič ploščah (panelih). Paneli imajo sredico iz mineralne volne, skorjo pa iz rahlo profilirane pločevine. Preizkuse so izvedli na Zavodu za gradbeništvo Slovenije. Njihov namen je bil določiti silo (obtežbo), pri kateri pride do porušitve panelov zaradi gubanja pločevine. Pločevina panela se naguba, ko pride do razslojevanja (delaminacije) med volno in pločevino in se pločevina, ki je tlačena, ukloni. Na kratko je opisan eksperimentalni preizkus; povzeti so tudi nekateri eksperimentalni rezultati. Numerična simulacija je bila izvedena po nelinearni metodi končnih elementov s programom ABAQUS. Predstavljeni so končni elementi, ki jih izberemo za obravnavo problema, še posebej kohezivni končni elementi, s katerimi modeliramo obnašanje stika med jedrom in skorjo. Numerični model pripravimo s pomočjo rezultatov eksperimentov na panelu tipa FTV 60. Najprej se odločimo za nek osnovni model, nato pa postopno spreminjamo parametre, ki jih ne poznamo dovolj dobro, z namenom, da bi iz primerjave z eksperimentom ocenili njihove vrednosti in velikost njihovega vpliva na rezultate. Na ta način pridemo do »optimalnega« modela. Pri tem ugotovimo, da je ključnega pomena dobro poznavanje materialnih lastnosti jedra in strižne nosilnosti stika med jedrom in plaščem. Z izbranim modelom naredimo simulacijo eksperimentalnega preizkusa še za panela tipa FTV 120 in FTV 200. Rezultati simulacij pri vseh treh panelih odstopajo do 10% od eksperimentalnih rezultatov, kar je vsekakor zelo dobro, glede na dejstvo, da so tudi pri samih preizkusih precejšnja razhajanja pri meritvah.

BIBLIOGRAPHIC – DOCUMENTALISTIC INFORMATION

- UDC:** 624.073(043.2)
- Author:** Jurij Žejn
- Supervisor:** izr. prof. dr. Boštjan Brank
- Cosupervisor:** univ. dipl. inž. str. Bojan Jarc
- Title:** Failure analysis of Trimo sandwich panels due to face wrinkling
- Notes:** 97 p., 31 tab., 73 fig.
- Key words:** Trimo sandwich panels, wrinkling failure, numerical simulation, cohesive finite elements

Abstract

This work deals with numerical simulation of experimental tests on Trimo sandwich panels. Panels are made of foam core and lightly profiled steel faces. The experiments were performed at the Slovenian National Building and Civil Engineering Institute. They were designed to evaluate the failure force (load) due to wrinkling of the steel face. The wrinkling is a consequence of buckling due to delamination between the core and the compressed face. The setup of the experimental tests and some experimental results are briefly presented. Numerical simulations are based on the nonlinear finite element method and commercial code ABAQUS. The finite elements chosen for simulation of the problem are presented; especially the cohesive elements that were used to model connection between the faces and the core. Numerical model was prepared by exploiting experimental results on panel called FTV 60. First a basic model was chosen. Then several poorly known parameters of basic model were varied in order to estimate their values and their influence on numerical results. In such a way the basic model was improved and an »optimal« model was finally obtained. It was found out that good knowledge of the shear strength between the facings and the core, as well as physical properties of the core material, are very important. Once the model was chosen, the numerical simulations were performed also on panels FTV 120 and FTV 200. All numerical results are within 10% agreement with the experimental results. That is very good, since not all material data has been available. Also, the measured results vary considerably.

ZAHVALA

Za pomoč pri nastajanju diplomske naloge se iskreno zahvaljujem mentorju izr. prof. dr. B. Branku, somentorju univ. dipl. inž. str. B. Jarcu, ter dipl. inž. str. S. Štihu iz Trima. Hvala tudi doc. dr. P. Kosu in vsem na katedri za pomoč pri uvajanju v program ABAQUS.

Zahvala gre tudi očetu, dekletu in vsej družini za pomoč in podporo v času izdelave naloge, pa tudi v celotnem času študija.

KAZALO VSEBINE

1	UVOD IN OPIS PROBLEMA	1
1.1	Motivacija	1
1.2	Opis Trimo sendvič panelov	3
1.3	Lastnosti materialov panela	4
1.4	Opis eksperimenta za določitev porušne obtežbe panela zaradi gubanja pločevine	8
2	IZBIRA RAVNINSKIH KONČNIH ELEMENTOV	16
2.1	Opis testnega primera	16
2.2	Testirani končni elementi za ravninsko napetostno stanje	17
2.3	Rezultati testa	19
3	KONČNI ELEMENTI ZA OPIS PORUŠITVE STIKA MED JEDROM IN PLAŠČEM	24
3.1	Predogled končnih elementov	24
3.1.1	Izbiri primernege tipa elementa	24
3.1.2	Vključitev kohezivnega elementa v model (mrežo ostalih končnih elementov)	24
3.1.3	Definiranje začetne geometrije elementa	26
3.1.4	Definiranje mehanskega obnašanja kohezivnega elementa	26
3.1.5	Prostorska predstavitev kohezivnega elementa	27
3.2	Splošna načela za modeliranje poškodb in porušitve materiala	28
3.3	Uporaba kohezivnega elementa z opisom sila proti ločitvi	29
3.4	Testni primer	33
4	SIMULACIJA EKSPERIMENTA NA PANELU <i>FTV 60</i>	39
4.1	Osnovni model	39
4.2	Odvisnost rezultatov od lastnosti volne	51
4.3	Odvisnost rezultatov od pomika pri porušitvi stika med jedrom in plaščem	55
4.4	Odvisnost rezultatov od nosilnosti stika med jedrom in plaščem	58
4.5	Odvisnost rezultatov od parametra viskoznosti	66
4.6	Odvisnost rezultatov od debeline kohezivnega elementa	67
4.7	Simulacija kontakta med podporo in panelom	69
4.8	Izbrani model za simulacijo eksperimenta	74

5	SIMULACIJA EKSPERIMENTA NA PANELU <i>FTV 120</i> IN <i>FTV 200</i>	83
5.1	Panel <i>FTV 120</i>	83
5.2	Panel <i>FTV 200</i>	88
6	ZAKLJUČKI	95
	VIRI	96

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 1: Dimenzije panela Trimoterm FTV	9
Preglednica 2: Primerjava različnih elementov v tabeli	19
Preglednica 3: Rezultati primera <i>A</i> in <i>B</i>	36
Preglednica 4: Podane vrednosti dejanskih napetosti in plastičnih deformacij	44
Preglednica 5: Rezultat <i>osnovnega modela</i> v tabeli	50
Preglednica 6: Podane lastnosti volne	51
Preglednica 7: Rezultati v tabeli, v odvisnosti modula E_2	52
Preglednica 8: Spremenjena vrednost modula E_1	53
Preglednica 9: Rezultat v odvisnosti modula E_1	54
Preglednica 10: Spremenjen Poissonov količnik ν_{12}	55
Preglednica 11: Rezultat v odvisnosti količnika ν_{12}	55
Preglednica 12: Vrednosti vnesenih pomikov δ_m^f	57
Preglednica 13: Rezultati v odvisnosti od efektivnega pomika δ_m^f	58
Preglednica 14: Podane vrednosti nosilnosti za primer <i>nosilnost1</i>	58
Preglednica 15: Rezultati v odvisnosti od nosilnosti stika	59
Preglednica 16: Podane vrednosti nosilnosti za primer <i>nosilnost2</i>	59
Preglednica 17: Rezultati primera <i>nosilnost2</i>	60
Preglednica 18: Podatki primera <i>nosilnost3</i>	60
Preglednica 19: Rezultati primera <i>nosilnost3</i> in <i>nosilnost4</i>	60

Preglednica 20: Podatki primera <i>nosilnost5</i>	61
Preglednica 21: Rezultat primera <i>nosilnost5</i>	61
Preglednica 22: Rezultati v odvisnosti parametra viskoznosti	67
Preglednica 23: Rezultati v odvisnosti od debeline kohezivnega elementa	69
Preglednica 24: Merodajni rezultat v dosedanji analizi <i>pomik3</i>	69
Preglednica 25: Rezultati kontakta v številkah	73
Preglednica 26: <i>Izbrani model</i>	74
Preglednica 27: Tabela vpliva nekaterih parametrov na rezultat simulacije	81
Preglednica 28: Vneseni podatki jeklene pločevine za model <i>FTV 120</i>	85
Preglednica 29: Primerjava eksperimenta in modela <i>FTV 120</i> v tabeli	87
Preglednica 30: Vneseni podatki jeklene pločevine modela <i>FTV 200</i>	91
Preglednica 31: Primerjava eksperimenta in modela <i>FTV 200</i> v tabeli	93

KAZALO SLIK

Slika 1: Diagram debelina – trdnost jedra panela	7
Slika 2: Diagram debelina – moduli jedra panela	8
Slika 3: Shema eksperimentalnega preizkusa, pri gubanju na srednji podpori	10
Slika 4: Eksperimentalni preizkus panela FTV 200 pri gubanju na srednji podpori	11
Slika 5: Gubanje panela FTV 200 na srednji podpori	11
Slika 6: Gubanje panela FTV 60 na srednji podpori 1	12
Slika 7: Gubanje panela FTV 60 na srednji podpori 2	12
Slika 8: Testni primer za izbiro končnih elementov	16
Slika 9: Odnos sila – pomik pri različnih elementih	20
Slika 10: Deformiranje primera z elementi CPS4 ob srednjem delu	20
Slika 11: Deformiranje primera z elementi CPS4R ob srednjem delu	20
Slika 12: Deformiranje primera z elementi CPS4I ob srednjem delu	21
Slika 13: Deformiranje primera z elementi CPS4R* ob srednjem delu	21
Slika 14: Testni primer	34
Slika 15: Nedeformirana mreža	36
Slika 16: Deformirana mreža	36
Slika 17: Odnos sila – pomik, primera <i>A</i> in <i>B</i>	37
Slika 18: Odnos sila – pomik, s fiksnim inkrementom	38
Slika 19: Geometrijski podatki panela FTV 60	39

Slika 20: Model panela FTV 60 za analizo z MKE	40
Slika 21: Diagram σ - ϵ pločevine	42
Slika 22: Meja tečenja v odvisnosti od plastičnih deformacij	44
Slika 23: Prerez jeklenega profila	45
Slika 24: Mreža končnih elementov po višini panela	46
Slika 25: Deformiranje <i>osnovnega modela</i>	49
Slika 26: Detajl gubanja pločevine	49
Slika 27: Odnos sila – pomik <i>osnovnega modela</i>	50
Slika 28: Odnos sila – pomik, v odvisnosti modula E_2	52
Slika 29: Deformiranje primera <i>volna1</i>	53
Slika 30: Odnos sila – pomik, v odvisnosti modula E_1	54
Slika 31: Odnos sila – pomik, v odvisnosti Poissonovega količnika ν_{12}	55
Slika 32: Linearno elastični model	56
Slika 33: Odnos sila – pomik, v odvisnosti efektivnega pomika δ_m^f	57
Slika 34: Odnos sila – pomik, v odvisnosti od nosilnosti stika	59
Slika 35: Odnos sila – pomik primera <i>nosilnost3</i> in <i>nosilnost4</i>	60
Slika 36: Odnos sila – pomik primera <i>nosilnost5</i>	61
Slika 37: Strižna porušitev primera <i>nosilnost1</i>	62
Slika 38: Natezna porušitev primer <i>nosilnost5</i>	62
Slika 39: Napetosti σ_{22} v stiku primera <i>pomik3</i>	63

Slika 40: Strižne napetosti σ_{12} v stiku primera <i>pomik3</i>	63
Slika 41: Potek napetosti σ_{22} v kohezivne elementu1 primera <i>pomik3</i>	64
Slika 42: Potek napetosti σ_{12} v kohezivne elementu1 primera <i>pomik3</i>	64
Slika 43: Potek napetosti σ_{12} v kohezivne elementu2 primera <i>pomik3</i>	65
Slika 44: Odnos sila – pomik, v odvisnosti parametra viskoznosti	66
Slika 45: Odnos sila – pomik, v odvisnosti od debeline kohezivnega elementa	68
Slika 46: Podpora panela	70
Slika 47: Modeliranje podpore panela	71
Slika 48: Detajl podpore v nedeformiranem stanju	72
Slika 49: Detajl podpore v deformiranem stanju	73
Slika 50: Odnos sila – pomik pri izvedbi kontakta	73
Slika 51: Graf : Primerjava odnosa sila – pomik <i>izbranega modela</i> z eksperimentom	74
Slika 52: Gubanje pločevine <i>izbranega modela</i> na panelu FTV 60	75
Slika 53: Gubanje v eksperimentu na panelu FVT 60	75
Slika 54: Napetosti σ_{11} 3D <i>izbranega modela</i>	76
Slika 55: Napetosti σ_{22} 3D <i>izbranega modela</i>	76
Slika 56: Napetosti σ_{12} 3D <i>izbranega modela</i>	77
Slika 57: Napetosti σ_{11} v jedru <i>izbranega modela</i>	77
Slika 58: Napetosti σ_{22} v jedru <i>izbranega modela</i>	78
Slika 59: Napetosti σ_{12} v jedru <i>izbranega modela</i> na sredini	78

Slika 60: Napetosti σ_{12} v jedru <i>izbranega modela</i> ob podpori	79
Slika 61: Deformacije ε_{11} v jedru <i>izbranega modela</i> na sredini	79
Slika 62: Deformacije ε_{22} v jedru <i>izbranega modela</i> na sredini	80
Slika 63: Deformacije ε_{12} v jedru <i>izbranega modela</i> na sredini	80
Slika 64: Deformacije ε_{12} v jedru <i>izbranega modela</i> ob podpori	81
Slika 65: Model panela <i>FTV 120</i> za analizo z MKE	83
Slika 66: Odnos sila – pomik modela <i>FTV 120</i>	87
Slika 67: Gubanje pločevine pri modelu <i>FTV 120</i>	88
Slika 68: Model panela <i>FTV 200</i> za analizo z MKE	89
Slika 69: Odnos sila – pomik modela <i>FTV 200</i>	92
Slika 70: Detajl gubanja modela <i>FVT 200</i>	93
Slika 71: Gubanje pločevine na srednjem delu modela <i>FTV 200</i>	94
Slika 72: Gubanje1 panela <i>FTV200</i>	95
Slika 73: Gubanje2 panela <i>FTV 200</i>	94

1 UVOD IN OPIS PROBLEMA

1.1 Motivacija

Na Zavodu za gradbeništvo Slovenije izvajajo laboratorijske preizkuse mehanskih lastnosti Trimo sendvič panelov. Pri tem izvajajo različne preizkuse v skladu s standardi, z namenom, da dosežejo različna mejna stanja nosilnosti panelov oz. različne načine porušitve panela. Možnih je sedem načinov porušitve panela:

- porušitev zaradi plastifikacije pločevine v nategu v polju ali nad podporo
- porušitev zaradi nagubanja pločevine v tlaku v polju ali ob podpori
- strižna porušitev polnila
- strižna porušitev profilirane pločevine
- drobljenje polnila ob podpori
- porušitev zaradi ugreznitve pritrdilnih vijakov
- porušitev sendvič elementa ob stiku z nosilno (podporno) konstrukcijo

Namen diplomske naloge je, da z numerično analizo po metodi končnih elementov zajamemo eno ali morda celo dve vrsti porušitev sendvič plošč, ki so jih izvedli na ZAG-u s preizkusi. Povedano z drugimi besedami, s programu ABAQUS bomo izvedli numerično simulacijo eksperimentalnih preizkusov na Trimo sendvič panelih.

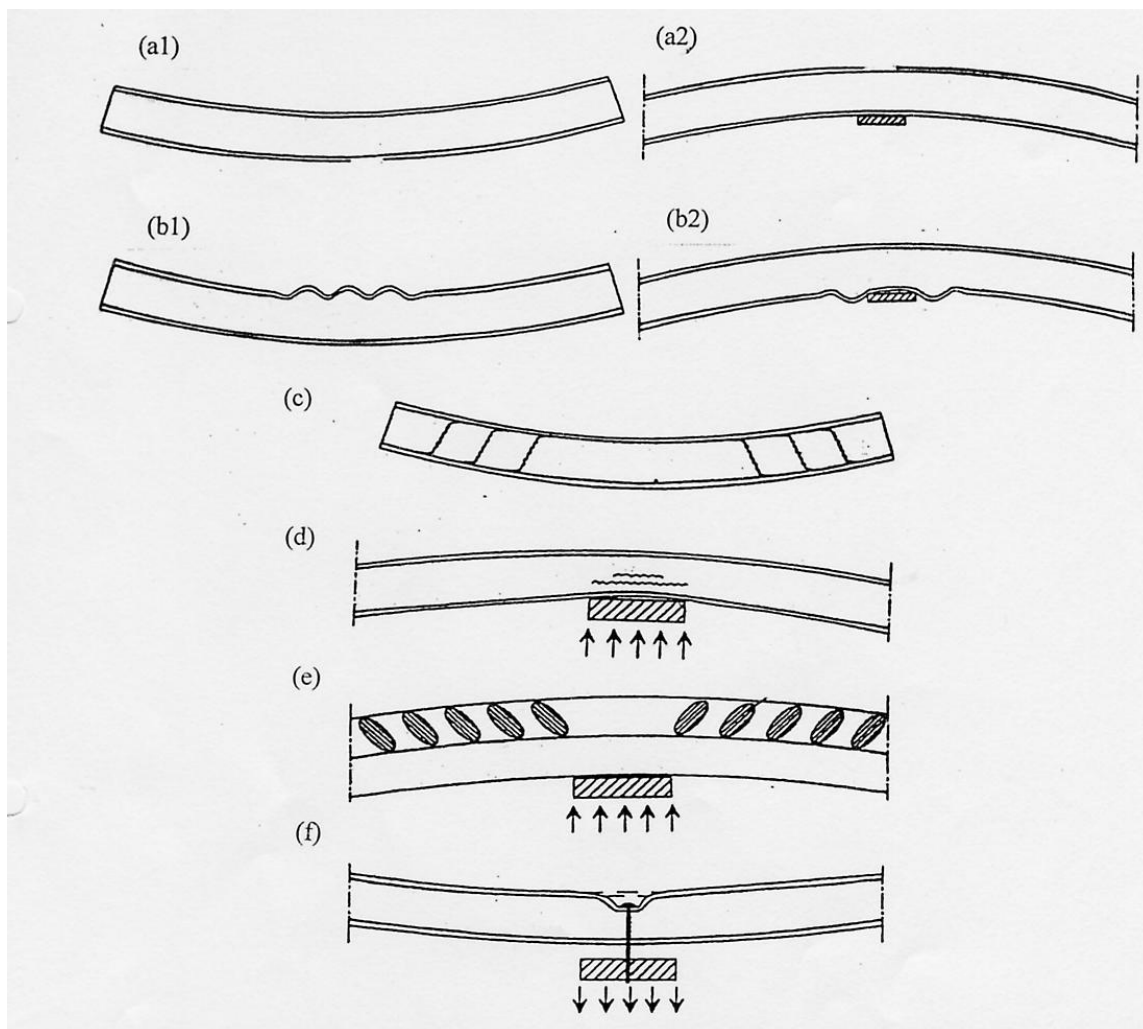
Pri tem se zavedamo, da gre za kompleksen problem, ki je odvisen od različnih parametrov. Predvsem sta pomembni dve reči:

- pravilno definiranje lastnosti jedra oz. mineralne volne
- pravilno definiranje stika med jedrom in kovinskim plaščem

V splošnem je mineralna volna anizotropen in nehomogen material, zato je njeno pravo definiranje ob pomanjkanju podatkov zelo oteženo. Prav tako imamo malo podatkov o stiku med jedrom in volno. Tako je simulacija eksperimenta omejena na podatke, ki jih imamo na voljo.

Za simulacijo eksperimenta sem si izbral preizkus, pri katerem pride do porušitve panela zaradi gubanja pločevine v tlaku ob srednji podpori. Preizkus simulira pritisk vetra in je bil

izveden na sendvič panelih z obojestranskim kovinskim oplaščenjem tipa TRIMOTERM FTV z novim jedrom iz mineralne volne (manjša gostota) MV Orsil NTS100 in lepilom Dynol N1646. Na spodnji sliki je pod oznako (b2) prikazano gubanje takšnega primera.



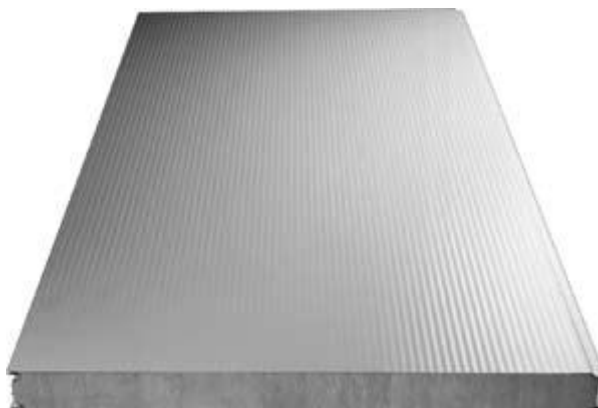
Slika : Porušitve panela: (a1) plastifikacija pločevine v nategu v polju; (a2) plastifikacija pločevine v nategu nad podporo; (b1) gubanje pločevine v tlaku v polju; (b2) gubanje pločevine v tlaku ob podpori; (c) strižna porušitev polnila; (d) strižna odpoved profilirane pločevine; (e) drobljenje polnila v tlaku nad podporo; (f) poškodba pločevine ob stiku z nosilno konstrukcijo.

(Povzeto po: Brank, B. in sod. str. 2.)

1.2 Opis Trimo sendvič panelov

Sendvič plošče sestavlja plašč iz dveh plitvo profiliranih, obojestransko pocinkanih in obarvanih jeklenih pločevin, prilepljenih na jedro iz lamelirane mineralne volne. Vse tri plasti sestavljajo kompakten sendvič element, ki zagotavlja potrebno nosilnost, tesnost in sestavljenost. Jedro panela iz negorljive mineralne volne je namenjeno toplotni in zvočni izolativnosti panela ter požarni odpornosti.

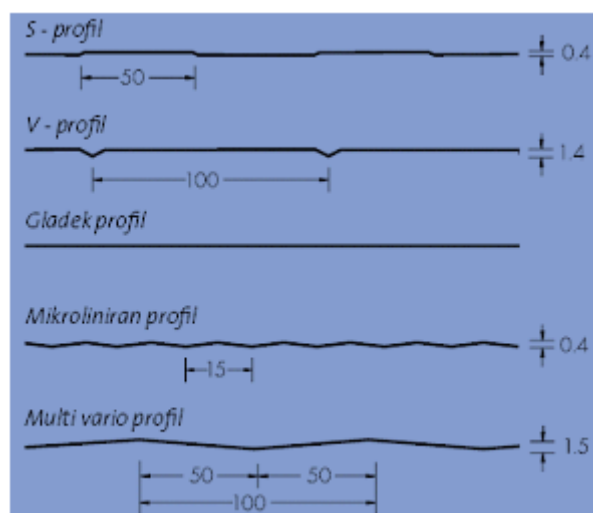
Tipa fasadnih panelov sta: Trimoterm FTV standard in Trimoterm FTV H – panel z nevidnim načinom pritrdjevanja.



Slika : Panel Trimoterm FTV standard (Povzeto po: Trimo d.d. 2007, str. 1.)

Paneli se izdelujejo v standardni modulni širini 1000 in 1200 mm in v dolžini do 14 m. Najmanjša možna nestandardna širina panela je 600 mm.

Debeline panelov (d) so lahko naslednje: 60, 80, 100, 120, 150 in 200 mm. Oblika profila pločevin plašča je lahko stopničasta (s-profil), v obliki v-ja (v-profil), gladka (g-profil), mikrolinirana (m-profil) ali multi vario (X-profil).



Slika : Oblike profilov pločevine plašča (Povzeto po: Trimo d.d. Fasade.)

Paneli Trimoterm FTV in FTV H se uporabljajo za fasadne obloge, za predelne stene in za stropne v splošnem gradbeništvu, primerni so tako za poslovne, trgovske in reprezentančne objekte, v prehrabeni in kemični industriji. Elementi se lahko uporabljajo pri jeklenih in armirano betonskih skeletnih konstrukcijah kakor tudi pri običajnih zidanih zgradbah (STS-05/014, 2005).

1.3 Lastnosti materialov panela

Kovinski plašč

Za izdelavo plašča se uporabljajo jeklene pločevine debelin od 0,5 mm do 0,7 mm. Debeline pločevine morajo biti v okviru mejnih odstopkov v skladu z zahtevami standarda SIST EN 10143.

Pločevina mora ustrezati kakovostnemu razredu S 320 GD+Z275MB(F) po standardu SIST EN 10326 ali razredu DX 51D po standardu SIST EN 10327.

Standardna protikorozijska zaščita pločevine je izvedena kontinuirno na osnovi polistera (SP), lahko pa se izvede tudi na osnovi polivinilidenfluorida (PVDF). Protikorozijska zaščita mora glede obstojnosti v korozijskih atmosferah ustrezati najmanj razredu C3 standarda SIST EN ISO 12944-2 in glede obstojnosti na UV razredu UV₂ standarda EN 10169-2.

Jeklena pločevina je predhodno kontinuirno vroče cinkana. Debelina nanosa cinka mora biti v skladu z zahtevami standardov SIST EN 10142 in SIST EN 10147 in mora znašati 275 g (Zn)/m² (STS-05/014, 2005).

Mehanske lastnosti jeklene pločevine sendvič panelov se preveri po standardu SIST EN 10002-1. Za pločevine panelov tipa Trimoterm FTV so rezultati podani v spodnjih tabelah. Pri tem so bili za vsako obliko profila narejeni po trije preizkusi na posameznem tipu panela.

Preglednica : Jeklena pločevina panela FTV 60 (Povzeto po: Virant, M. 2007, str. 5.)

ZAG identification number	Profile of sheet	Thickness of sheet [mm]	Cross-section S₀ [mm ²]	Proof strength R_{p 0,2} [MPa]	Tensile strength R_m [MPa]	Elongation A₈₀ [%]	Elastic modulus E [GPa]
Z/4586-L/07	S	0,6	12	362	367	29	165,08
Z/4586-D/07	S	0,6	12	339	364	31,4	162,30
Z/4586-S/07	S	0,6	12	358	373	30,3	189,22
Average	Sheet S profile	0,6	12	353	368	30,23	172,2
Z/4587-L/07	M	0,6	12	330	341	31,3	175,38
Z/4587-D/07	M	0,6	12	330	342	31,8	175,42
Z/4587-S/07	M	0,6	12	340	345	29,7	170,53
Average	Sheet M profile	0,6	12	333,3	342,6	30,9	173,78

Preglednica : Jeklena pločevina panela FTV 120 (Povzeto po: Virant, M. 2007, str. 4.)

ZAG identification number	Profile of sheet	Thickness of sheet [mm]	Cross-section S₀ [mm ²]	Proof strength R_{p 0,2} [MPa]	Tensile strength R_m [MPa]	Elongation A₈₀ [%]	Elastic modulus E [GPa]
Z/4582-L/07	S	0,6	12	351	368	34,4	165,07
Z/4582-D/07	S	0,6	12	359	370	33,6	180,32
Z/4582-S/07	S	0,6	12	350	376	33	191,67
Average	Sheet S profile	0,6	12	353,3	371,3	33,66	179,02
Z/4583-L/07	M	0,6	12	326	342	31,8	182,64
Z/4583-D/07	M	0,6	12	329	336	32,6	163,45
Z/4583-S/07	M	0,6	12	307	341	32	202,80
Average	Sheet M profile	0,6	12	320,6	339,6	32,13	182,96

Preglednica : Jeklena pločevina panela FTV 200 (Povzeto po: Virant, M. 2007, str. 3.)

ZAG identification number	Profile of sheet	Thickness of sheet [mm]	Cross-section S_0 [mm ²]	Proof strength $R_{p0,2}$ [MPa]	Tensile strength R_m [MPa]	Elongation A_{80} [%]	Elastic modulus E [GPa]
Z/3294-L/07	S	0,6	12,16	360	365	31,6	192,53
Z/3294-S/07	S	0,6	12,16	352	379	30,2	185,01
Z/3294-D/07	S	0,6	12,16	363	364	31,3	182,17
Average	Sheet S profile	0,6	12,16	358,3	369,3	31	186,57
Z/3295-L/07	M	0,6	12,16	328	349	33,6	167,54
Z/3295-S/07	M	0,6	12,16	339	350	33,7	176,27
Z/3295-D/07	M	0,6	12,16	331	347	33,7	178,03
Average	Sheet M profile	0,6	12,16	332,6	348,6	33,66	173,95

Oznake v zgornjih preglednicah, ki jih potrebujemo pri numerični analizi pomenijo naslednje:

- S_0 ... prerez pločevine
- $R_{p0,2}$... meja tečenja
- R_m ... natezna trdnost
- A_{80} ... pripadajoči raztezek pri natezni trdnosti
- E ... elastični modul

Jedro panela

Jedro panela je iz mineralne volne in je lamelne konstrukcije z navpično orientiranimi vlakni. Vezivo je fenolformaldehidna smola. Dimenzije lamel so $d \times 102 \times 1200$ mm. Volumska masa kamene volne znaša med 115 in 125 kg/m³.

Trdnostne lastnosti mineralne volne se ugotavlja s preskušanjem v skladu s standardom SIST EN 14509, dodatek A.1, A.2 in A.3. V spodnji preglednici so navedene zahtevane vrednosti za debeline panelov 60, 120 in 200mm. Vrednosti za vmesne debeline panelov se lahko interpolirajo (STS-05/014, 2005).

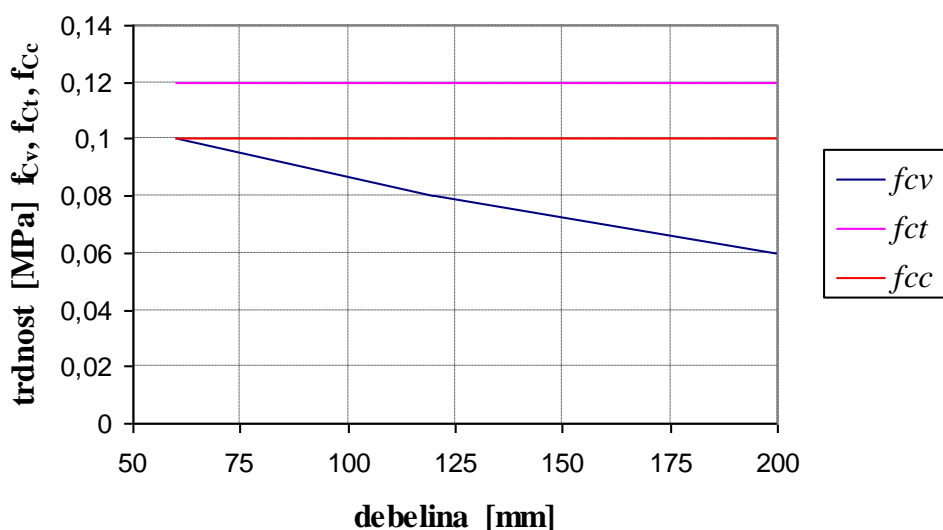
Preglednica : Trdnostne lastnosti jedra panela debelin 60, 120 in 200 mm

(Povzeto po: STS-05/014, 2005, str. 4.)

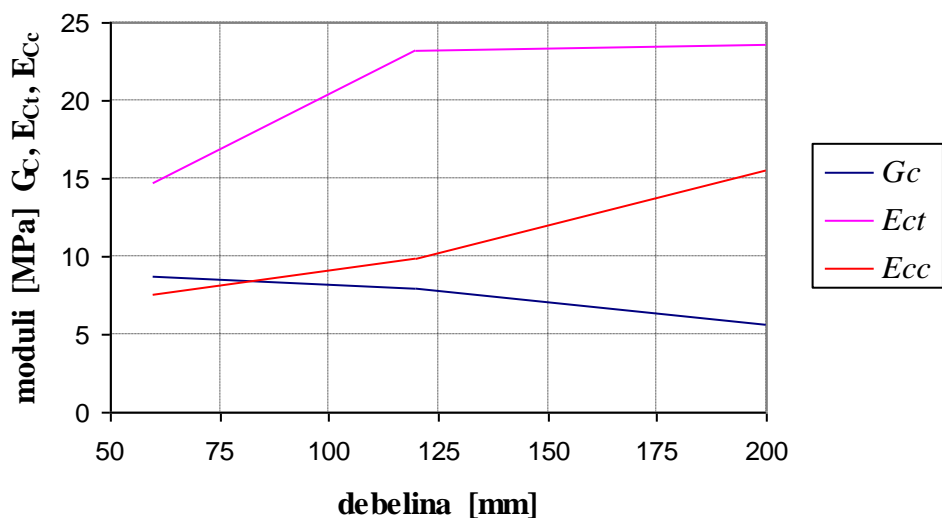
d (mm)	strižna trdnost f_{Cv} (Mpa)	strižni modul G_C (Mpa)	natezna trdnost f_{Ct} (Mpa)	natezni modul E_{Ct} (Mpa)	tlačna trdnost f_{Cc} (Mpa)	tlačni modul E_{Cc} (Mpa)
60	0,1	8,7	0,12	14,7	0,1	7,6
120	0,08	7,9	0,12	23,2	0,1	9,9
200	0,06	5,7	0,12	23,6	0,1	15,5

Za določitev natezne trdnosti panela, nateznega modula jedra, kot tudi tlačne trdnosti in tlačnega modula jedra se izreže ustrezen vzorec iz sendvič panela, ter se ga preizkusi v trgalnem in tlačnem stroju. Medtem, ko se za določitev strižne trdnosti in strižnega modula jedra izvede s štiri točkovnim upogibnim testom.

Iz preglednice je razvidno, da se materialni parametri volne razlikujejo glede na debelino panela (natezna in tlačna trdnost je neodvisna od debeline, natezni in tlačni modul z večanjem debeline naraščata, strižna trdnost in strižni modul pa padata z večanjem debeline). Razlogov za to je več. Prvi razlog je mineralna volna, ki je zelo anizotropen material. Drugi razlog je nepravilna vlaknasta več plastna struktura (dolžina vlaken je v primarni orientaciji krajša od višine preizkušanca, plasti vlaken niso pravilno orientirane glede na primarno nosilno os). Tretji razlog pa so testne metode.



Slika 1: Diagram debelina – trdnost jedra panela



Slika 2: Diagram debelina – moduli jedra panela

Lepilo

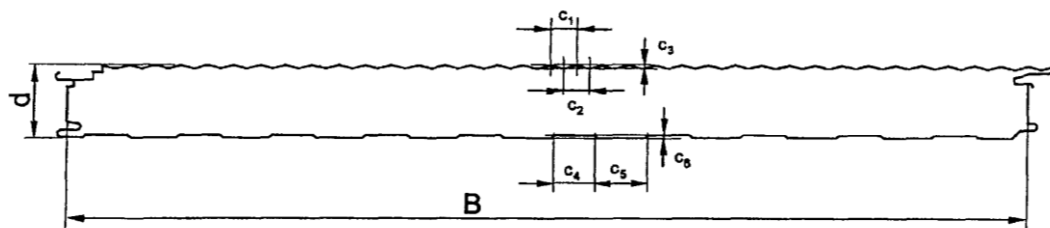
Za spajanje jeklenega plašča z jedrom panela je uporabljeno dvokomponentno poliuretansko lepilo, 280 g/m², penjeno s CO₂. Lastnosti lepila so sledeče:

- viskoznost: 1,180Pa s
- specifična gostota: 1190 kg/m³
- reakcijski čas: 8s do 14s

1.4 Opis eksperimenta za določitev porušne obtežbe panela zaradi gubanja pločevine

Geometrija panela Trimoterm FTV

Na spodnji sliki je prikazana oblika in dimenzije panela. Spodnja pločevina plašča je stopničasta (s-profil), zgornja pa mikrolinirana (m-profil). Dolžina panela L_v je odvisna od debeline d .



Slika : Prečni prerez panela Trimoterm FTV

(Povzeto po: Jarec, B. 2007, str. 3.)

Preglednica 1: Dimenzije panela Trimoterm FTV

	d [mm]	B [mm]	L_v [mm]
FTV 60	60	1000	4000
FTV 120	120	1000	5000
FTV 200	200	1000	6000

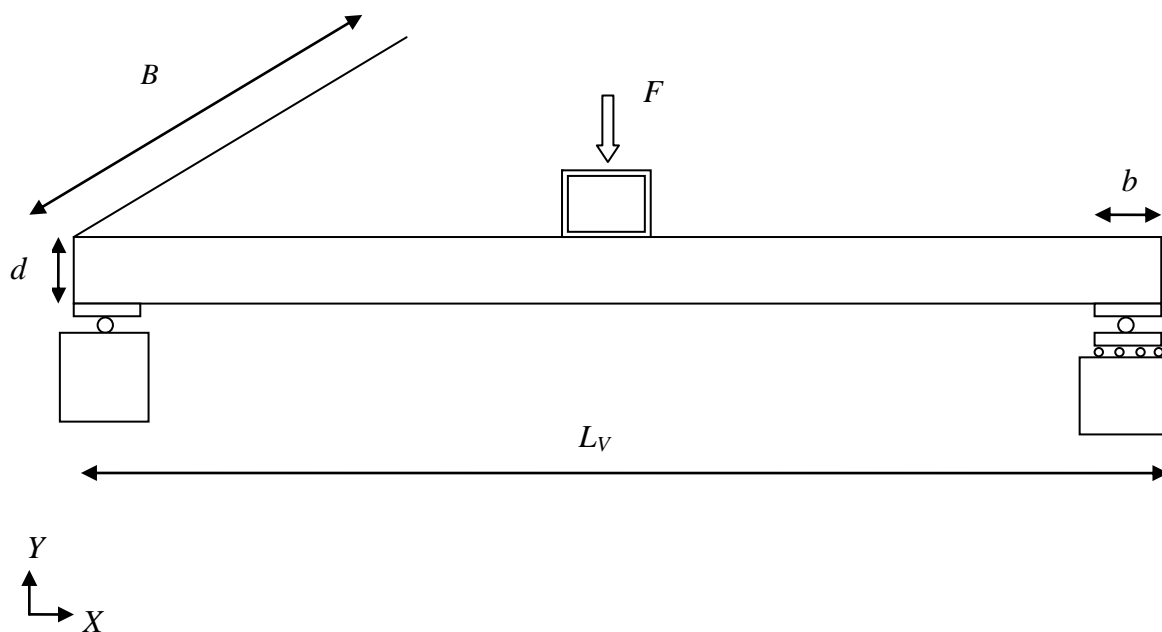
Opis preizkusa

Z eksperimentom se določi sila, pri kateri pride do porušitve sendvič panela zaradi gubanja pločevine na srednji podpori (ko je panel kontinuirno položen preko več polj). Ta je posledica uklona pločevine in delaminacije med volno in pločevino. Ko poznamo silo pri porušitvi, lahko izračunamo upogibni moment in s pomočjo karakteristik preseka panela, še upogibno trdnost σ_u in odpornost na gubanje na srednji podpori σ_w (napetost gubanja), kar je pravzaprav namen preizkusa. Napetost gubanja je potem osnova za določitev potrebnega razmaka med podporami. Na ta način se naredi tabele ali diagrame, s katerimi se enostavno išče največje dolžine med podporami glede na tip plošče ter predvideno obtežbo.

Preizkus se izvede po standardu SIST EN 14509, A.7 (pritisk vetra) in je naslednji. Sendvič panel se enostavno podpre z dvema jeklenima podporama širine $b = 100\text{mm}$, med njiju pa se vstavi gumijasti trak za izravnavo. Obe podpori omogočata zasuk panela preko dveh valjčkov. Pri tem je v eni podpori dovoljen vodoravni in preprečen navpični pomik, v drugi podpori pa sta preprečena oba pomika. Povedano drugače, imamo primer prostorskega prostoležečega sendvičastega nosilca.

Panel na sredini obremenimo z linijsko obtežbo, ki jo izvedemo z kvadratnim votlim jeklenim nosilcem dimenzij $80 \times 4,5\text{mm}$, na katerega nanesimo silo s hidravličnim batom. Med panel in jeklen nosilec vstavimo še gumijasto podlago, da preprečimo lokalne poškodbe pločevine.

Preizkus izvedemo tako, da postopno povečujemo obtežbo in merimo upogibek na sredini panela (spodaj), ter pogreznitev jeklenega nosilca v panel.



Slika 3: Shema eksperimentalnega preizkusa, pri gubanju na srednji podpori

Rezultati preizkusa

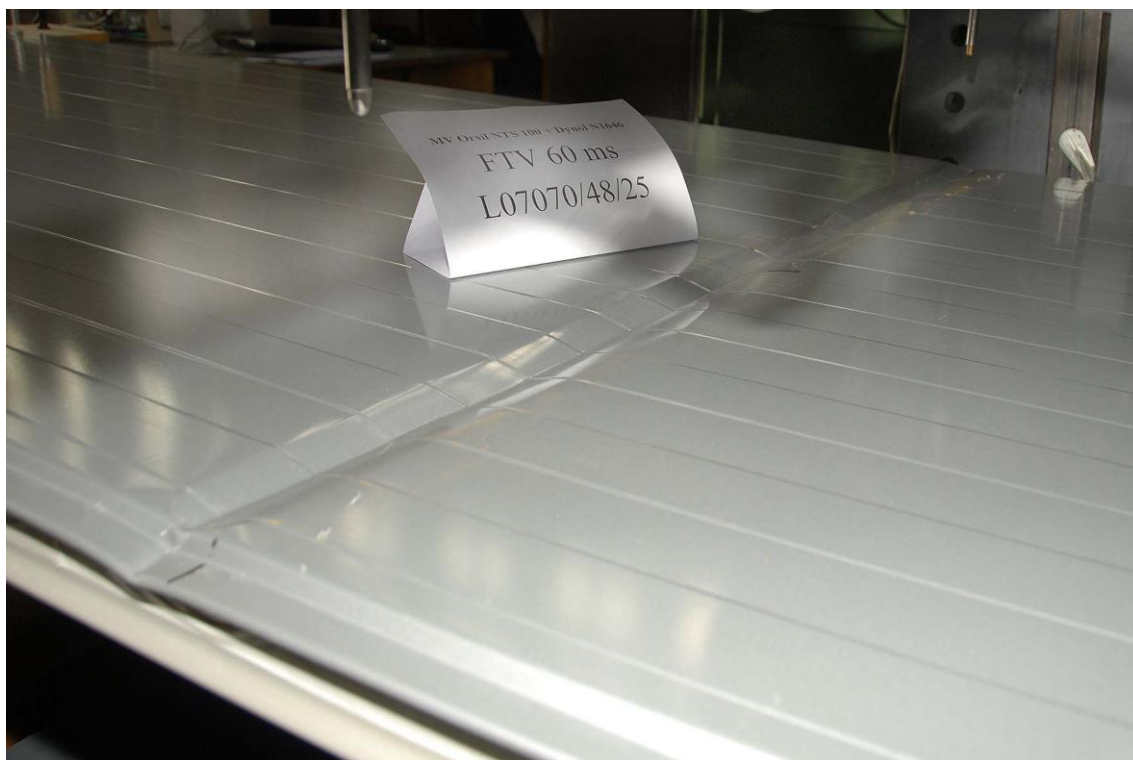
Na naslednjih slikah (slika 2, slika 3, slika 4, slika 5) je prikazan eksperimentalni preizkus, ki simulira pritisk vetra in gubanje pločevine na srednji podpori (pločevina se naguba, obenem pa odpove tudi stik med volno in pločevino). V primeru panela FTV 200 se pločevina opazno naguba, medtem ko se v primeru panela FTV 60 le rahlo naguba.



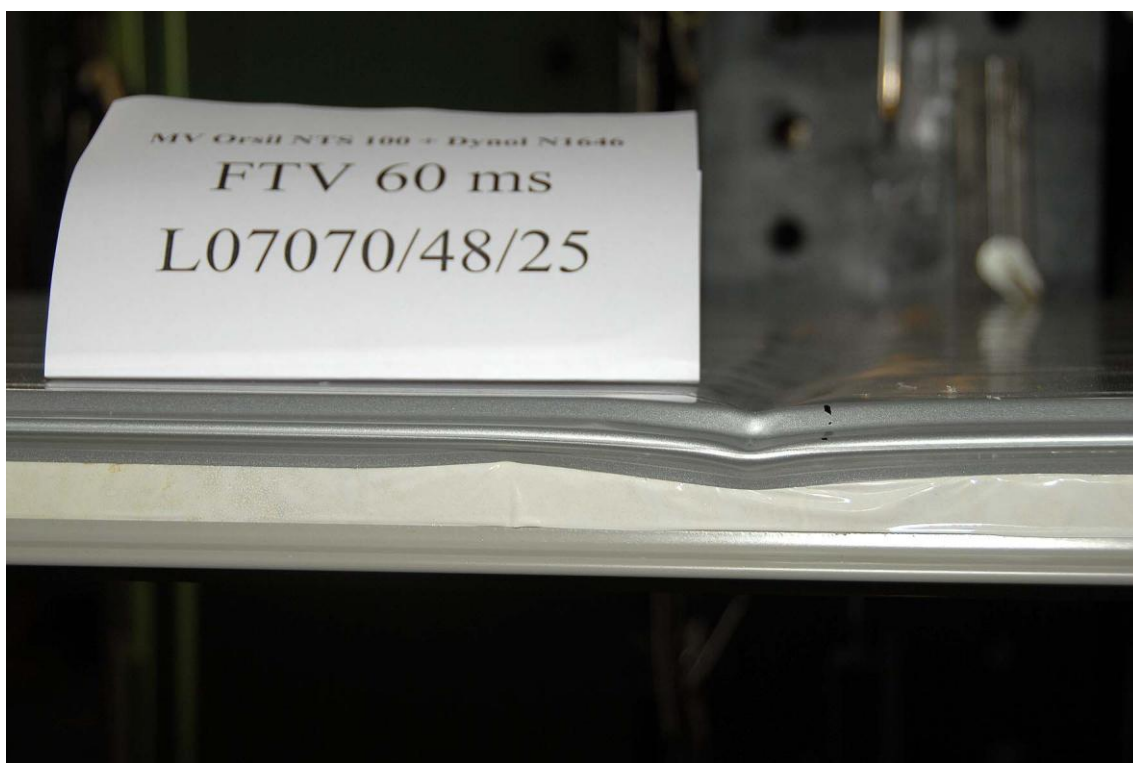
Slika 4: Eksperimentalni preizkus panela FTV 200 pri gubanju na srednji podpori



Slika 5: Gubanje panela FTV 200 na srednji podpori



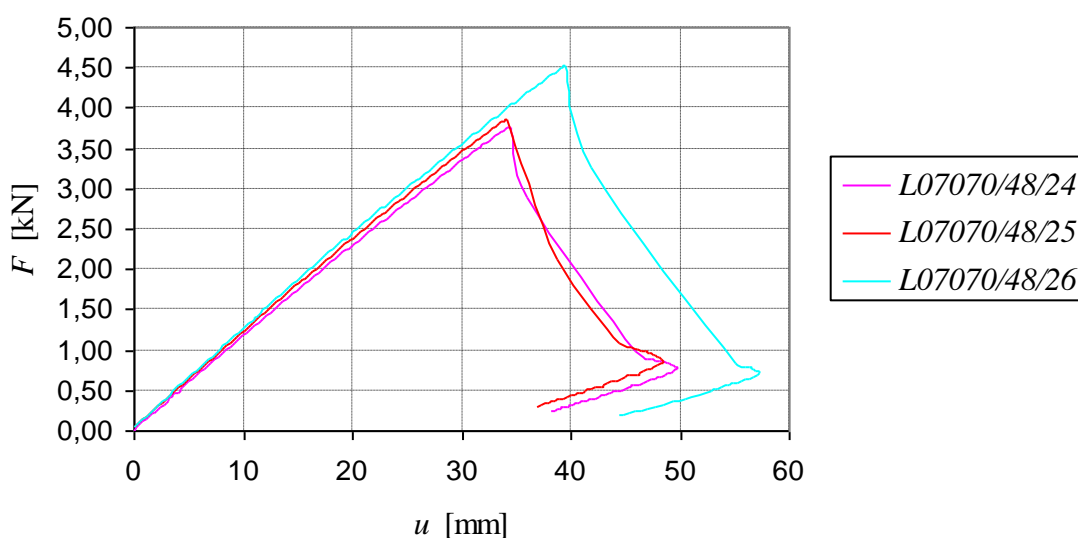
Slika 6: Gubanje panela FTV 60 na srednji podpori 1



Slika 7: Gubanje panela FTV 60 na srednji podpori 2

Preglednica : Rezultati preizkusa na panelu FTV 60 (Povzeto po: Jarec, B. 2007, str. 23.)

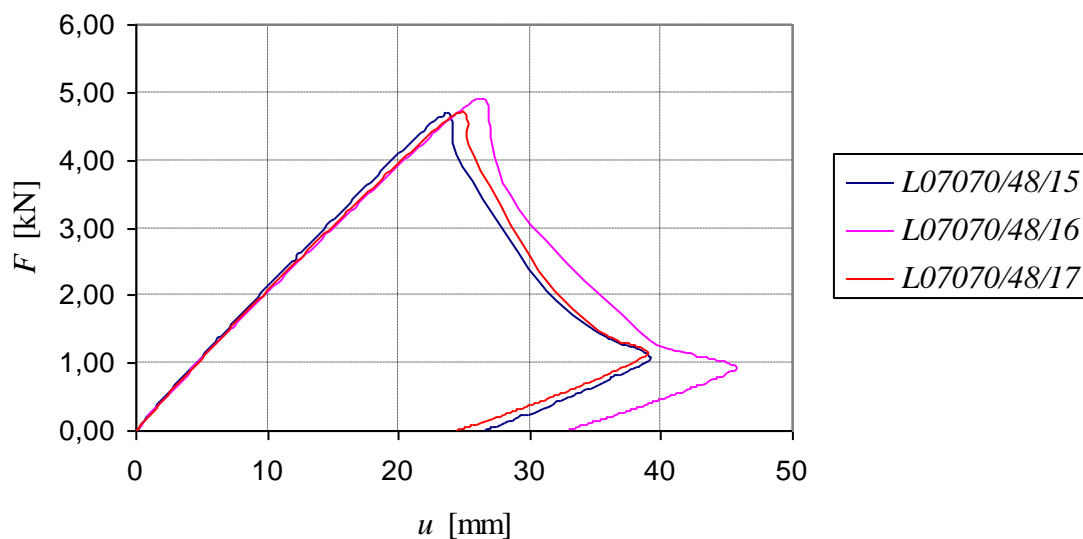
Sample mark	Load [kN]	Deflection [mm]	Immersion of steel beam into panel [mm]	Failure
L07070/48/24	3,91	35,6	1,1	wrinkling on $L_v/2$
L07070/48/25	3,99	35,5	1,2	wrinkling on $L_v/2$
L07070/48/26	4,66	40,8	1,3	wrinkling on $L_v/2$
Mean value	4,19	37,3	1,2	



Slika : Odnos sila – pomik panela FTV 60 (Povzeto po: Jarec, B. 2007, str. 23.)

Preglednica : Rezultati preizkusa na panelu FTV 120 (Povzeto po: Jarec, B. 2007, str. 24.)

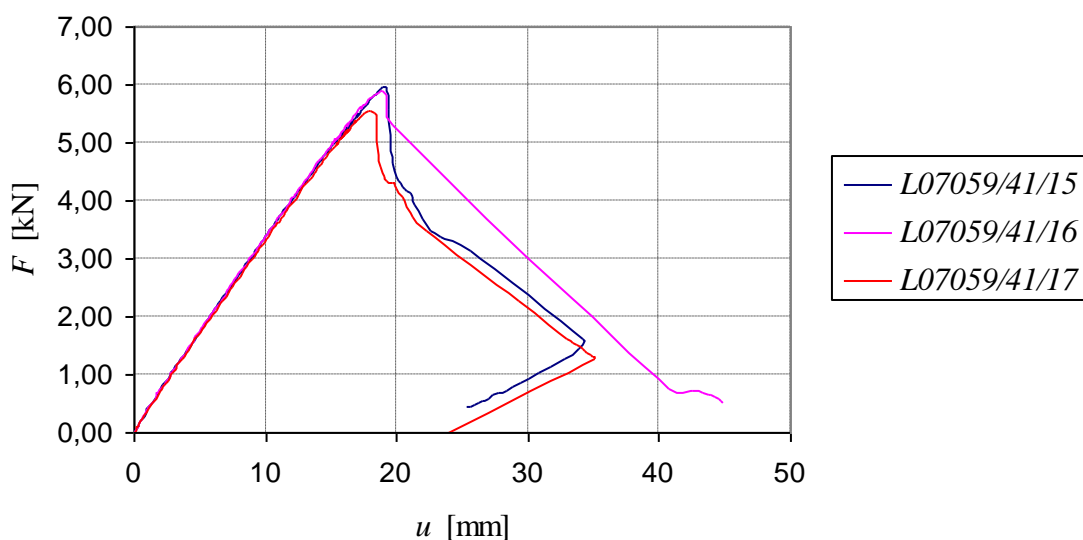
Sample mark	Load [kN]	Deflection [mm]	Immersion of steel beam into panel [mm]	Failure
L07070/48/24	4,85	24,5	1,8	wrinkling on $L_v/2$
L07070/48/25	5,08	27,1	1,8	wrinkling on $L_v/2$
L07070/48/26	4,88	25,6	1,8	wrinkling on $L_v/2$
Mean value	4,94	25,7	1,8	



Slika : Odnos sila – pomik panela FTV 120 (Povzeto po: Jarec, B. 2007, str. 24.)

Preglednica : Rezultati preizkusa na panelu FTV 200 (Povzeto po: Jarec, B. 2007, str. 25.)

Sample mark	Load [kN]	Deflection [mm]	Immersion of steel beam into panel [mm]	Failure
L07070/48/24	6,13	19,5	1,6	wrinkling on $L_v/2$
L07070/48/25	6,05	19,3	1,6	wrinkling on $L_v/2$
L07070/48/26	5,72	18,6	1,8	wrinkling on $L_v/2$
Mean value	5,97	19,1	1,8	



Slika : Odnos sila – pomik panela FTV 200 (Povzeto po: Jarec, B. 2007, str. 25.)

Iz zgornjih grafov vidimo, da v vseh treh primerih sila in pomik enakomerno naraščata, pod istim naklonom, vse do mejne nosilnosti. Sledi padec sile, pomik pa se povečuje.

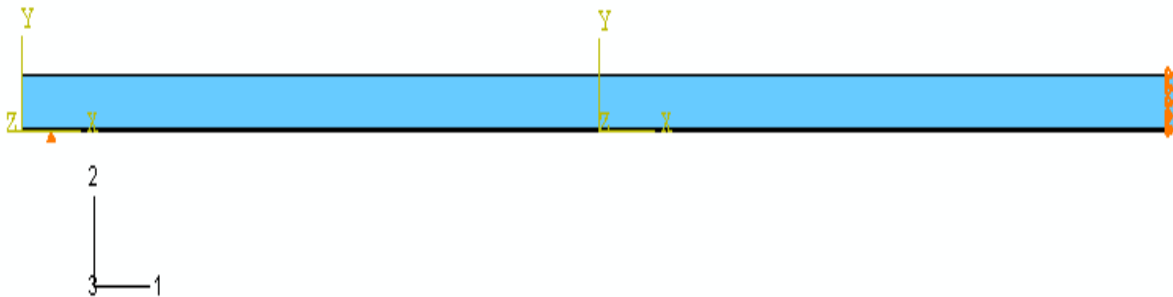
Navedeni eksperimentalni rezultati nam bodo služili kot osnova za primerjavo z numeričnim modelom. Primerjali bomo silo pri porušitvi in pripadajoči pomik, potek krivulje sila-pomik, ter deformiranje panela. Na podlagi tega bomo ocenili uspešnost simulacije.

2 IZBIRA RAVNINSKIH KONČNIH ELEMENTOV

2.1 Opis testnega primera

ABAQUS ima na voljo kopico različnih končnih elementov za reševanje ravninskih primerov. Vsak posamezen tip končnega elementa je primeren za določen problem, zato me zanima, kateri končni element najbolj ustreza našemu primeru, torej za analizo Trimo panela.

Zato naredim enostaven testni primer ploskovnega (ravninskega) nosilca, pri katerem modeliram le polovico nosilca, ob upoštevanju simetrijskih robnih pogojev. Dolžina polovice nosilca je 2m, debelina pa 6cm, pri kateri je spodnji in zgornji plašč debeline 0,6mm. (vmesni sloji predstavljajo jedro).



Slika 8: Testni primer za izbiro končnih elementov

Podana geometrija testnega primera ustreza panelu FTV 60, vsi ostali podatki, ki so navedeni v nadaljevanju tega poglavja, pa so poljubno izbrani (okvirno se ujemajo z dejanskimi podatki).

Lastnosti jedra opišem z modelom ortotropnega elastičnega materiala. V program zato podam štiri materiale podatke: elastični modul vzdolž nosilca E_1 , elastični modul v smeri debeline nosilca E_2 , strižni modul G_{12} in Poissonov količnik ν_{12} . Vrednosti, ki jih podam (izberem) so naslednje:

$$E_1 = 1000\text{kPa}$$

$$E_2 = 10000\text{kPa}$$

$$G_{12} = 5000\text{kPa}$$

$$\nu_{12} = 0,05$$

Plasč opišem z modelom elasto-plastičnega materiala, z bilinearnim izotropnim utrjevanjem.

Zato podam (izberem) naslednje vrednosti:

$$E = 2,1 \cdot 10^8 \text{ kPa}$$

$$\nu = 0,3$$

S tem definiram elastično obnašanje plasča.

$$\sigma_{d1} = 300000 \text{ kPa} \quad \varepsilon_{pl1} = 0,0$$

$$\sigma_{d2} = 400000 \text{ kPa} \quad \varepsilon_{pl2} = 0,3$$

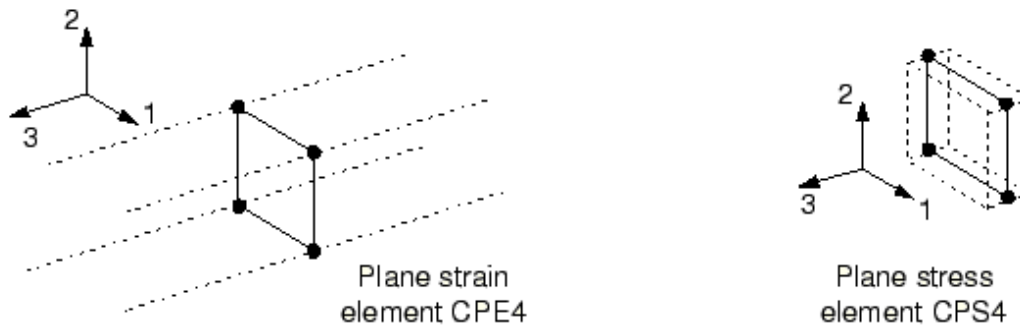
S tem definiram plastičnost, za katero je potrebno v ABAQUS-u podati dejansko napetost na meji tečenja (σ_{d1}) in porušitvi (σ_{d2}), ter pripadajoči plastični deformaciji (ε_{pl1} , ε_{pl2}).

Testni primer obremenim s pomikom na zgornjem srednjem delu nosilca, po dolžini 40mm od sredine. Predpisan pomik ima smer vodoravno navzdol in se postopno povečuje do vrednosti 5,397cm (to je največja vrednost pomika, ki jo program lahko izračuna preden naleti na konvergenčne težave). Pri tem izberem »Static«, »General« analizo, z upoštevanjem geometrijske nelinearnosti.

Polovico nosilca modeliram z 20800 končnimi elementi, pri katerih spodnji in zgornji sloj predstavljajo plasč, vmesni pa jedro. Elemente v jedru pri tem postopno zgostim proti plasču, da dobim enakomerno zgoščevanje mreže.

2.2 Testirani končni elementi za ravninsko napetostno stanje

Za numerično analizo sem izbral elemente iz družine prostorskih elementov (continuum elements). Ti elementi se delijo na tri in dvo dimenzionalne. Za moj primer ustrezajo dvo dimenzionalni končni elementi, ki pa se med seboj razlikujejo glede na obnašanje izven svoje ravnine. Tako imamo med drugimi elementi elemente za ravninsko deformacijsko stanje (CPE - plane strain elements), pri katerih zanemarimo deformacije v smeri 3 ($\varepsilon_{33} = \varepsilon_{31} = \varepsilon_{32} = 0$), ter elemente za ravninsko napetostno stanje (CPS - plane stress elements), pri katerih zanemarimo napetosti v smeri debeline ($\sigma_{33} = \sigma_{31} = \sigma_{32} = 0$).



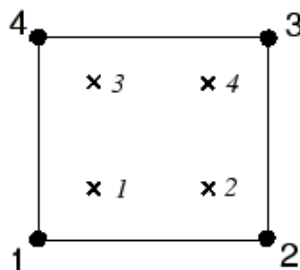
Slika : Elementi za deformacijsko in napetostno ravninsko stanje

(Povzeto po: Getting Started with ABAQUS, poglavje 3.1.2.)

V mojem primeru izbira med elementi CPE in CPS ni enostavna, saj sta obe možnosti enako opravičljive. Vendar izberem elemente CPS, ker zahtevajo poznavanje manjšega števila materialnih podatkov za opis jedra panela (v primeru, da izberem CPE elemente program zahteva vnos 9-tih materialnih podatkov za opis jedra panela, ki pa jih iz danim preiskav nimam na voljo). Nadalje izberem 4 vozliščne četverkotne elemente z linearno interpolacijo, ki imajo oznako CPS4.

Sedaj je potrebno izbrati še takšne elemente, ki nam bodo omogočali gube oz. gubanje pločevine, saj je to namen simulacije. Zato naredim primerjavo med naslednjimi elementi:

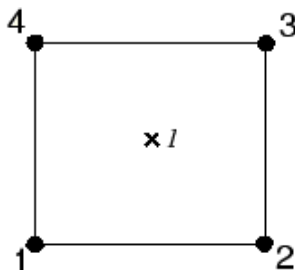
CPS4: 4-vozliščni četverkotni izoparametrični linearni elementi za ravninsko napetostno stanje, ki uporabljajo polno integracijo (full integration). Polna integracija se nanaša na število Gauss-ovih točk potrebnih za integracijo togostne matrike elementa.



Slika : Integracijske točke v polni integraciji za 4-vozliščni četverkotni element

(Povzeto po: Getting Started with ABAQUS, poglavje 4.1.1.)

CPS4R: 4-vozliščni četverkotni izoparametrični linearni elementi za ravninsko napetostno stanje, ki uporabljajo reducirano integracijo (reduced integration). Reducirana integracija uporablja samo eno integracijsko točko.



Slika : Integracijska točka za 4-vozliščni četverkotni element z reducirano integracijo

(Povzeto po: Getting Started with ABAQUS, poglavje 4.1.2.)

CPS4I: 4-vozliščni četverkotni izoparametrični linearni elementi za ravninsko napetostno stanje, ki uporabljajo polno integracijo, z nekompatibilnimi oblikami.

CPS4R*: 4-vozliščni četverkotni izoparametrični linearni elementi za ravninsko napetostno stanje, ki uporabljajo reducirano integracijo, z izbiro opcije »hourglass control: enhanced«.

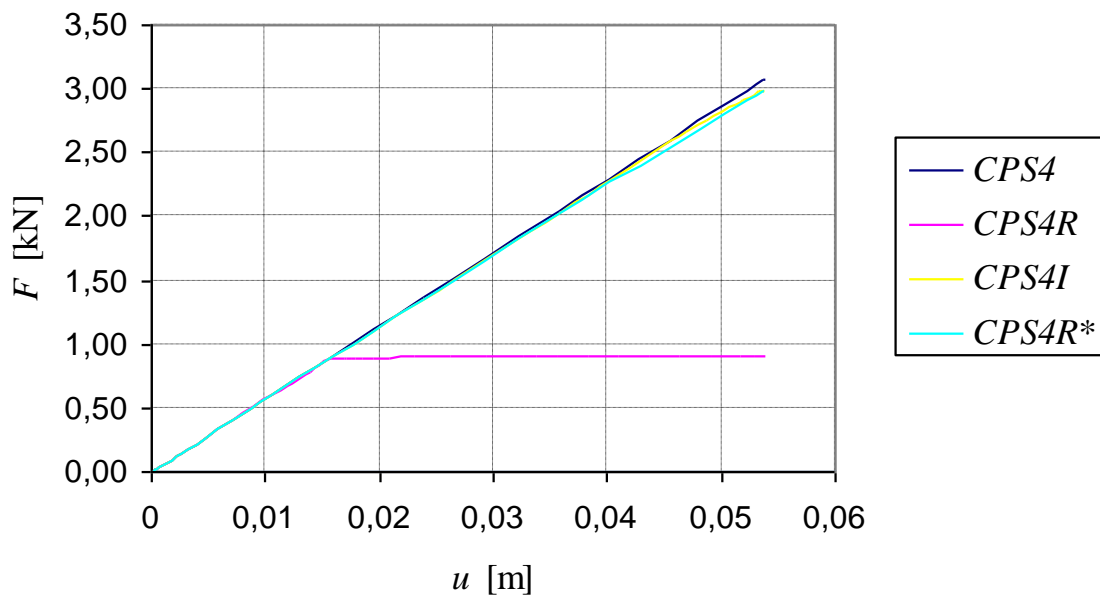
Primerjava med zgornjimi elementi, nam bo pokazala kateri element je najustreznejši za simulacijo gub oz. za analizo upogibnih problemov.

2.3 Rezultati testa

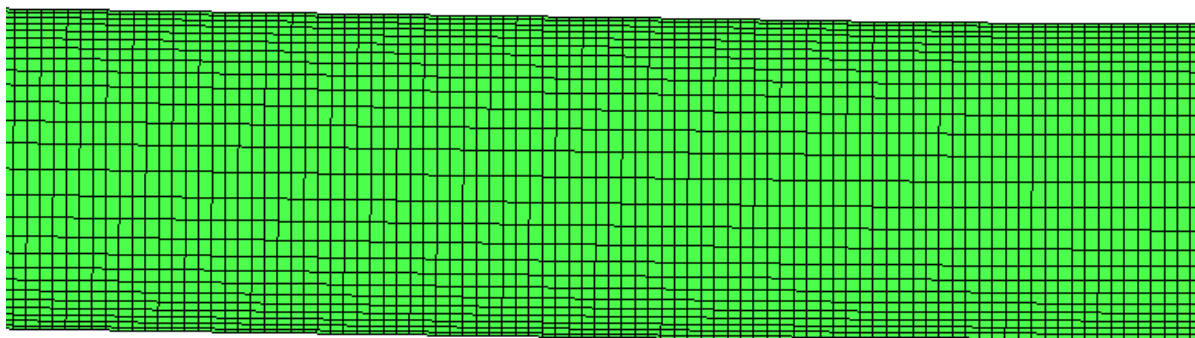
V tabeli primerjam reakcijo v podpori pri predpisanem pomiku. Pri tem predpostavim, da je reakcija dobljena z elementom CPS4I točna in na podlagi tega naredim primerjavo elementov med seboj.

Preglednica 2: Primerjava različnih elementov v tabeli

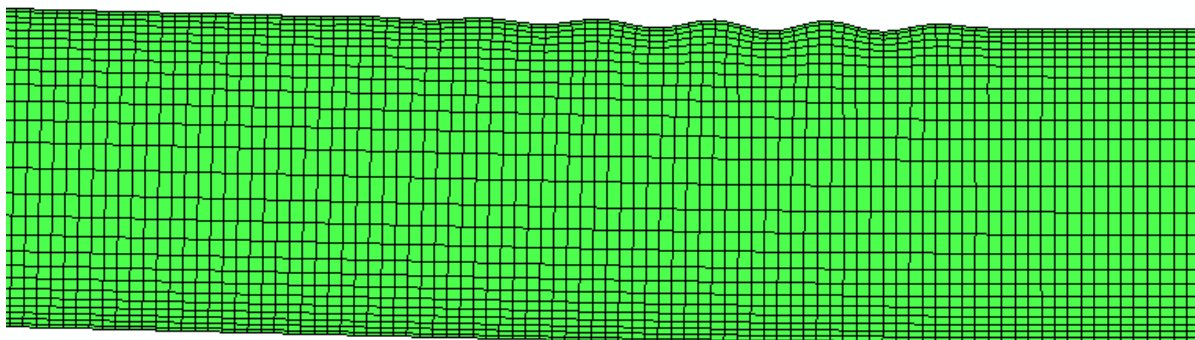
element	CPS4	CPS4R	CPS4I	CPS4R*
primerjava reakcije	1,028	0,304	1,000	1,000



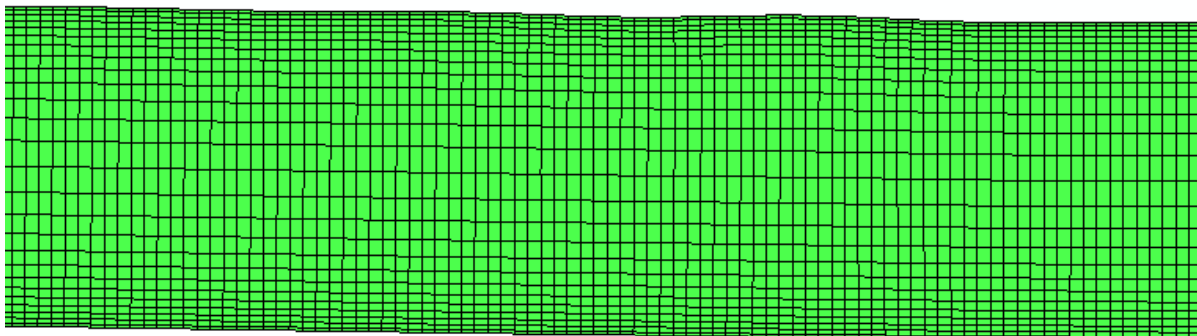
Slika 9: Odnos sila – pomik pri različnih elementih



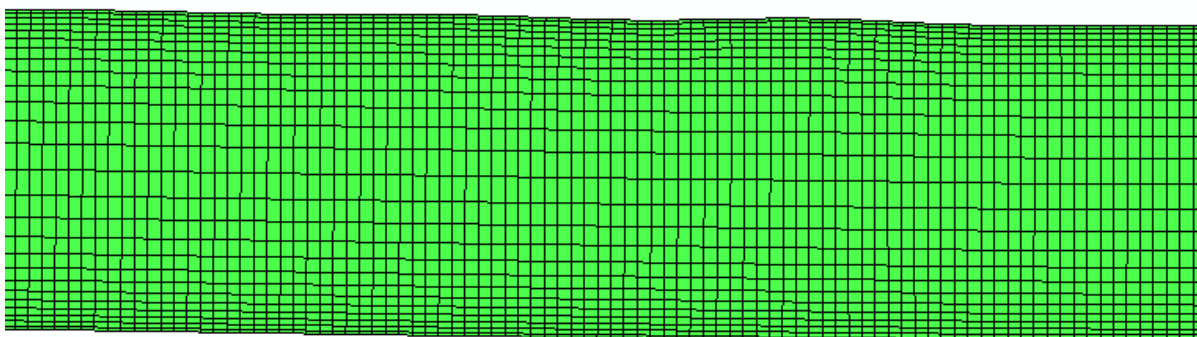
Slika 10: Deformiranje primera z elementi CPS4 ob srednjem delu



Slika 11: Deformiranje primera z elementi CPS4R ob srednjem delu



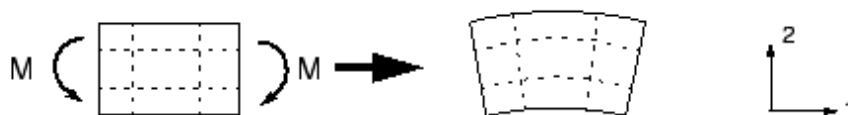
Slika 12: Deformiranje primera z elementi CPS4I ob srednjem delu



Slika 13: Deformiranje primera z elementi CPS4R* ob srednjem delu

Komentar

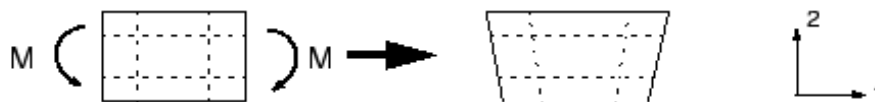
CPS4 elementi: Reakcijska sila, kot tudi krivulja sila-pomik se skoraj ujema z elementi CPS4I, vendar opazimo bistveno razliko v deformiranju. Elementi CPS4 praktično ne izkazujejo nobenega gubanja, vzrok tega je blokiranje. Blokiranje povzroči, da so linearni elementi s polno integracijo preveč togi, kar se predvsem zgodi pri upogibnih primerih. To si lahko razložimo na naslednji način. Predstavljamo si en delček elementa, ki je obremenjen samo s upogibnim momentom M . Deformiral se bi kot prikazuje spodnja slika.



Slika : Deformiranje elementa obremenjenega z momentom M

(Povzeto po: Getting Started with ABAQUS, poglavje 4.1.1.)

Horizontalni liniji se ukrivita, vertikalni ostaneta ravni, kot med linijama pa se ohrani (90^0). Element CPS4 pa se ni sposoben ukriviti in se deformira kot prikazuje naslednja slika.



Slika : Deformiranje CPS4 elementa pri upogibnem momentu M

(Povzeto po: Getting Started with ABAQUS, poglavje 4.1.1.)

Iz slike je jasno vidno, da se zgornja linija podaljša, kar nakazuje da je napetost σ_{11} natezna, spodnja pa skrajša, kar pomeni da je napetost σ_{11} tu tlačna. Dolžina vertikalnih linij se ne spremeni (ob predpostavki majhnih pomikov), kar pomeni da je napetost σ_{22} enaka nič v vseh integracijskih točkah. Vse to je v skladu s pričakovanji, vendar opazimo, da kot med horizontalno in vertikalno linijo spremenjen in ni več 90^0 , kar pomeni da je napetost σ_{12} različna od nič. To pa je nepravilno, strižne napetosti morajo biti nič.

Te neprave strižne sile postanejo velike, ker se rob elementa ni sposoben ukriviti in se zato raje strižno deformira, kot pa upogibno. Posledično je element preveč tog. Elementi CPS4 torej niso primerni za simulacijo gubanja pločevine.

CPS4R elementi: V tem primeru opazimo veliko razliko v reakcijski sili, poteku krivulje sila-pomik kot tudi v deformiranju v primerjavi z elementi CPS4I. Elementi CPS4R niso primerni za naš primer, čeprav dobimo zelo lepo gubanje pločevine. Razlog v tem, ker so ti elementi preveč upogljivi (elastični) in so tako podvrženi lastni numeričnim težavam, imenovanim »hourglassing«. Ponovno lahko prikazemo delček elementa obremenjenega z momentom.



Slika : Deformiranje CPS4R elementa pri upogibnem momentu M

(Povzeto po: Getting Started with ABAQUS, poglavje 4.1.2.)

Nobena od črtkanih linij se ni spremenila po dolžini, prav tako se je pravi kot med linijama ohranil. Kar pomeni, da so vse komponente napetosti v integracijski točki enake nič. V tem

primeru (upogibnem) imamo tako nično energijo in elementi se niso sposobni upirati deformiranju, rezultati pa so neuporabni.

CPS4I elementi: Prvotna predpostavka, da so rezultati dobljeni z elementi CPS4I točni je vsekakor upravičena. Reakcijska sila in potek odnosa sila-pomik je primerljiva z rezultati elementa CPS4, bistveno razliko pa opazimo v deformiranju teh dveh elementov (elementov CPS4R ne primerjam več, ker je njihovo obnašanje nerazumljivo). Elementi CPS4I so namreč taki, da preprečijo blokiranje z dodatno prostostno stopnjo, ki odstrani škodljivo napetost. Na ta način je omogočeno gubanje pločevine, zato so ti elementi dobri za upogibne primere.

V splošnem so elementi CPS4I bolj upravljivi in počasneje konvergirajo, vendar so še zmeraj bolj ekonomični od kvadratnih (drugega reda) elementov.

CPS4R* elementi: Dobljeni rezultati so popolnoma enaki primeru z elementi CPS4I in posledično veliko boljši od elementov CPS4R. Razlog je v tem, ker jim je dodana kontrolna tehnika »enhanced«, ki prepreči numerične težave imenovane »hourglassing« in jim na ta način omogoči dobro obnašanje v upogibnih primerih.

Kljub vsemu se odločim, da so elementi CPS4I najbolj primerni za simulacijo gubanja pločevine, predvsem zato, ker jih bolje poznam od elementov CPS4R*.

3 KONČNI ELEMENTI ZA OPIS PORUŠITVE STIKA MED JEDROM IN PLAŠČEM

3.1 Predogled končnih elementov

Program ABAQUS ponuja vrsto končnih elementov za modeliranje obnašanja stika med dvema različnima materialoma, kadar nas zanima nosilnost takšnega stika. Ti elementi se imenujejo kohezivni elementi. Modeliranje kohezivnega elementa je sestavljeno iz :

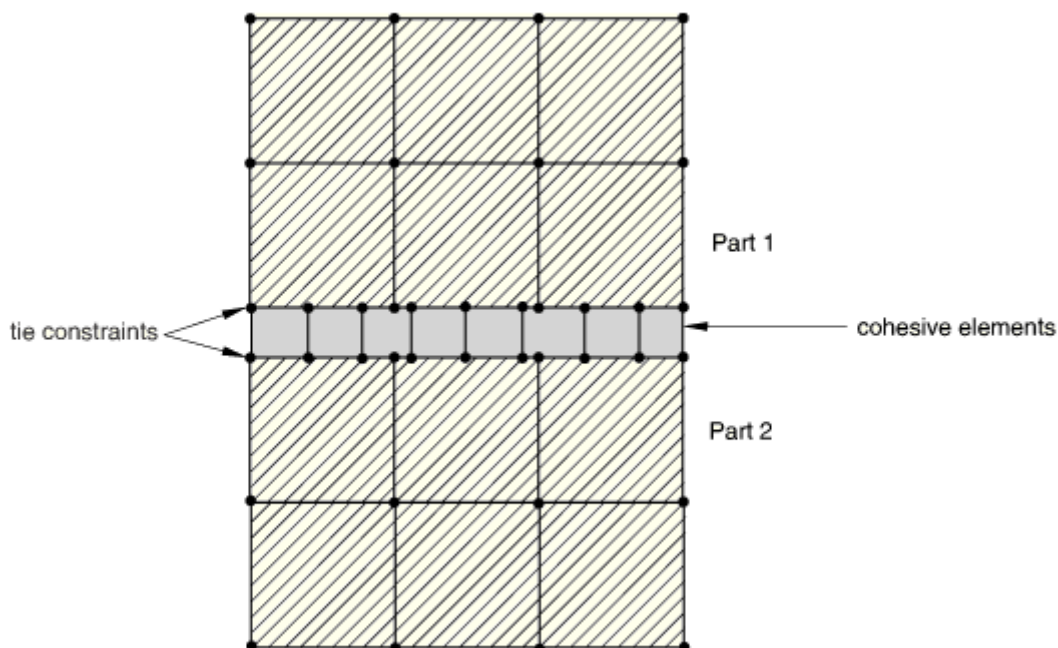
- izbire primerne tipa kohezivnega elementa
- vključitve kohezivnega elementa v model (mrežo ostalih končnih elementov)
- definiranje začetne geometrije kohezivnega elementa
- definiranje mehanskega obnašanja kohezivnega elementa

3.1.1 Izbiri primerne tipa elementa

Na voljo imamo elemente za tri, dvo in eno dimenzionalno analizo. V mojem primeru sem izbral elemente COH2D4, kar pomeni 4-vozljiščni dvo dimenzionalni element.

3.1.2 Vključitev kohezivnega elementa v model (mrežo ostalih končnih elementov)

Pri vključitvi elementa v model je zelo pomembna povezava med kohezivnim elementom in ostalimi elementi. V našem primeru ostali elementi modelirajo volno (na eni strani kohezivnega elementa) in jekleno pločevino (na drugi strani kohezivnega elementa). ABAQUS nam omogoča izvedbo te povezave na dva načina. Prvi način je, da si elementi delijo vozlišča. Ta način lahko uporabimo, ko se mreža kohezivnih končnih elementov ujema z mrežo ostalih končnih elementov. Metoda nam da dobre rezultate predvsem v primeru, ko so kohezivni elementi uporabljeni za modeliranje razslojevanja med dvema slojema. Bolj točne rezultate pa lahko dosežemo z gostejšo mrežo kohezivnega pasu. V tem primeru so mreže različne, zato ne moremo uporabiti načina delitve vozlišč. Zato enačimo vse aktivne prostostne stopnje (translacije in rotacije) za par povezanih površin. Spodnja slika prikazuje finejšo mrežo kohezivnih elementov od sosednjih elementov ter površinsko vez med njimi. Pri tem mora biti kohezivni pas narejen z eno vrsto kohezivnih elementov po debelini.



Slika : Vključitev kohezivnega elementa v model

(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 26.5.3.)

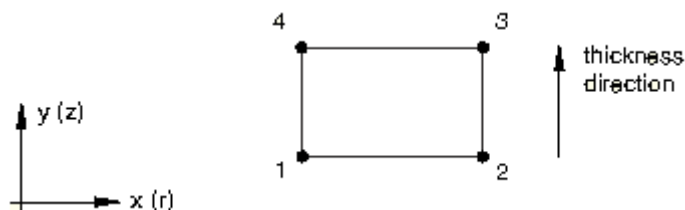
Pogosto se zgodi, da kohezivni elementi postopno »propadejo« v nategu ali strigu. Posledično elementi, ki so prvotno povezani z kohezivnim elementom, pridejo v kontakt med seboj. Zato je potrebno urediti kontakt. V nekaterih situacijah lahko kontakt uredi sam kohezivni element. Narejen je namreč tako, da obdrži nosilnost v tlaku, kljub temu, da je nosilnost v nategu in/ali strigu zelo zmanjšana. Ta način deluje dobro, dokler je relativni pomik zgornje in spodnje ploskve v tangencialni smeri med deformiranjem elementa majhen. Druga rešitev bi bila definiranje kontakta med sosednjima elementoma, ki bi potencialno lahko prišla v kontakt, ko kohezivni element ne »nosi« več. Ta kontakt bi bil modeliran preko analize. Kljub temu ta rešitev ni priporočljiva za elemente, katerih geometrijska debelina je zelo majhna ali celo nič. V tem primeru lahko kontakt povzroči nerealno tlačno nosilnost kohezivne plasti.

V mojem primeru sem izbral, da si elementi delijo vozlišča, ter da kohezivni element sam urejuje morebiten kontakt.

3.1.3 Definiranje začetne geometrije elementa

V ABAQUS-u je potrebno podati konstitutivno debelino kohezijskega elementa. Na voljo imamo tri načine. In sicer, da izberemo privzeto vrednost programa, da sami podamo debelino ali pa da dovolimo, da jo program izračuna iz koordinat vozlišč. V prvem primeru program predpostavi, da je konstitutivna debelina enaka ena. To ima za posledico, da so nominalne deformacije enake relativnim pomikom elementa. Če pa izberemo ostali dve možnosti, pomeni, da je konstitutivna debelina enaka geometrijski in zgornje pravilo ne velja več. Jaz sem izbral zadnjo možnost.

Za ravninski primer, kot je naš, je potrebno podati še debelino elementa izven ravnine. Pri vsem tem je pomembno, da je kohezivni element pravilno orientiran, saj je obnašanje elementa drugačno v smeri debeline kot izven nje. Spodnja slika prikazuje dvodimenzionalni element.



Slika : Dvodimenzionalni element in smer debeline

(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 26.5.4.)

3.1.4 Definiranje mehanskega obnašanja kohezivnega elementa

Kohezivni elementi so uporabni za modeliranje stika, vezi, tesnila, sloja lepila ali pa koščkov lepila med ploskvami. Za vsak tak namen uporabe je pripravljen poseben tip elementa. Osnovni tipi elementov so naslednji :

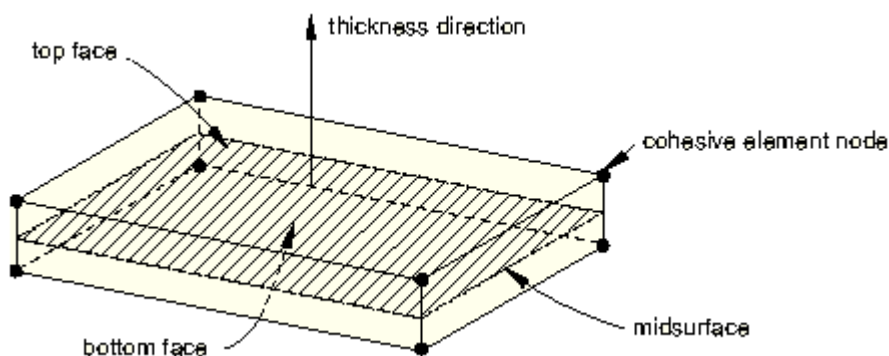
- za modeliranje nepretrganega stika (»continuum-based modeling«)

Nepretrgan stik vključuje situacije, ko sta dve telesi povezani med sabo z materialom, kot je lepilo in ko ima lepilo neko končno debelino. Makroskopske lastnosti, kot sta togost in trdnost, se lahko določi s poizkusi in direktno uporabi v programu.

- za modeliranje stika z opisom sile proti ločitvi («traction-separation-based modeling») Modeliranje vmesnega stika v sestavljivih materialih pogosto vključuje situacije, kjer je vmesna ploskev zelo tanka ali pa se jo iz praktičnih razlogov lahko smatra za nično. V tem primeru je enostavneje definirati odziv kohezijskega sloja direktno na način sila proti ločitvi, kot pa z uporabo običajnih materialnih modelov σ - ϵ . V mojem primeru sem izbral ta način modeliranja, saj najbolje opisuje simulacijo eksperimenta.

- za modeliranje stika z enoosno napetostjo («uniaxial stress-based modeling») V tem primeru je dopuščena le ena napetost normalno na debelino, vse ostale komponente napetosti so nič. To je primerno za modeliranje tesnila ali posameznih delčkov lepljenega stika.

3.1.5 Prostorska predstavitev kohezivnega elementa



Slika : Prostorski kohezivni element

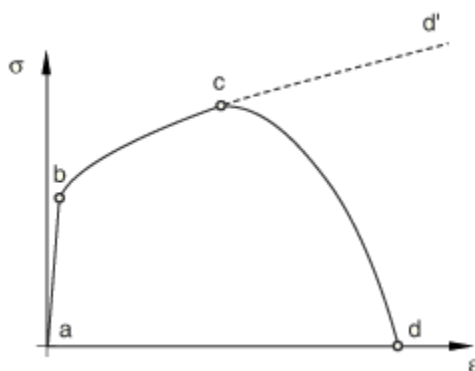
(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 26.5.1.)

Slika prikazuje geometrijske značilnosti kohezivnega elementa. Povezava elementa je podobna kot pri prostorskih elementih. Vendar si je dobro predstavljati ta element, kot da bi bil sestavljen iz dveh ploskev, ki sta ločeni za debelino. Relativni pomik zgornje in spodnje ploskve v smeri debeline predstavlja odpiranje ali zapiranje vmesne ploskve. Sprememba pozicije spodnje in zgornje ploskve pravokotno na debelino pa določa strižno obnašanje elementa.

3.2 Splošna načela za modeliranje poškodb in porušitve materiala

ABAQUS ponuja splošna načela za modeliranje porušitve materiala, ki je lahko kombinacija več mehanizmov. Materialna porušitev se nanaša na popolno izgubo nosilnosti, ki je rezultat postopnega zmanjševanja materialne togosti. Zmanjševanje togosti pa je proces, ki se ga modelira z mehanizmom poškodb.

Spodnja slika prikazuje tipičen σ - ϵ diagram pri enoosnem nateznem preizkusu jeklenega vzorca, s katerim lahko prikažemo načela modeliranja poškodb in porušitve materiala v ABAQUS-u.



Slika : σ - ϵ diagram
(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 19.1.1.)

Material se na začetku obnaša linearno elastično (a-b), sledi plastifikacija in utrjevanje materiala (b-c). Od tod naprej na vzorec ne moremo več nanašati dodatne obremenitve. Napetost pada, deformacije pa se povečujejo, dokler se vzorec ne pretrga oziroma poruši (c-d). Pri našem modeliranju poškodb nam točka c predstavlja začetni kriterij poškodb. Po točki c pa odziv napetost-deformacija (c-d) vodimo z razvojem poškodb. Ob odsotnosti poškodb, bi material sledil krivulji c-d'.

Modeliranje poškodb in porušitve materiala, bi torej lahko razdelili na štiri ločene dele :

- definiranje obnašanja nepoškodovanega materiala (a-b-c-d')
- začetni kriterij poškodb (c)
- definiranje razvoja poškodb (c-d)
- možnost odstranitve elementa iz računa, ko je materialna togost povsem zmanjšana

3.3 Uporaba kohezivnega elementa z opisom sila proti ločitvi

Kohezivni elementi definirani na način sila - ločitev :

- se lahko uporabijo za modeliranje delaminacije oziroma razslojevanja med dvema slojema
- privzamejo linearno elastično obnašanje pred nastankom poškodb
- privzamejo, da je porušitev elementa vodena s postopnim zmanjševanjem togosti materiala
- omogočajo kombinacijo več mehanizmov poškodb

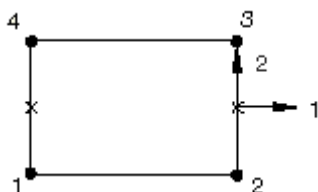
Ta način predpostavi začetno linearno elastično obnašanje stika. Temu sledi definicija začetnega kriterija poškodb ter širjenje oziroma razvoj poškodb, ki vodijo do porušitve stika. Elastično obnašanje se zapiše s konstitutivno matriko, ki povezuje nominalne napetosti (t_n, t_s) in nominalne deformacije stika ($\varepsilon_n, \varepsilon_s$).

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} \\ K_{ns} & K_{ss} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix}$$

Nominalne napetosti so sile deljene s površino v vsaki integracijski točki, nominalne deformacije pa pomik (ločitev) deljeno s konstitutivno debelino v vsaki integracijski točki.

$$\sigma = \frac{F}{A}$$
$$\varepsilon = \frac{u}{l}$$

ABAQUS uporablja t za oznako napetosti, za pomik oz. ločitev δ , za debelino pa T_0 . Ločitev oziroma pomik pomeni relativni pomik zgornje in spodnje ploskve kohezivnega elementa. Napetosti vektor \mathbf{t} je sestavljen iz 2 komponent t_n in t_s . Komponenta t_n pomeni normalno napetost v lokalni smeri 2, to je v smeri debeline, t_s pa strižno napetost v lokalni smeri 1.



Slika : Lokalne smeri za ravninski kohezivni element

(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 26.5.4.)

Podoben pomen imajo oznake deformacij ε_n , ε_s in togosti K_{nn} , K_{ss} in K_{ns} . V mojem primeru sem za togost K_{ns} vzela vrednost nič, saj tega podatka nimam. To ima za posledico, da sta normalna in strižna komponenta med seboj neodvisni. Zvezo med napetostmi in deformacijami lahko sedaj napišemo takole :

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 \\ 0 & K_{ss} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix}$$

Za vrednost K_{nn} sem podal natezni modul volne $E_{Ct} = 14700\text{kPa}$, za K_{ss} pa strižni modul volne $G_C = 8700\text{kPa}$.

Sedaj je potrebno definirati začetni pogoj poškodb. Proces poškodb se začne, ko napetosti in/ali deformacije dosežejo neki začetni kriterij, ki ga sami podamo. V rezultatih programa lahko preverimo, če je bil začetni kriterij izpolnjen ali ne. Vrednost 1 ali več nakazuje, da je bil pogoj izpolnjen. Kljub temu je potrebno podati tudi razvoj poškodb, saj v nasprotnem primeru ne pride do poškodb in s tem do porušitve stika.

Za izpolnitev začetnega kriterija poškodb lahko izberemo naslednje pogoje:

- kriterij na osnovi nominalnih napetosti

$$\max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0} \right\} = 1$$

- kriterij na osnovi nominalnih deformacij

$$\max \left\{ \frac{\langle \varepsilon_n \rangle}{\varepsilon_n^0}, \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_s^0} \right\} = 1$$

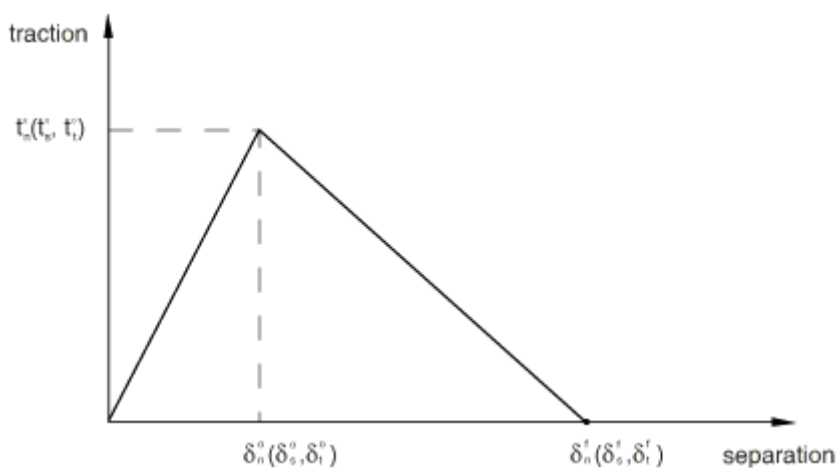
- kriterij na osnovi kvadratne funkcije za nominalne napetosti

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{\langle t_s \rangle}{t_s^0} \right\}^2 = 1$$

- kriterij na osnovi kvadratne funkcije za nominalne deformacije

$$\left\{ \frac{\langle \varepsilon_n \rangle}{\varepsilon_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{\langle \varepsilon_s \rangle}{\varepsilon_s^0} \right\}^2 = 1$$

V mojem primeru sem izbral prvi kriterij, kjer t_n^0 in t_s^0 predstavljajo največje normalne in strižne napetosti, ki jih stik prenese in jih je potrebno podati. Oznaki v izrazu $\langle \rangle$ pomenita, da čiste tlačne napetosti ali deformacije ne povzročijo začetka poškodb. Kar pomeni, da kohezijski sloj ni podvržen poškodbam v tlaku. Ta kriterij lahko ponazorimo z naslednjo sliko, ki pa je tudi tipični prikaz odziva sila (napetost) proti ločitvi (pomiku).



Slika : Odziv sila proti ločitvi

(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 26.5.6.)

Kako se materialna togost stika zmanjšuje potem, ko je bil začetni kriterij izpolnjen, opišemo z razvojem poškodb. Skalarna spremenljivka poškodb D predstavlja celotne poškodbe v materialu in zajame vse kombinacije aktivnih mehanizmov. Na začetku ima vrednost 0 in postopno prehaja k vrednosti 1. Pri tem se komponente napetosti spreminjajo na sledeči način:

$$t_n = \begin{cases} (1-D)\bar{t}_n, & \text{če } \bar{t}_n \geq 0 \\ \bar{t}_n, & \text{če } \bar{t}_n < 0 \end{cases}$$

$$t_s = (1-D)\bar{t}_s$$

Kjer so \bar{t}_n in \bar{t}_s napetosti pri elastičnem obnašanju stika brez poškodb. Tako se preko zmanjševanja komponent napetosti postopno zmanjšuje tudi togost.

Da bi opisali razvoj poškodb s kombinacijo normalnih in strižnih deformacij, je koristno definirati efektivni pomik :

$$\delta_m = \sqrt{\langle \delta_n \rangle^2 + \delta_s^2}$$

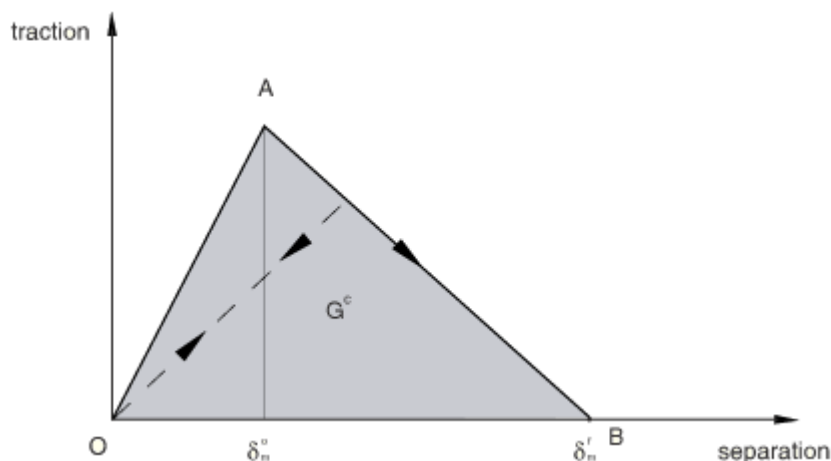
Razvoj poškodb je definiran iz dveh sestavnih delov. V prvem delu je potrebno podati efektivni pomik pri popolni porušitvi δ_m^f , relativno z efektivnim pomikom pri začetku poškodb δ_m^0 . V drugem delu pa definiramo oziroma opišemo naravo obnašanja spremenljivke poškodb D med začetkom poškodb in končno porušitvijo. Spremenljivko D lahko opišemo po linearnem pravilu, eksponentnem pravilu ali pa jo navedemo tabelarično kot funkcijo efektivnih pomikov po začetku poškodb.

V mojem primeru sem se odločil za najenostavnejšo obliko razvoja poškodb. Tako sem izbral linearno mehčanje, ter podal vrednost efektivnega pomika δ_m^f . Pomik na začetku poškodb δ_m^0 izračuna program sam, vrednost δ_m^f pa je potrebno oceniti, saj podatka o njem nimamo. Izbrano linearno mehčanje, ki opisuje spremenljivko poškodb D , pa je določeno z naslednjim izrazom:

$$D = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{\max} - \delta_m^0)}{\delta_m^{\max} (\delta_m^f - \delta_m^0)}$$

Pri tem je δ_m^{\max} maksimalna vrednost efektivnega pomika med obremenjevanjem pred poškodbami.

Na naslednji sliki lahko prikažemo sestavne dele razvoja poškodb za moj primer. Torej ocenim δ_m^f , točki A-B pa opisujeta linearno mehčanje.



Slika : Sestavni deli razvoja poškodb

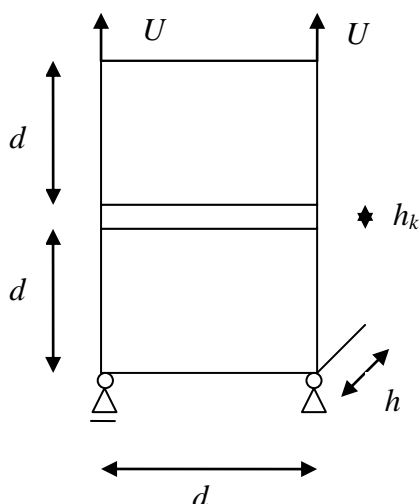
(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 26.5.6.)

Program ABAQUS nam poleg tega omogoča še različne možnosti kombiniranja oz. medsebojne odvisnosti med normalnimi in strižnimi deformacijami, ki jih lahko upoštevamo v okviru razvoju poškodb.

V večini primerov so kohezivni elementi modelirani z postopnim širjenjem poškodb, ki vodijo do porušitve. To modeliranje pa vključuje mehčanje materiala. Material vedno manj nosi, zato morajo preostalo obtežbo prevzeti drugi elementi. V programih, kot je ABAQUS, vodi to do težav v konvergenci. Ena od metod, ki pomaga odpraviti to težavo, je uporaba parametra viskoznosti μ . Parameter viskoznosti povzroči, da je tangenta togostna matrika materiala pozitivna pri zadostnem majhnem obtežnem inkrementu. Slabost parametra μ je, da ga moramo sami podati in imamo le priporočilo, da mora biti majhen v primerjavi z obtežnim inkrementom.

3.4 Testni primer

Kohezivni element smo sedaj spoznali, zato lahko naredimo testni primer. Namen testa je predvsem dokaz pravilnega delovanja kohezivnega elementa. Naredimo enostaven primer, sestavljen iz treh elementov, ki ga na eni strani členkasto podpremo, kot prikazuje slika 14, na drugi strani pa postopno povečujemo pomik U z inkrementom 0,01.



Slika 14: Testni primer

Podatki : $d = 2\text{m}$

$$h_k = 0,05\text{m}$$

$$h = 0,1\text{m}$$

$$U = 0,25\text{m}$$

$$E_n = 1000\text{kPa}$$

$$G_s = 1000\text{kPa}$$

Srednji element predstavlja kohezivni element, ostala dva elementa pa sta toga (podam jima zelo velik elastični modul). Lahko bi rekli, da gre za natezni preizkus kohezivnega elementa. Pri tem naredim dva primera *A* in *B*. V primeru *A* podam pravo debelino kohezivnega elementa (program jo izračuna in koordinat vozlišč), kar pomeni, da je $K_{nn} = E_n$, ter $K_{ss} = G_s$. V primeru *B* pa je debelina enaka 1 (privzeta vrednost programa), kar pomeni, da je potrebno podati $K_{nn} = E_n/h_k$ in $K_{ss} = G_s/h_k$. S tema primeroma se želimo prepričati, da način definiranja debeline kohezivnega ne vpliva na rezultat.

Podatki s katerimi definiram kohezivni element so naslednji:

- začetno linearno elastično obnašanje elementa

primer *A* :

$$K_{nn} = E_n = 1000\text{kPa}$$

$$K_{ss} = G_s = 1000 \text{ kPa}$$

primer B:

$$K_{mn} = \frac{E_n}{h_k} = \frac{1000 \text{ kPa}}{0,05 \text{ m}} = 20000 \text{ kPa}$$

$$K_{ss} = \frac{G_s}{h_k} = \frac{1000 \text{ kPa}}{0,05 \text{ m}} = 20000 \text{ kPa}$$

- začetni kriterij poškodb

izberem kriterij na osnovi nominalnih napetosti in podam napetosti t_n^0 in t_s^0

$$t_n^0 = 100 \text{ kPa}$$

$$t_s^0 = 100 \text{ kPa}$$

- razvoja poškodb

izberem linearno mehčanje, ter podam vrednost za efektivni pomik δ_m^f

$$\delta_m^f = 0,15 \text{ m}$$

Na osnovi zgornjih podatkov lahko izračunamo silo in pomik pri porušitvi. Primerjava z rezultati primera nam bo dala odgovor o pravilnem delovanju kohezivnih elementov. Iz teorije vemo, da je :

$$\sigma = \frac{F}{A}$$

$$\varepsilon = \frac{u}{l} = \frac{\sigma}{E}$$

Kjer je v našem primeru: $\sigma = t_n^0$ napetost na začetku poškodb

$A = d * h$ površina v integracijski točki

$l = h_k$ debelina kohezivnega elementa

$E = K_{mn}$ elastični modul kohezivnega elementa

$F = F_p$ sila pri porušitvi

$u = u_p$ pomik pri porušitvi

Sila pri porušitvi je

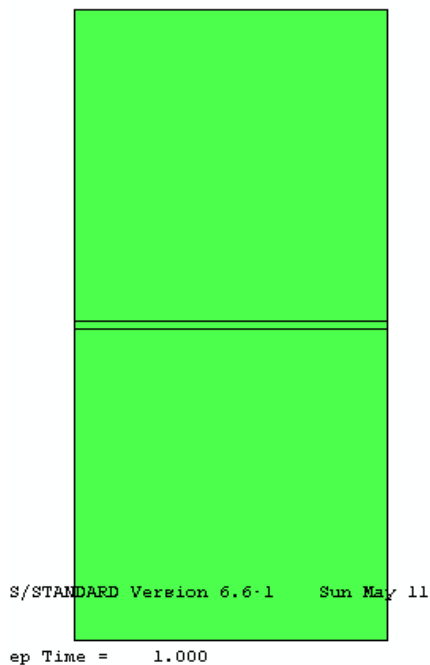
$$F_p = t_n^0 * A = t_n^0 * d * h = 100 \text{ kPa} * 2 \text{ m} * 0,1 \text{ m} = 20 \text{ kN}$$

Pomik pri porušitvi je

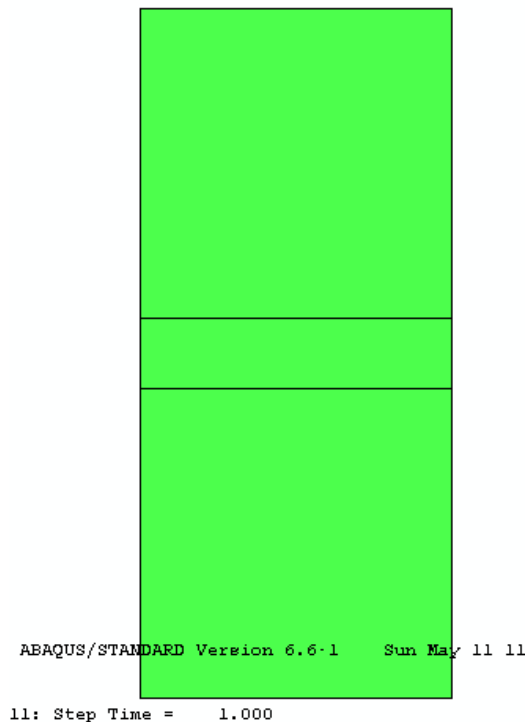
$$u_p = \frac{t_n^0}{K_{mn}} * h_k = \frac{100 \text{ kPa}}{10000 \text{ kPa}} * 0,05 \text{ m} = 0,005 \text{ m}$$

Silo $F_p = 20 \text{ kN}$ in pomik $u_p = 0,005 \text{ m}$ bomo primerjali z rezultati primera A in B.

Rezultati primera *A* in *B* :



Slika 15: Nedeformirana mreža



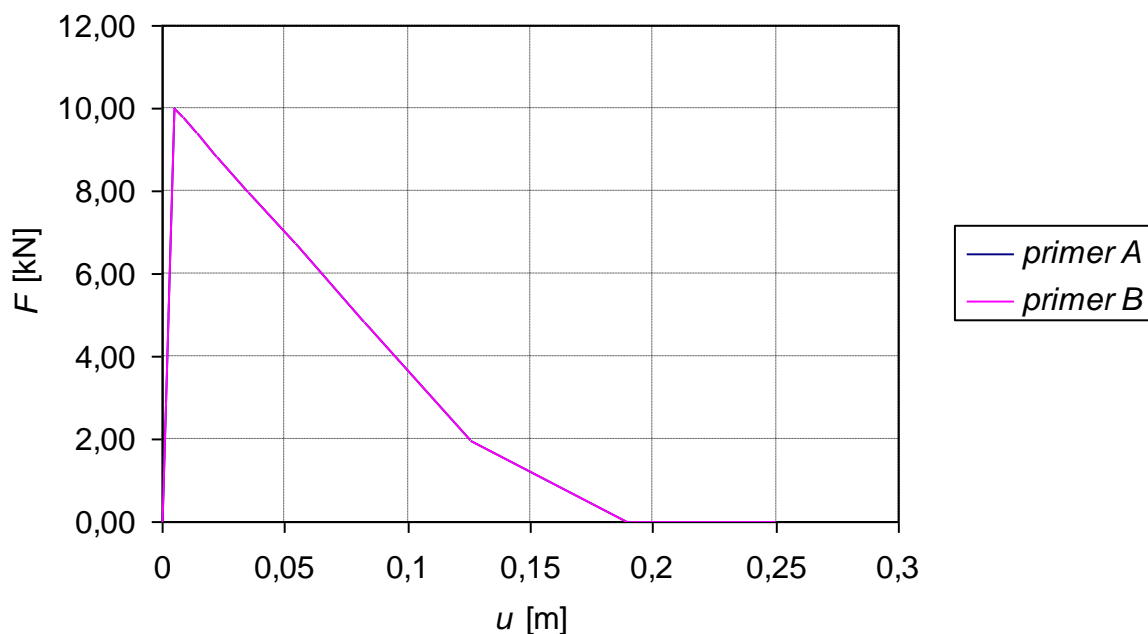
Slika 16: Deformirana mreža

Preglednica 3: Rezultati primera *A* in *B*

Čas	primer <i>A</i>		primer <i>B</i>	
	F [kN]	u [m]	F [kN]	u [m]
0	0,00	0	0,00	0
0,01	5,00	0,0025	5,00	0,0025
0,02	10,00	0,005	10,00	0,005
0,035	9,75	0,00875	9,75	0,00875
0,0575	9,38	0,014375	9,38	0,014375
0,09125	8,81	0,022813	8,81	0,022813
0,141875	7,97	0,035469	7,97	0,035469
0,217812	6,70	0,054453	6,70	0,054453
0,331719	4,80	0,08293	4,80	0,08293
0,502578	1,96	0,125645	1,96	0,125645
0,758867	6,63E-16	0,189717	9,25E-16	0,189717
1	2,73E-16	0,25	2,81E-16	0,25

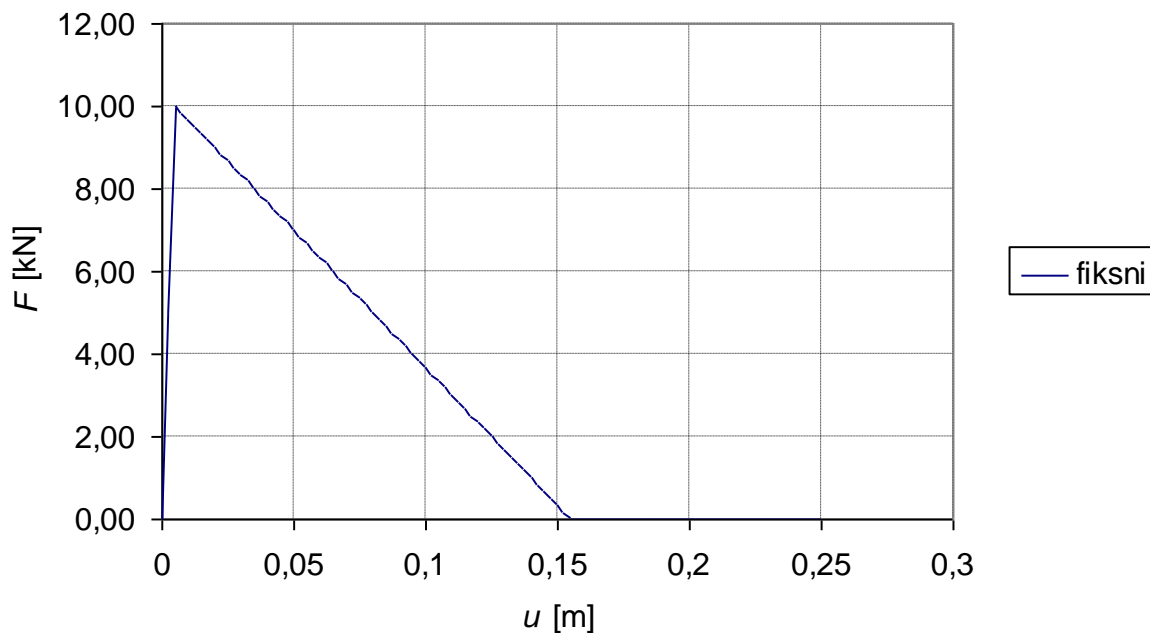
Sila F je odčitana v levi podpori, pomik u pa v levem zgornjem vozlišču kohezivnega elementa. Rezultati so za primer *A* in *B* enaki, kar pomeni, da različno definiranje debeline

kohezivnega elementa nima vpliva na rezultat. Porušitev so zgodi v koraku 0,02 pri sili 10kN in pomiku 0,005m. Dobljen pomik je enak izračunanemu $u_p = 0,005m$, vsota obeh sil v podpori $10kN+10kN = 20 kN$, pa je enaka izračunani porušni sili $F_p = 20kN$. Kar pomeni, da kohezivni element deluje v skladu z našimi predpostavkami. Poglejmo si še graf sila – pomik.



Slika 17: Odnos sila – pomik, primera A in B

Iz grafa se lepo vidi, da porušitev nastopi pri sili 10kN. Temu sledi padec sile, pomik pa se povečuje, dokler primer popolnoma ne odpove. Odpoved bi se morala zgoditi pri efektivnem pomiku $\delta_m^f = 0,15m$, vendar iz grafa vidimo da temu ni tako in celo opazimo spremembo naklona, ko gre sila proti nič. Vzrok tega lahko opazimo v tabeli. Na začetku se inkrement postopno povečuje po korakih 0,01, potem pa se avtomatsko poveča in preskoči pravo vrednost pomika pri odpovedi. Zato sem naredil še en primer, kjer sem avtomatsko prilagajanje inkrementa, spremenil v fiksne.



Slika 18: Odnos sila – pomik, s fiksnim inkrementom

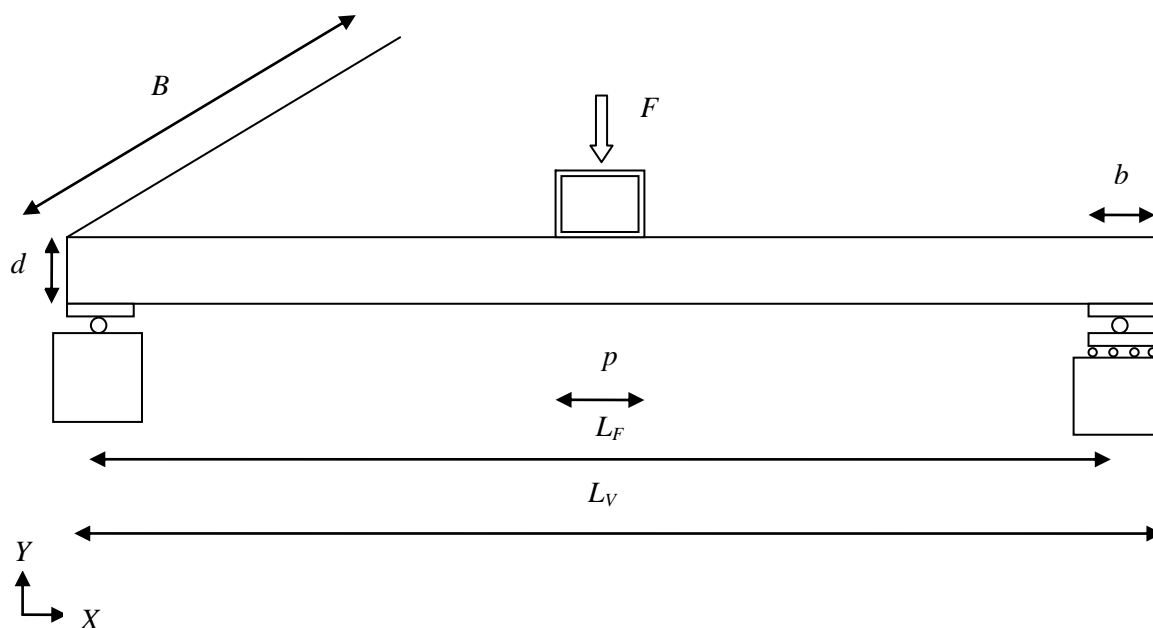
V tem primeru je odpoved primera skoraj enaka vrednosti efektivnega pomika δ_m^f , vendar bi za točen rezultat morali še pomanjšati inkrement. V splošnem dobimo enak odziv sila – pomik, kot ga predpisuje teorija.

4 SIMULACIJA EKSPERIMENTA NA PANELU FTV 60

4.1 Osnovni model

Modeliranje geometrije panela

V tem poglavju se ukvarjam s pripravo modela za simulacijo eksperimenta, s katerim se določi sila, pri kateri pride do porušitve sendvič panela zaradi gubanja pločevine. Najprej si izberem osnovni (najenostavnejši) model, nato pa spreminjam nekatere parametre modela, ki jih ne poznam zadosti dobro, z namenom, da bi dobil optimalni model za simulacijo. Izbral sem preizkus, ki je bil izveden na panelu tipa TRIMOTERM FTV $d = 60\text{mm}$. Geometrija panela je podana že v točki 1.4 in je še enkrat prikazana na sliki.



Slika 19: Geometrijski podatki panela FTV 60

Podatki : $L_V = 4,0\text{m}$

$L_F = 3,9\text{m}$

$B = 1,0\text{m}$

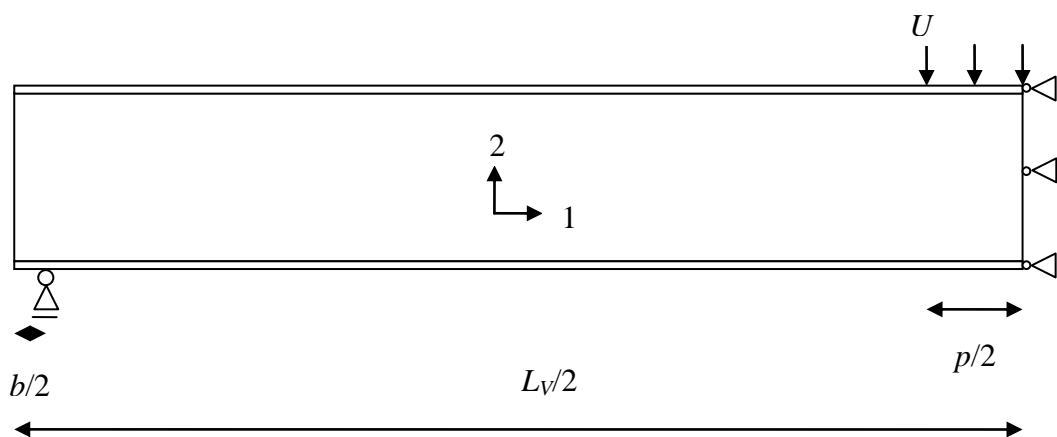
$b = 100\text{mm}$

$d = 60\text{mm}$

$p = 80\text{mm}$ (dimenzije profila so $80 \times 4,5\text{mm}$)

debelina pločevine = 0,6mm

Pri pripravi osnovnega računskega modela sem izvedel več poenostavitev. Najprej sem prostorski konstrukcijski element (sendvič ploščo) »poenostavil« v ploskovno oz. dvodimenzionalno konstrukcijo, saj predpostavim, da je obnašanje panela med eksperimentom takšno, da širina panela B ne vpliva na rezultate meritev. V programu zato izberem za modelirni prostor: »2D Planar«, za tip: »Deformable«, za osnovno značilnost pa »Shell«. Sedaj imam v bistvu prostoležeč sendvičast nosilec, obremenjen s koncentrirano silo F na sredini. Zato lahko upoštevam še simetrijo. Modeliram le polovico nosilca in dodam ustrezne simetrijske robne pogoje po sredini panela, ki so takšni, da preprečujejo pomik v smeri x osi. Nadalje poenostavim naleganje panela na podporo. Kontakt med panelom in podporo enostavno zanemarim in panel le pomično členkasto podprem. Za razliko od eksperimenta, kjer so nanašali silo in merili pomik, pri numerični analizi vsiljujem pomik in računam pripadajočo silo. To se izkaže kot dobra simulacija dejanskih razmer in program lažje izvede analizo. Se pravi, na delu panela kjer preko jeklenega profila nanašajo obtežbo pri poizkusu, jaz direktno vsiljujem pomik, spet brez kontaktov. Slika 14 prikazuje geometrijo osnovnega modela.



Slika 20: Model panela FTV 60 za analizo z MKE

Podatki : $L_v/2 = 2,0\text{m}$

$b/2 = 50\text{mm}$

$p/2 = 40\text{mm}$

Lastnosti volne

Za obravnavano mineralno volno imamo na voljo podatke iz laboratorijskih preiskav, ki so podani v točki 1.3. Obnašanje volne opišem z modelom ortotropnega elastičnega materiala. V programu ABAQUS je to tip »Lamina«, kateremu je potrebno podati štiri materialne podatke: elastična modula v smeri dveh glavnih materialnih osi 1 in 2, E_1 , E_2 , Poissonov količnik ν_{12} in strižni modul G_{12} . Predpostavim torej, da je v volni ravninsko napetostno stanje. Na žalost imamo podatke o lastnostih volne le v smeri vlaken (volna je postavljena tako, da imajo vlakna smer 2, glej sliko 20), zato lastnosti volne v osi 1, ki je prečna na smer vlaken, predpostavim. Podatki, ki sem jih vnesel v osnovni model, so naslednji:

$E_2 = \frac{1}{2}(E_{Ct} + E_{Cc})$... povprečna vrednost nateznega in tlačnega modula volne

$$E_2 = \frac{1}{2}(14700\text{kPa} + 7600\text{kPa}) = 11150\text{kPa}$$

$E_1 = 10\%E_2$... nimam podatka, predpostavim 10% vrednosti modula E_2

$$E_1 = 0,01 \cdot 11150\text{kPa} = 1115\text{kPa}$$

$G_{12} = G_C$... strižni modul volne

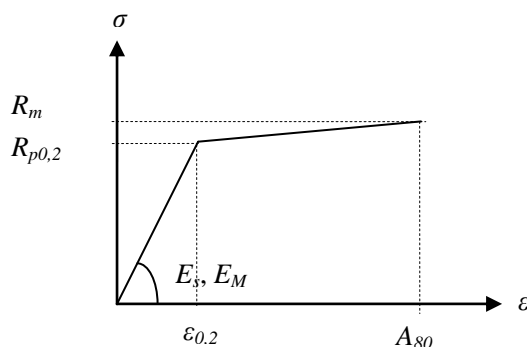
$$G_{12} = 8700\text{kPa}$$

ν_{12} ... nimam podatka, predpostavim

$$\nu_{12} = 0,05$$

Lastnosti jeklene pločevine

Jekleno pločevino opišem z modelom elasto-plastičnega izotropnega materiala z bilinearnim izotropnim utrjevanjem. Iz laboratorijskih preiskav imam na voljo podatke o meji tečenja $R_{p0,2}$, natezni trdnosti R_m in pripadajočem raztežku materiala A_{80} , za S in M profila. Iz teh podatkov lahko izračunamo »približni« elastični modul pločevine E_S in E_M .



Slika 21: Diagram σ - ϵ pločevine

profil S oblike – zgornja pločevina

$R_{p0,2} = 353000 \text{ kPa}$... meja tečenja

$R_m = 368000 \text{ kPa}$... natezna trdnost $A_{80} = 30,23\%$... pripadajoči raztezek

$$E_S = \frac{R_{p0,2}}{\epsilon_{0,2}} = \frac{353000 \text{ kPa}}{0,002} = 1,765 * 10^8 \text{ kPa}$$

Pravilno se elastični modul določi iz linearnega odseka diagrama σ - ϵ , na primer med napetostmi 80MPa in 250MPa. Med tema odsekoma znaša elastični modul 172,2GPa in se razlikuje od izračunanega modula E_S za 2,5%. V nadaljevanju določam in uporabljam elastični modul po zgornjem izračunu, torej $R_{p0,2}$ delim z $\epsilon_{0,2}$ (ker v času analize nisem imel na voljo podatkov o »pravem« elastičnem modulu). Zraven pa še dopišem pravi elastični modul, za primerjavo.

profil M oblike – spodnja pločevina

$R_{p0,2} = 333300 \text{ kPa}$... meja tečenja

$R_m = 342600 \text{ kPa}$... natezna trdnost $A_{80} = 30,9\%$... pripadajoči raztezek

$$E_M = \frac{R_{p0,2}}{\epsilon_{0,2}} = \frac{333300 \text{ kPa}}{0,002} = 1,6665 * 10^8 \text{ kPa} \quad E_M^{pravi} = 173,78 \text{ GPa} \text{ (odstopanje 4,1\%)}$$

Izračunani vrednosti E_S , E_M , ter Poissonov količnik 0,3 torej določajo elastično obnašanje pločevine. Za definiranje plastičnosti pa ABAQUS zahteva poznavanje odnosa med napetostjo na meji tečenja in plastično deformacijo. Poleg tega je potrebno preoblikovati nominalne deformacije v logaritmične (dejanske) deformacije ter določiti pripadajoče napetosti. Izračun je naslednji:

profil S oblike

$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + \varepsilon_{nom1})$... dejanska deformacija pri začetni meji tečenja

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + 0,002) = 0,002$$

$\sigma_{d1} = \sigma_{nom1} (1 + \varepsilon_{nom1})$... dejanska napetost pri začetni meji tečenja

$$\sigma_{d1} = 353000\text{kPa} (1 + 0,002) = 353706\text{kPa}$$

$\varepsilon_{pl1} = \varepsilon_{d1} - \frac{\sigma_{d1}}{E_S}$... plastična deformacija pri ε_{d1}

$$\varepsilon_{pl1} = 0,002 - \frac{353706\text{kPa}}{1,765 * 10^8 \text{kPa}} = 0,0$$

$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + \varepsilon_{nom2})$... dejanska deformacija pri poružitvi

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + 0,3023) = 0,2641$$

$\sigma_{d2} = \sigma_{nom2} (1 + \varepsilon_{nom2})$... dejanska napetost pri poružitvi

$$\sigma_{d2} = 368000\text{kPa} (1 + 0,3023) = 479246\text{kPa}$$

$\varepsilon_{pl2} = \varepsilon_{d2} - \frac{\sigma_{d2}}{E_S}$... plastična deformacija pri ε_{d2}

$$\varepsilon_{pl2} = 0,2641 - \frac{479246\text{kPa}}{1,765 * 10^8 \text{kPa}} = 0,2614$$

profil M oblike

$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + \varepsilon_{nom1})$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + 0,002) = 0,002$$

$\sigma_{d1} = \sigma_{nom1} (1 + \varepsilon_{nom1})$

$$\sigma_{d1} = 333300\text{kPa} (1 + 0,002) = 333967\text{kPa}$$

$\varepsilon_{pl1} = \varepsilon_{d1} - \frac{\sigma_{d1}}{E_M}$

$$\varepsilon_{pl1} = 0,002 - \frac{333967\text{kPa}}{1,6665 * 10^8 \text{kPa}} = 0,0$$

$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + \varepsilon_{nom2})$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + 0,309) = 0,2693$$

$\sigma_{d2} = \sigma_{nom2} (1 + \varepsilon_{nom2})$

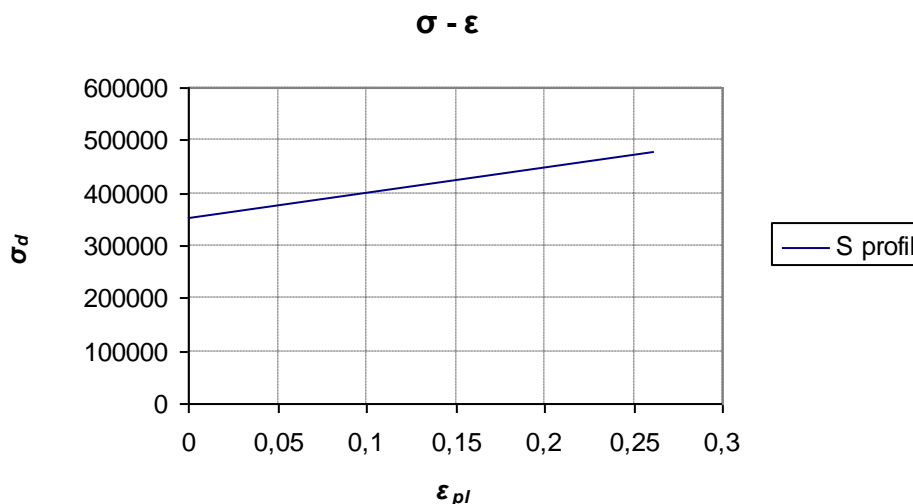
$$\sigma_{d2} = 342600\text{kPa} (1 + 0,309) = 448463\text{kPa}$$

$$\varepsilon_{pl2} = \varepsilon_{d2} - \frac{\sigma_{d2}}{E_M}$$

$$\varepsilon_{pl2} = 0,2693 - \frac{448463 \text{ kPa}}{1,6665 \cdot 10^8 \text{ kPa}} = 0,2666$$

Preglednica 4: Podane vrednosti dejanskih napetosti in plastičnih deformacij

	σ_d [kPa]	ε_{pl}
S profil	353706	0
	479246	0,2614
M profil	333967	0
	448463	0,2666



Slika 22: Meja tečenja v odvisnosti od plastičnih deformacij

V programu sem za volno in jeklo izbral kategorijo »Solid«, tip »Homogeneous« in podal debelino 1m. V naše primeru je debelina dimenzija B , ki je enaka 1m.

Definiranje koraka analize in obremenitve

Za učinkovito simulacijo realnega procesa v ABAQUS-u je potrebno definirati zaporedje korakov analize. Zato sem, z namenom, da bi čim boljše zajel razmere preizkusa, definiral tri korake. Za vse tri korake sem izbral »Static«, »General« analizo, z upoštevanjem geometrijske nelinearnosti. Koraki analize so naslednji:

- 1 korak: upoštevanje lastne teže panela
- 2 korak: upoštevanje lastne teže jeklenega profila, preko katerega se nanaša obtežba

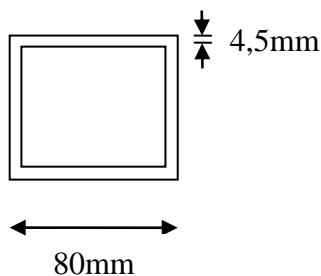
- 3 korak: obremenitev s predpisanim pomikom

Simulacija preizkusa poteka torej po zgornjem zaporedju korakov. Rezultati se akumulirajo. V prvem koraku izračunam lastno težo panela, v drugem dodam lastno težo profila in v tretjem povečujem pomik na sredini panela do porušitve. Pri izvedbi tretjega koraka pomik postopno povečujem z inkrementom 0,001*celotni predpisani pomik.

Lastna teža panela

Za izračun lastne teže panela potrebuje ABAQUS dva podatka, gostoto materiala in zemeljski pospešek. Za volno oz. jedro panela imamo podatek, da znaša gostota med 115 do 125kg/m³. Zato vzamem povprečno vrednost $\rho_{volne} = 120\text{kg/m}^3$ oz. 0,12t/m³, saj tako zahtevajo enote v ABAQUS-u. Za gostoto jekla pa podam standardno vrednost $\rho_{jekla} = 7850\text{kg/m}^3$ oz. 7,85t/m³. Pri tem predpišem zemeljski pospešek $g = 9,81\text{m/s}^2$.

Lastna teža jeklenega profila



Slika 23: Prerez jeklenega profila

$$A = 80\text{mm} \cdot 4,5\text{mm} \cdot 2 + (80\text{mm} - 9\text{mm}) \cdot 4,5\text{mm} \cdot 2 = 1359\text{mm}^2 = 1,359 \cdot 10^{-3}\text{m}^2$$

$$L_{teža} = \gamma_{jekla} \cdot A$$

$$L_{teža} = 78,5\text{kN/m}^3 \cdot 1,359 \cdot 10^{-3}\text{m}^2 = 0,1067\text{kN/m}$$

$$L_{teža} = 0,1076\text{kN/m} / 0,08\text{m} = 1,3335\text{kN/m}^2$$

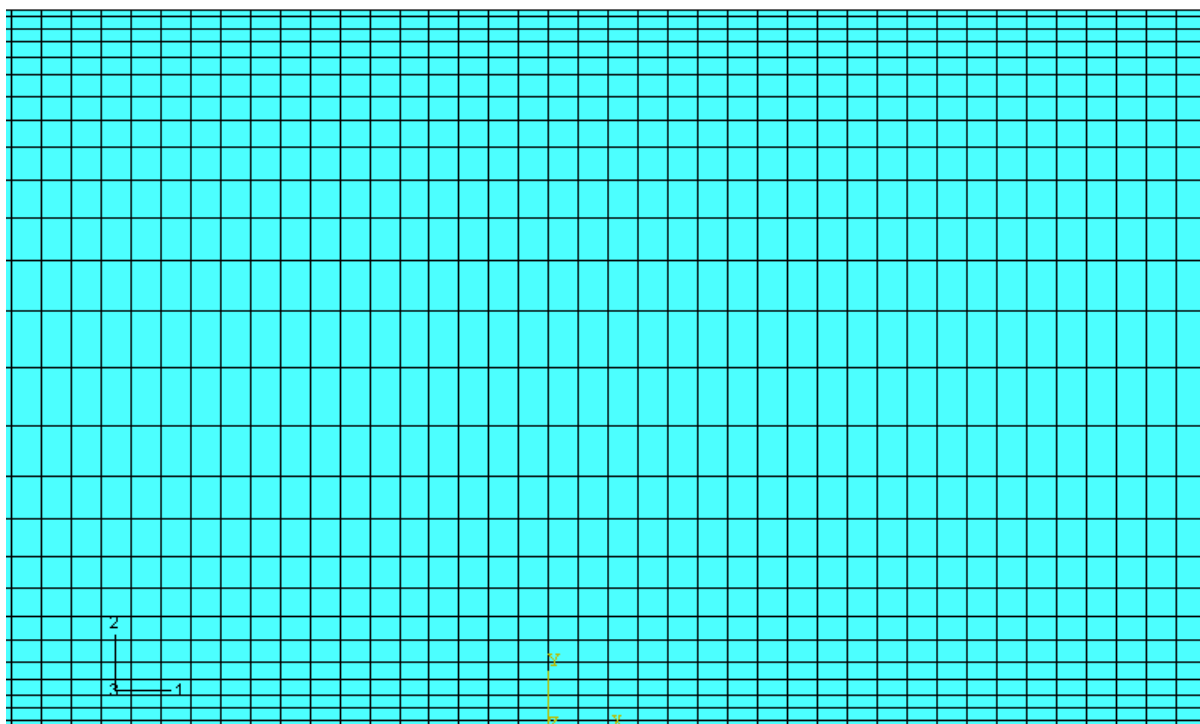
Lastno težo jeklenega profila podamo kot obtežbo tipa »Surface traction« z obremenitvijo 1,3335kN/m², na srednjem delu panela.

Obremenitev s pomikom

Na območju, kjer jekleni profil pritiska na panel, to je na dolžini 40mm od sredine, predpišem pomik v navpični smeri navzdol oz. v negativni smeri koordinatne osi 2. Vrednost za pomik sem si izbral 0,055m, saj se glede na eksperiment porušitev zgodi znotraj tega pomika.

Mreženje panela in izbira tipa končnega elementa

Polovico panela sem modeliral z 800 elementi vzdolž dolžine (2m) in s 26 elementov po debelini (6cm). Skupno imam 20800 končnih elementov. Elemente po debelini jedra sem postopno zgostil proti pločevini, tako da dobim enakomerno zgoščevanje mreže in s tem boljše rezultate. Mreža končnih elementov je strukturirana mreža pravokotnikov. Največje razmerje dolžina/debelina končnega elementa je pri modeliranju pločevine in sicer $0,0025/0,0006 = 4/1$. Naslednja slika 24 prikazuje del mreže končnih elementov panela, kjer spodnji in zgornji sloj elementov predstavljata plašč, vmesni sloji pa jedro panela.



Slika 24: Mreža končnih elementov po višini panela

Izbirami tipa končnega elementa smo že obdelali v točki 2.0. Za panel sem izbral CPS4I elemente, kar pomeni 4-vozliščni četverkotni elementi za ravninsko napetostno stanje, z

oznako I - incompatible modes. Elementi z oznako I bolje popisujejo upogib, kot običajni elementi in zato lažje simulirajo gubanje pločevine.

Kohezivni element

Z zgoraj opisanim numeričnim modelom, bi sedaj lahko izvedli analizo, vendar pri analizi do porušitve panela ne bi prišlo. Sila bi naraščala z vsiljenim pomikom in mejne nosilnosti panela ne bi mogli izračunati. Za račun mejne nosilnosti je potrebno modelirati še stik med volno in pločevino. Zato med elemente jedra in plašča vstavimo posebne kohezivne elemente, z namenom, da modelirajo stik med slojema dveh materialov. Kohezivne elemente uporabimo za simulacijo odpovedi stika med obema slojema, pri čemer je omogočeno, da se zgornja pločevina naguba. Stik modeliramo tako, da lahko odpove zaradi normalnih nateznih napetosti ali zaradi strižnih napetosti. Ključnega pomena pri tem je, da stik definiramo tako, da se čim bolj približamo dejanskemu obnašanju panela med preizkusom. Stik mora odpovedati in s tem omogočiti pločevini da se naguba pri približno taki sili, kot pri eksperimentu. Določitev te porušne sile in primerjava z rezultati eksperimenta je ključni pokazatelj uspešnosti simulacije.

Med jedro in zgornji plašč torej vstavim sloj kohezivnih elementov. Sloj razdelim na 800 elementov po dolžini, tako da se mreže sosednjih delov ujemajo. Pri tem predpostavim debelino sloja 0,01mm in izberem tip kohezivnega končnega element COH2D4. Stik pri tem modeliram z opisom sila proti ločitvi oz. »traction – separation«.

Sedaj je potrebno definirati obnašanje materiala stika. Na začetku se obnaša linearno elastično, to je tip »Traction« v ABAQUS-u. Potrebo je podati elastični modul K_{nn} v normalni smeri in strižni modul K_{ss} . Izberem naslednje vrednosti:

$K_{nn} = E_{Ct} = 14700\text{kPa}$... to je enako nateznemu modulu volne

$K_{ss} = G_C = 8700\text{kPa}$... to je enako strižnemu modulu volne

Za začetek poškodb stika izberem sledeč kriterij

$$\max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0} \right\} = 1$$

Potrebno je podati t_n^0 in t_s^0 , ki predstavljata največje normalne in strižne napetosti, ki jih stik prenese ne da se bi poškodoval. Za te vrednosti uporabim podatke, ki jih imam na voljo za volno in sicer natezno trdnost f_{ct} in strižno trdnost f_{cv} . Pri tem predpostavim, da je stik šibko mesto panela in da se poruši že pri veliko manjših napetostih, kot sta natezna in strižna trdnost volne. Izberem naslednje vrednosti:

$$t_n^0 = 50\% f_{ct} = 0,5 * 120 \text{kPa} = 60 \text{kPa}$$

$$t_s^0 = 50\% f_{cv} = 0,5 * 100 \text{kPa} = 50 \text{kPa}$$

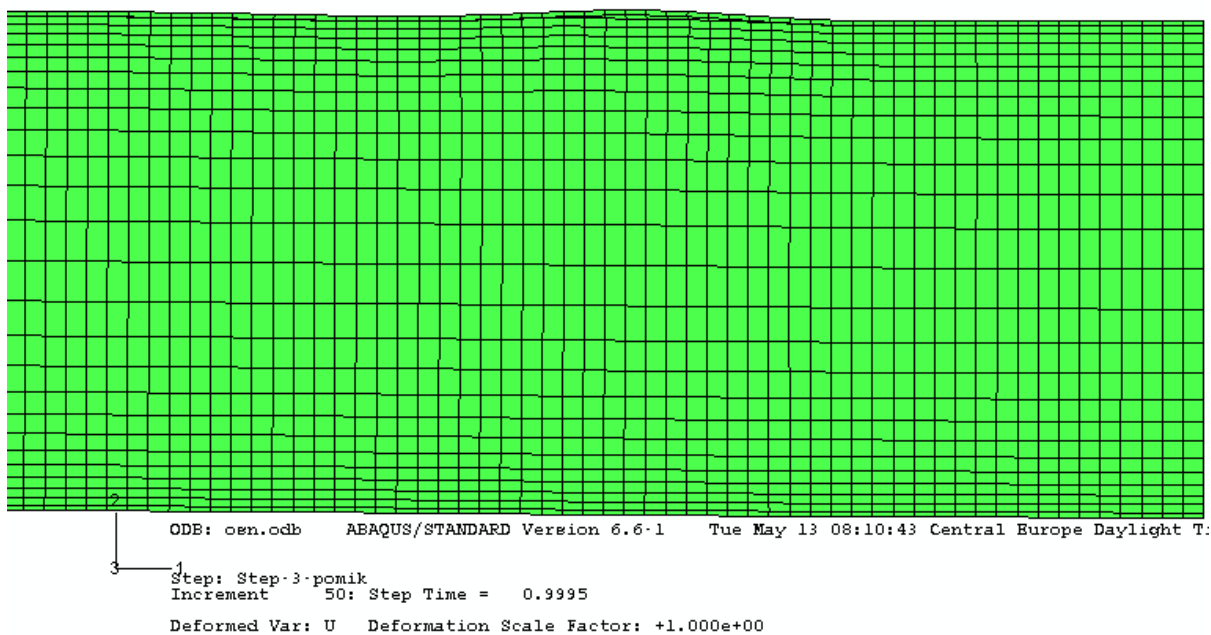
Definirati moramo še kako se poškodbe širijo po izpolnitvi kriterija o začetku poškodb. Izberem linearno mehčanje spremenljivke poškodb D , ter podam vrednost za efektivni pomik δ_m^f . Vrednost efektivnega pomika pri porušitvi zaenkrat ocenim na 0,01m.

Parameter viskoznosti

Za uspešno izvedbo analize je potrebno podati parameter viskoznosti μ , saj v nasprotnem primeru pride do konvergenčnih težav, ko se začne mehčanje materiala v kohezivnih elementih. Izberem vrednost $\mu=0,0001$, kar je 10-krat manjše od podanega inkrementa.

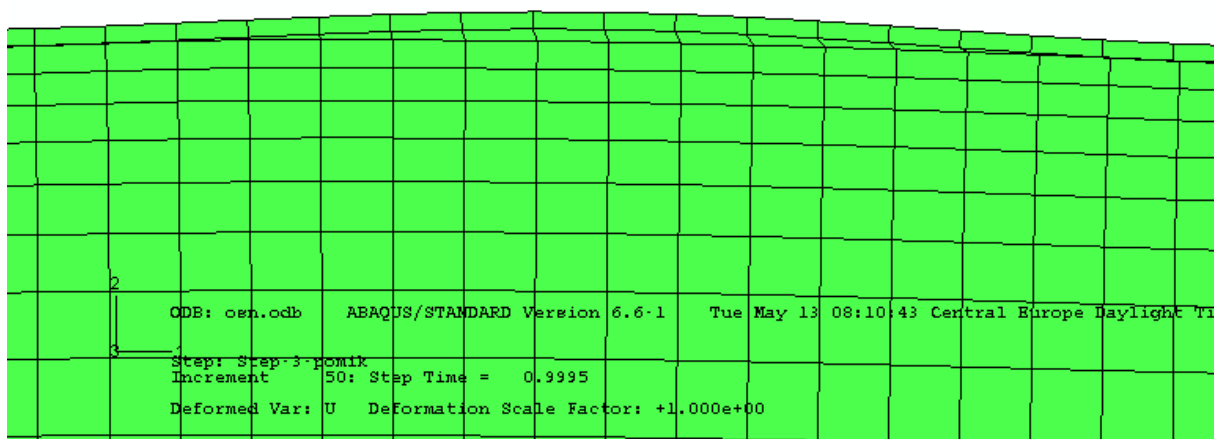
Rezultati

Slika 25 prikazuje deformirano lego panela ob srednjem delu. Opazimo da se stik razpre v normalni smeri, ter prečno premakne, zgornja pločevina pa se rahlo naguba.



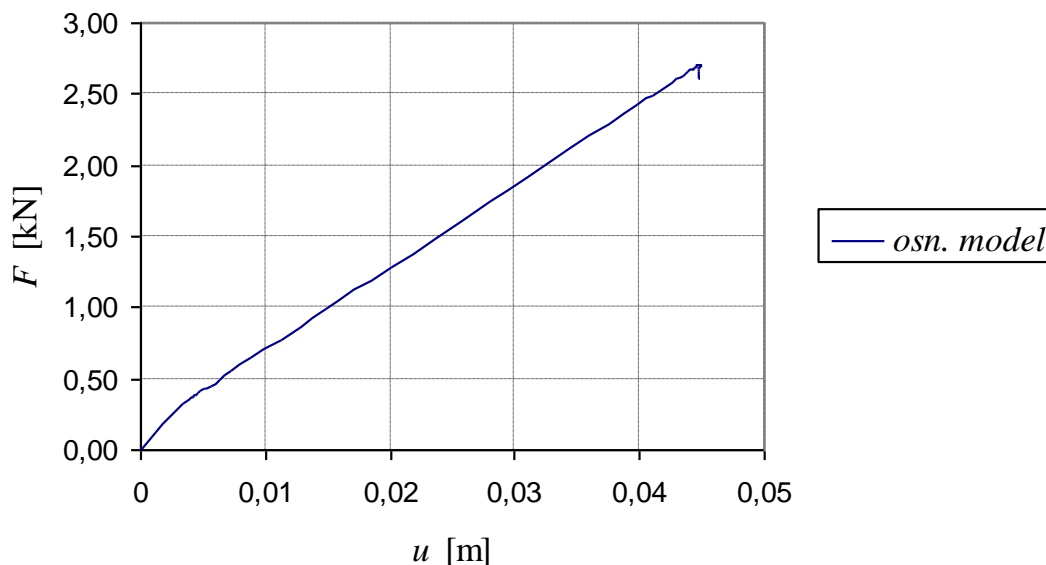
Slika 25: Deformiranje osnovnega modela

Na naslednji sliki 26 je še bolj podrobno prikazan stik oz. gubanje. Lahko ocenimo, da se stik iz debeline 0,01mm deformira na skoraj debelino zgornje pločevine 0,6mm.



Slika 26: Detajl gubanja pločevine

Slika 27 prikazuje potek odnosa sila-pomik. Pomik je odčitán na spodnjem delu sredine panela, sila pa v podpori.



Slika 27: Odnos sila – pomik osnovnega modela

Na začetku opazimo bolj strmo naraščanje krivulje do sile 0,32kN. V tem delu se izvede prvi korak analize, torej račun lastne teže panela. Sledi 2 korak analize do sile 0,377kN, to je račun obtežbe zaradi lastne teže jeklenega profila. Od tu naprej sledi 3 korak in primerjava z rezultati eksperimenta. Sila in pomik enakomerno naraščata, dokler stik ne doseže porušne sile. Sila začne padati, pomik pa še zmeraj počasi raste.

Sila pri kateri se panel poruši je 2,70274kN. Primerjavo z eksperimentom lahko naredimo, če od te sile odštejemo reakcijo in pomik prvih dveh korakov.

$$F_{rušna} = 2,70274\text{kN} - 0,376595 = 2,326\text{kN}$$

$$U_{rušni} = 0,0447966\text{m} - 0,00421391\text{m} = 0,0406\text{m}$$

Iz eksperimentalnega preizkusa vemo, da je sila pri porušitvi 4,19kN in pomik 37,3mm. Ker smo modelirali le polovico modela, moramo silo 4,19kN deliti še z 2, da ju lahko primerjamo med sabo.

$$F_{eksperiment} = 4,19\text{kN}/2 = 2,095\text{kN}$$

Preglednica 5: Rezultat osnovnega modela v tabeli

	eksperiment	osnovni model	[%]
sila F [kN]	2,095	2,326	111,0
pomik u [m]	0,0373	0,0406	108,8

Osnovni model nam, da že dobre rezultate. Sili se razlikujeta za 11%, pomika pa le za 8,8%.

V osnovnem modelu sem posamezne parametre predpostavil ali pa ocenil, ker o njih nisem imel podatka. Zato je potrebno v nadaljevanju narediti študijo le teh. Predvsem me zanima, kako posamezni parametri vplivajo na rezultat. Parametri ki jih bom podrobno opazoval so: lastnosti volne, pomik pri porušitvi stika δ_m^f , nosilnost stika oz. začetni kriterij poškodb, parameter viskoznosti μ in debelina kohezivnega elementa.

4.2 Odvisnost rezultatov od lastnosti volne

Za jedro panela poznamo lastnosti le v smeri orientiranih vlaken. V osnovnem modelu sem za elastični model v smeri vlaken predpostavil povprečje nateznega in tlačnega modula volne, $E_2 = 11150\text{kPa}$. Za modul E_1 , pravokotno na vlakna, sem predpostavil na 10% vrednosti E_2 . Sedaj bom ti dve vrednosti spreminjal in opazoval njihov vpliv na rezultat.

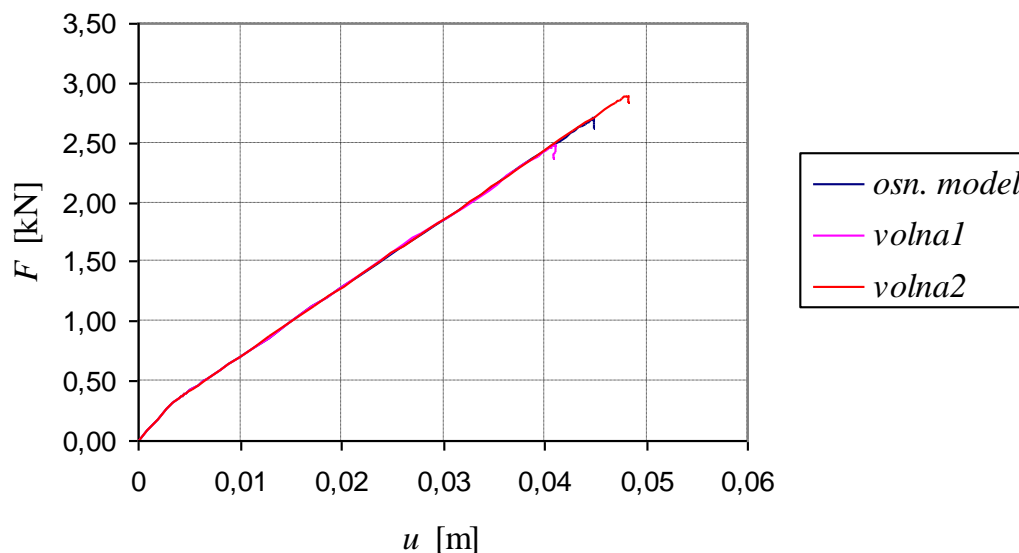
Odvisnost rezultatov od elastičnega modula E_2

V prvem primeru, ki ga imenujem *volna1* predpostavim, da je elastični modul E_2 v smeri vlaken enak tlačnemu elastičnemu modulu volne. Pravokotno na vlakna pa spet predpostavim 10% vrednosti E_2 . V drugem primeru, ki ga imenujem *volna2* predpostavim, da je elastični modul E_2 v smeri vlaken enak nateznemu elastičnemu modulu volne. Pravokotno na vlakna pa predpostavim 10% vrednosti E_2 . Preglednica 6 prikazuje podane lastnosti volne, za *osnovni model*, ter primer *volna1* in *volna2*.

Preglednica 6: Podane lastnosti volne

	<i>volna1</i>	<i>osnovni model</i>	<i>volna2</i>
E_1 [kPa]	760	1115	1470
E_2 [kPa]	7600	11150	14700
G_{12} [kPa]	8700	8700	8700
ν_{12}	0,05	0,05	0,05

Rezultati

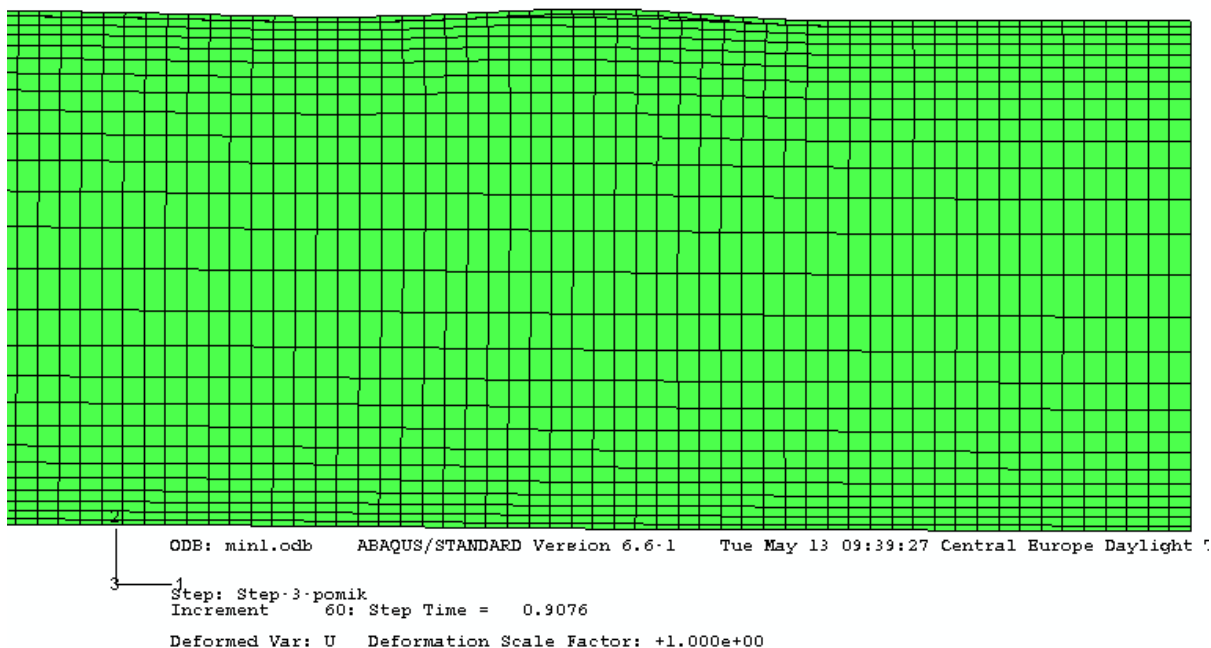


Slika 28: Odnos sila – pomik, v odvisnosti modula E_2

Preglednica 7: Rezultati v tabeli, v odvisnosti modula E_2

	<i>eksperiment</i>	<i>volna1</i>	[%]	<i>osnovni model</i>	[%]	<i>volna2</i>	[%]
silna F [kN]	2,095	2,102	100,3	2,326	111,0	2,520	120,3
pomik u [m]	0,0373	0,0367	98,5	0,0406	108,8	0,0439	117,7

V vseh treh primerih poteka odnos sila-pomik pod istim naklonom. Do razlike pride le v mejni nosilnosti. Po pričakovanju *volna1* odpove pri najmanjši sili, obenem pa se v tem primeru pločevina najbolj naguba, kar prikazuje spodnja slika.



Slika 29: Deformiranje primera *volna1*

V primeru *volna2* je sila pri porušitvi kar 20% večja od eksperimenta, kar pomeni, da ima elastični modul E_2 velik vpliv na rezultate modela. Kljub temu, da s primerom *volna1* dobim odlične rezultate, se odločim, da je *osnovni model* boljši. Saj menim, da s povprečjem nateznega in tlačnega modula volne bolje opišem modul E_2 , (v modelu pride tudi do nategov v smeri 2, zato bi bila uporaba le tlačnega modula neprimerna).

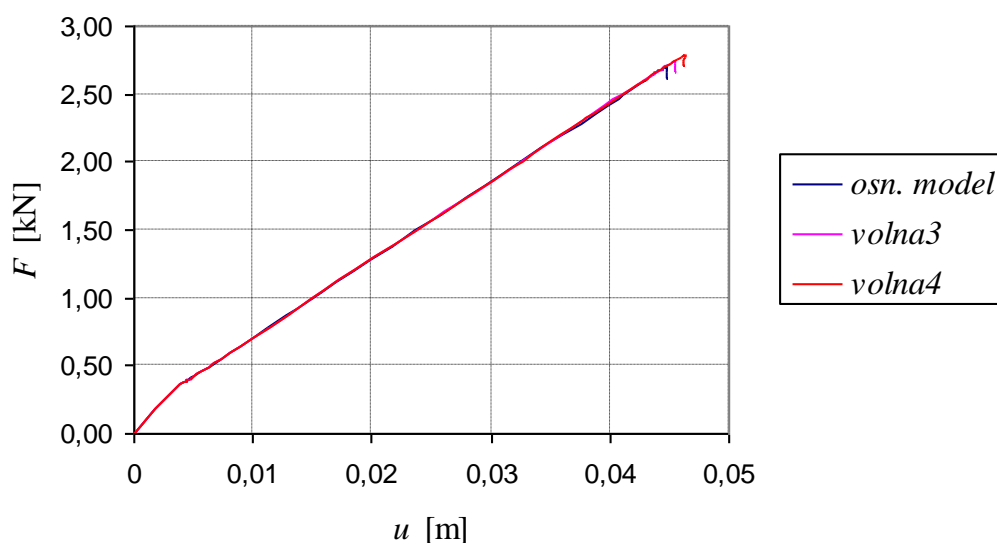
Odvisnost rezultatov od elastičnega modula E_1

Za elastični modul E_1 smo do sedaj predpostavljali, da je enak 10% modula E_2 , vendar o njem praktično nimamo nobenega podatka. Zato bom izvedel še dve analizi. V prvi analizi, ki jo imenujem *volna3* predpostavim, da je $E_1 = 20\%E_2$. V drugi analizi, ki jo imenujem *volna4* pa predpostavim, da je $E_1 = 40\%E_2$.

Preglednica 8: Spremenjena vrednost modula E_1

	<i>osnovni model</i>	<i>volna3</i>	<i>volna4</i>
E_1 [kPa]	1115	2230	4460
E_2 [kPa]	11150	11150	11150
G_{12} [kPa]	8700	8700	8700
ν_{12}	0,05	0,05	0,05

Rezultat



Slika 30: Odnos sila – pomik, v odvisnosti modula E_1

Preglednica 9: Rezultat v odvisnosti modula E_1

	eksperiment	osnovni model	[%]	volna3	[%]	volna4	[%]
sila F [kN]	2,095	2,326	111,0	2,360	112,6	2,409	115,0
pomik u [m]	0,0373	0,0406	108,8	0,0412	110,4	0,0420	112,6

Sili v primerih *volna3* in *volna4* naraščata z vsiljenim pomikom pod istim naklonom kot v *osnovnem modelu*, razliko opazimo le v mejni nosilnosti. Kar pomeni, da model z večjim elastičnim modulom E_1 lahko prevzame večjo silo. Za nadaljnjo analizo izberem *osnovni model*, ki izkazuje najmanjše odstopanje od eksperimenta in ima elastični modul E_1 le 10% vrednosti modula E_2 , vendar si to lahko razlagam na sledeč način. Jedro panela je sestavljeno iz križno postavljenih lamel mineralne volne, tako da se prekrivajo med seboj, brez nobene medsebojne povezave (na tako sestavljene lamele potem prilepijo pločevino). Kar pomeni, da so trdnostne lastnosti volne prečno na smer vlaken precej manjše, saj konkretne povezave med lamelami ni.

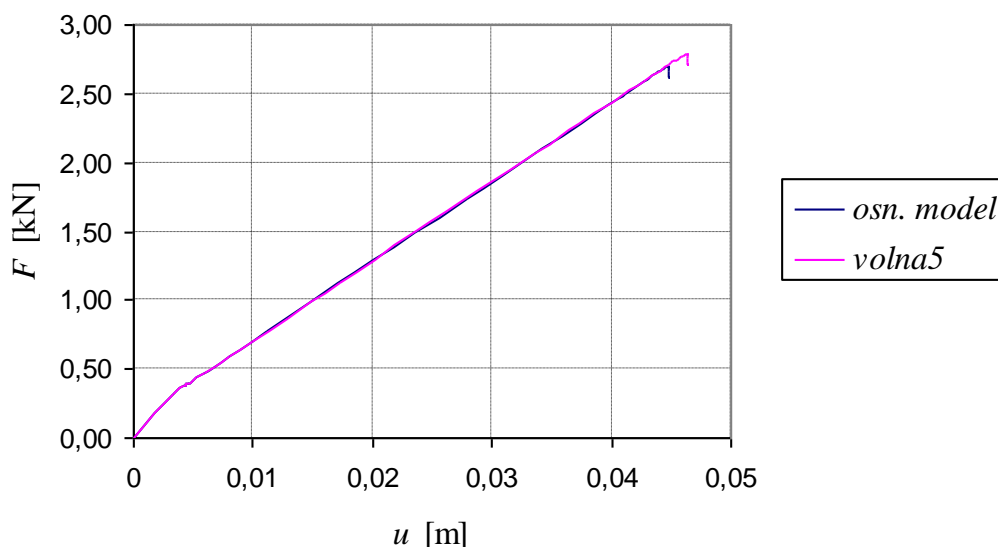
Odvisnost rezultatov od Poissonovega količnika ν_{12}

O Poissonovem količniku nimamo nobenega podatka. V tuji literaturi (Chuda-Kowalska, Garstecki, Pozorski, 2006) sem zasledil podatek, da so za jedro panela vzeli $\nu_{12} = 0,05$, pri približno enakih lastnostih volne, kot jo imamo v našem primeru. Zato sem za začetek izbral to vrednost. Sedaj bom naredil primer *volna5* z vrednostjo Poissonovega količnika 0,1.

Preglednica 10: Spremenjen Poissonov količnik ν_{12}

	<i>osnovni model</i>	<i>volna5</i>
E_1 [kPa]	1115	1115
E_2 [kPa]	11150	11150
G_{12} [kPa]	8700	8700
ν_{12}	0,05	0,1

Rezultat



Slika 31: Odnos sila – pomik, v odvisnosti Poissonovega količnika ν_{12}

Preglednica 11: Rezultat v odvisnosti količnika ν_{12}

	eksperiment	<i>osnovni model</i>	[%]	<i>volna5</i>	[%]
sila F [kN]	2,095	2,326	111,0	2,416	115,3
pomik u [m]	0,0373	0,0406	108,8	0,0421	112,9

Iz analize opazimo, da v primeru večjega Poissonovega količnik lahko panel prevzame večjo silo, vendar se s tem oddaljimo od želenega rezultata. Zato za nadaljnjo analizo ponovno izberem *osnovni model*.

4.3 Odvisnost rezultatov od pomika pri poružitvi stika med jedrom in plaščem

V osnovnem modelu sem pomik pri poružitvi stika predpostavil na številko 0,01m. Sedaj bom pomik δ_m^f izračunal kot to priporoča program ABAQUS. Za to potrebujem efektivni pomik na začetku poškodb δ_m^0 , katerega program avtomatsko izračuna iz vnesenih podatkov.

Podatki potrebni za izračun δ_m^0 :

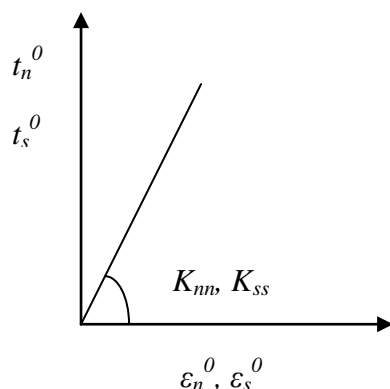
$d_{koh} = 1 \cdot 10^{-5} \text{ m}$... debelina kohezivnega elementa

$t_n^0 = 50\% f_{ct} = 0,5 \cdot 120 \text{ kPa} = 60 \text{ kPa}$... največja normalna napetost, ki jo stik prenese

$t_s^0 = 50\% f_{cv} = 0,5 \cdot 100 \text{ kPa} = 50 \text{ kPa}$... največja strižna napetost, ki jo stik prenese

$K_{nn} = 14700 \text{ kPa}$... elastični modul v normalni smeri stika

$K_{ss} = 8700 \text{ kPa}$... strižni modul stika



Slika 32: Linearno elastični model

$$t_n^0 = K_{nn} * \epsilon_n^0 \Rightarrow \epsilon_n^0 = \frac{t_n^0}{K_{nn}}$$

$$\epsilon_n^0 = \frac{60 \text{ kPa}}{14700 \text{ kPa}} = 0,004082$$

$$\delta_n^0 = \epsilon_n^0 * d_{koh} = 0,004082 * 1 * 10^{-5} \text{ m} = 4,08 * 10^{-8} \text{ m}$$

$$t_s^0 = K_{ss} * \epsilon_s^0 \Rightarrow \epsilon_s^0 = \frac{t_s^0}{K_{ss}}$$

$$\epsilon_s^0 = \frac{50 \text{ kPa}}{8700 \text{ kPa}} = 0,005747$$

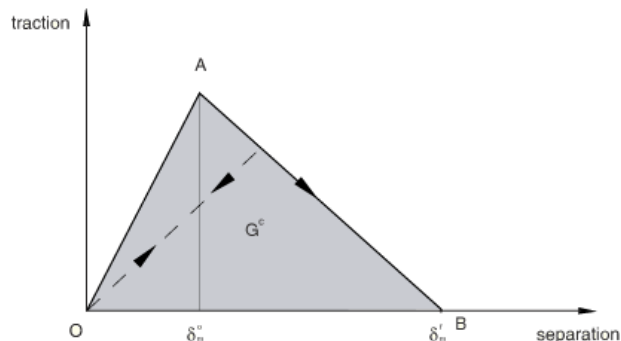
$$\delta_s^0 = \epsilon_s^0 * d_{koh} = 0,005747 * 1 * 10^{-5} \text{ m} = 5,75 * 10^{-8} \text{ m}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{\delta_n^{0^2} + \delta_s^{0^2}}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{(4,08 * 10^{-8} \text{ m})^2 + (5,75 * 10^{-8} \text{ m})^2} = 7,05 * 10^{-8} \text{ m}$$

Sedaj imamo vrednost efektivnega pomika na začetku poškodb $\delta_m^0 = 7,05 * 10^{-8} \text{ m}$. Koliko je efektivni pomik pri porušitvi δ_m^f ne vemo, vendar ga lahko sedaj bolj natančno ocenimo. Iz

spodnjega grafa lahko napovemo, da je pomik pri porušitvi nekajkratna vrednost pomika na začetku poškodb.



Graf : Odnos napetost – pomik (δ_m^0, δ_m^f)

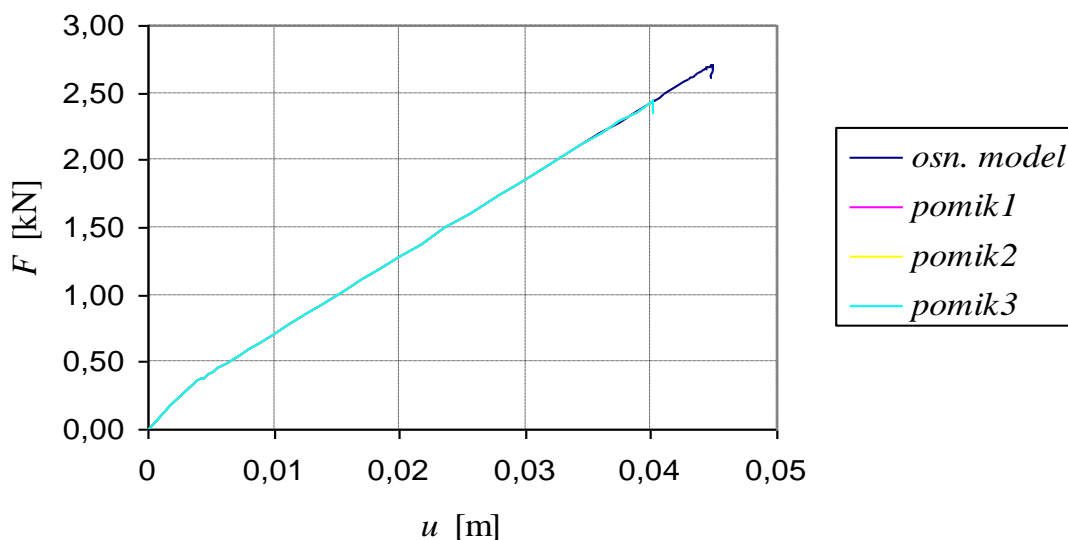
(Povzeto po: ABAQUS Analysis User's Manual, poglavje 26.5.6.)

Zato sem naredil naslednje primere. V prvem primeru *pomik1* predpostavim, da je $\delta_m^f = 5 * \delta_m^0$, torej 5 krat večji od pomika na začetku poškodb. V drugem primeru *pomik2* je $\delta_m^f = 10 * \delta_m^0$ in v tretjem *pomik3* je $\delta_m^f = 20 * \delta_m^0$.

Preglednica 12: Vrednosti vnesenih pomikov δ_m^f

	<i>pomik1</i>	<i>pomik2</i>	<i>pomik3</i>
$\delta_m^f =$	$5 \times \delta_m^0$	$10 \times \delta_m^0$	$20 \times \delta_m^0$
$\delta_m^f =$	3,525E-07	7,049E-07	1,41E-06

Rezultati



Slika 33: Odnos sila – pomik, v odvisnosti efektivnega pomika δ_m^f

Preglednica 13: Rezultati v odvisnosti od efektivnega pomika δ_m^f

	ekspe.	osnovni model	[%]	<i>pomik1</i>	[%]	<i>pomik2</i>	[%]	<i>pomik3</i>	[%]
sila F [kN]	2,095	2,326	111,0	2,064	98,5	2,064	98,5	2,068	98,7
pomik u [m]	0,0373	0,0406	108,8	0,0359	96,2	0,0359	96,2	0,0359	96,3

Opazimo bistveno razliko v sili pri kateri pride do porušitve in pomiku. Do porušitve pride veliko prej kot pri *osnovnem modelu* in rezultati se praktično ujemajo z eksperimentom. Kot najboljši model smatram primer *pomik3*, saj se porušni sili najbolj približam. V splošnem gledano pomik pri porušitvi δ_m^f bistveno ne vpliva na rezultat (rezultati primerov *pomik1*, *pomik2* in *pomik3* so praktično identični), če smo znotraj nekih meja pomika δ_m^0 . V nasprotnem primeru ima pomik δ_m^f velik vpliv (*osnovni model* v primerjavi z ostalimi tremi primeri).

4.4 Odvisnost rezultatov od nosilnosti stika med jedrom in plaščem

V osnovnem modelu smo predpostavili, da je nosilnost stika enaka 50% natezne in strižne trdnosti volne. Te vrednosti bomo sedaj spreminjali in opazovali kako vplivajo na rezultat. Glede na zgornji primer *pomik3* smo stiku pripisali malenkostno premajhno nosilnost, zato povečamo nosilnost na 60% trdnosti volne. To je primer *nosilnost1*.

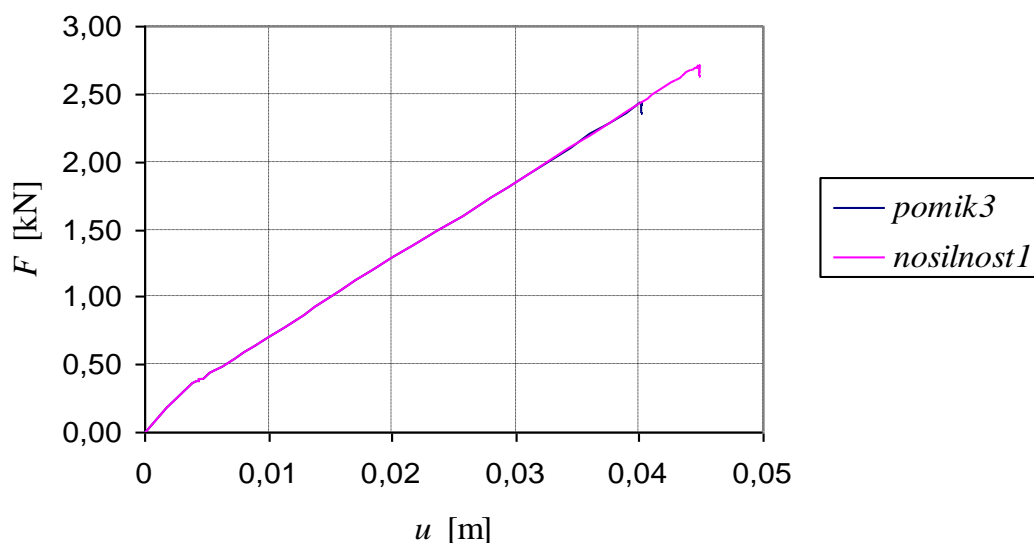
$f_{Ct} = 120\text{kPa}$...natezna trdnost volne

$f_{Cv} = 100\text{kPa}$...strižna trdnost volne

Preglednica 14: Podane vrednosti nosilnosti za primer *nosilnost1*

	<i>pomik3</i>	<i>nosilnost1</i>
t_n^0	50% $f_{Ct} = 60\text{kPa}$	60% $f_{Ct} = 72\text{kPa}$
t_s^0	50% $f_{Cv} = 50\text{kPa}$	60% $f_{Cv} = 60\text{kPa}$

Rezultati



Slika 34: Odnos sila – pomik, v odvisnosti od nosilnosti stika

Preglednica 15: Rezultati v odvisnosti od nosilnosti stika

	eksperiment	<i>pomik3</i>	[%]	<i>nosilnost1</i>	[%]
sila F [kN]	2,095	2,068	98,7	2,333	111,4
pomik u [m]	0,0373	0,0359	96,3	0,0406	108,7

Primer *nosilnost1* lahko prevzame večjo silo, kar je lepo razvidno iz grafa in tabele. Očitno je, da ima parameter nosilnosti stika, oz. napetost pri kateri se začnejo poškodbe, velik vpliv na rezultate. Lahko celo rečemo, da ključnega pomena pri simulaciji eksperimenta. Na žalost pa o stiku med jedrom in plaščem nimamo nobenega eksperimentalnega podatka na katerega bi se lahko oprli in vemo le, da je to lepilo. Zato lahko le predpostavimo napetosti, pri katerih pride do začetka poškodb in primerjamo rezultate z eksperimentom. Na ta način lahko ugotovimo, kako čim boljše definirati nosilnost stika.

Z naslednjim primerom, ki ga imenujem *nosilnost2*, želim preveriti kakšen vpliv na rezultate ima komponenta t_n^0 . Zato povečamo napetost t_n^0 s 50% na 100% f_{Ct} .

Preglednica 16: Podane vrednosti nosilnosti za primer *nosilnost2*

	<i>pomik3</i>	<i>nosilnost2</i>
t_n^0	50% $f_{Ct} = 60\text{kPa}$	100% $f_{Ct} = 120\text{kPa}$
t_s^0	50% $f_{Cv} = 50\text{kPa}$	50% $f_{Cv} = 50\text{kPa}$

Preglednica 17: Rezultati primera *nosilnost2*

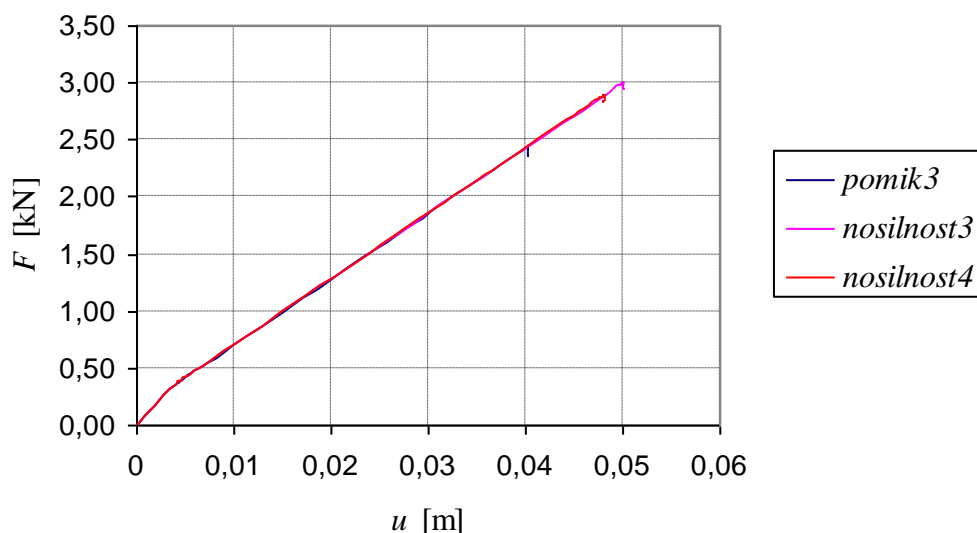
	eksperiment	<i>pomik3</i>	[%]	<i>nosilnost2</i>	[%]
sila F [kN]	2,095	2,068	98,7	2,068	98,7
pomik u [m]	0,0373	0,0359	96,3	0,0359	96,3

Rezultate dobimo iste kot prej, kar očitno pomeni, da normala napetost t_n^0 nima vpliva na rezultate in da je prevladujoča strižna porušitev stika. Torej so se vse porušitve v dosedanjih analizah zgodile na račun prekoračene strižne nosilnosti stika. Zato me v nadaljevanju zanima, če ima komponenta t_n^0 sploh kakšen vpliv na rezultate. Naredim dva primera *nosilnost3* in *nosilnost4*. V primeru *nosilnost3* predpostavim, da je nosilnost stika v strigu enaka $100\%f_{Cv}$, v nategu pa $50\%f_{Ct}$. V primeru *nosilnost4* pa še zmanjšam t_n^0 in sicer na $40\%f_{Ct}$. V teh dve primerih bi pričakovali, da se stik ne poruši strižno, marveč le natežno.

Preglednica 18: Podatki primera *nosilnost3*

	<i>nosilnost3</i>	<i>nosilnost4</i>
t_n^0	$50\% f_{Ct} = 60\text{kPa}$	$40\% f_{Ct} = 48\text{kPa}$
t_s^0	$100\% f_{Cv} = 100\text{kPa}$	$100\% f_{Cv} = 100\text{kPa}$

Rezultati



Slika 35: Odnos sila – pomik primera *nosilnost3* in *nosilnost4*

Preglednica 19: Rezultati primera *nosilnost3* in *nosilnost4*

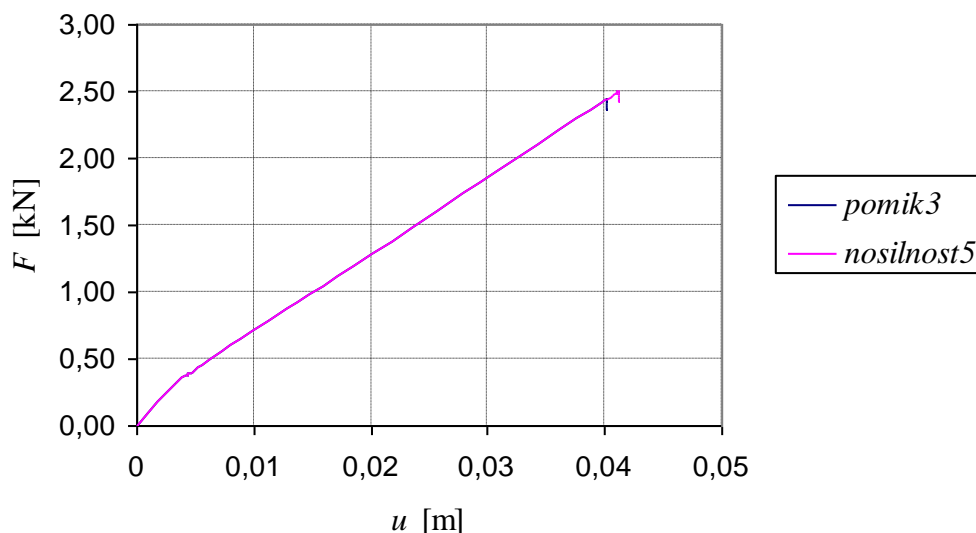
	eksperiment	<i>pomik3</i>	[%]	<i>nosilnost3</i>	[%]	<i>nosilnost4</i>	[%]
sila F [kN]	2,095	2,068	98,7	2,628	125,5	2,519	120,2
pomik u [m]	0,0373	0,0359	96,3	0,0457	122,6	0,0438	117,5

V primerih *nosilnost3* in *nosilnost4* prevladuje natezna porušitev stika. Sila in pomik enakomerno naraščata kot v primeru *pomik3*, vendar je sila pri porušitvi večja za dobrih 20%. V nadaljevanju me še zanima, koliko mora biti nosilnost stika v nategu, da se približamo rezultatom eksperimenta. Naredim primer *nosilnost5* in predpostavim, da je nosilnost v nategu le $20\%f_{Ct}$, v strigu pa še zmeraj $100\%f_{cv}$.

Preglednica 20: Podatki primera *nosilnost5*

<i>nosilnost5</i>	
t_n^0	$20\% f_{Ct} = 24\text{kPa}$
t_s^0	$100\% f_{cv} = 100\text{kPa}$

Rezultat



Slika 36: Odnos sila – pomik primera *nosilnost5*

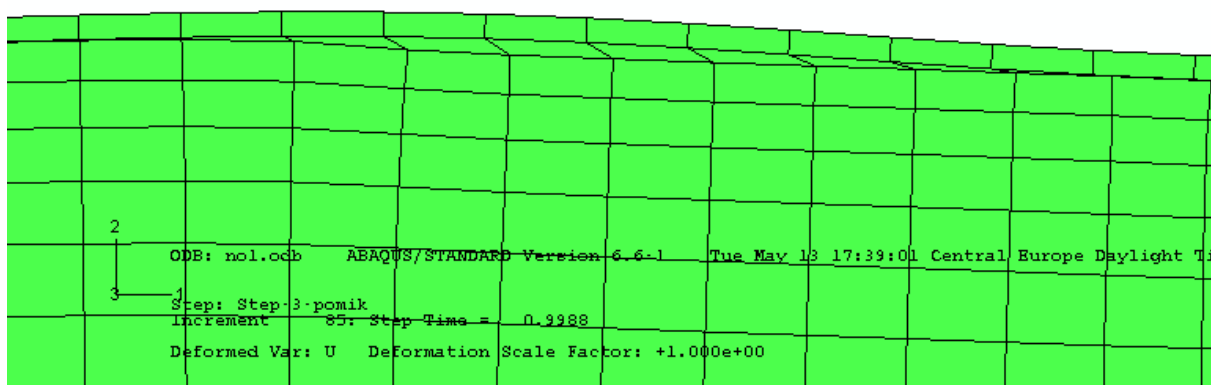
Preglednica 21: Rezultat primera *nosilnost5*

	eksperiment	<i>nosilnost5</i>	[%]
sila F [kN]	2,095	2,125	101,4
pomik u [m]	0,0373	0,0369	99,0

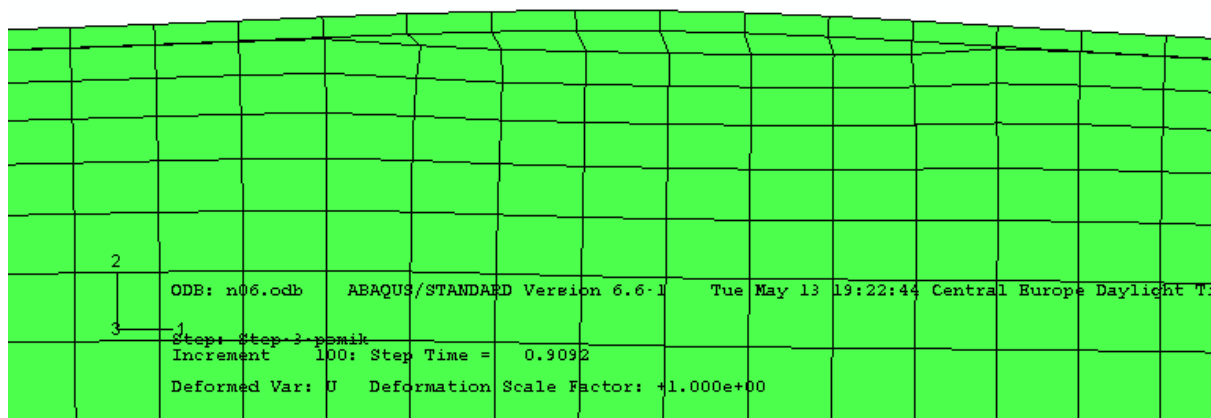
Iz preglednice 21 vidimo, da moramo nosilnost stika v nategu zmanjšati na $20\%f_{Ct}$, če se želimo približati eksperimentu. Vendar je dejanska nosilnost panela v nategu vsekakor večja od predpostavljene. Iz nateznega preizkus jedra panela (ki je naveden v točki 1.3) namreč vemo, da dobljena natezna trdnost f_{Ct} vključuje trdnost volne in stika (lepila) med jedrom in

pločevino. Ne vemo pa kje pride do porušitve vzorca (po volni ali stiku). Zato primer *nosilnost5* vsekakor ni merodajen.

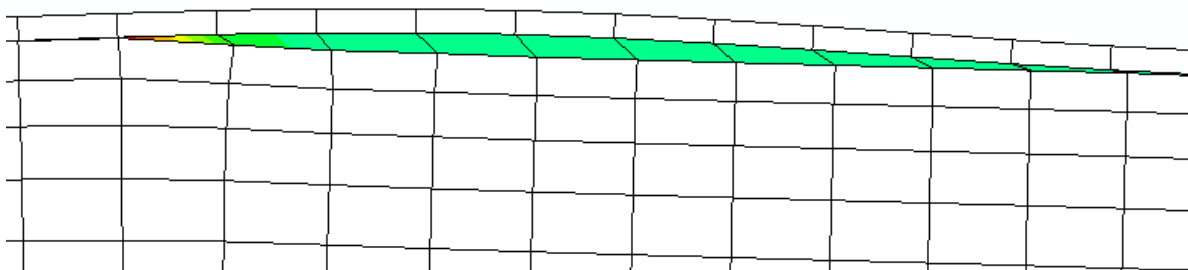
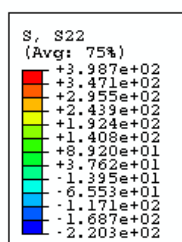
Na sliki 37 in 38 je prikazan detajl strižne in natezne porušitve stika, na katerih lepo vidimo katera je prevladujoča porušitev. Sliki 39 in 40 pa prikazujeta napetosti σ_{22} in σ_{12} v stiku primera *pomik3*. Pri tem vidimo, da se napetosti v stiku počasi približujejo vrednosti nič, kar smo pričakovali (po izpolnitvi kriterija poškodb napetosti padajo). Še zmeraj pa so opazne koncentracije napetosti, ker se kohezivni sloj še ni povsem umiril.



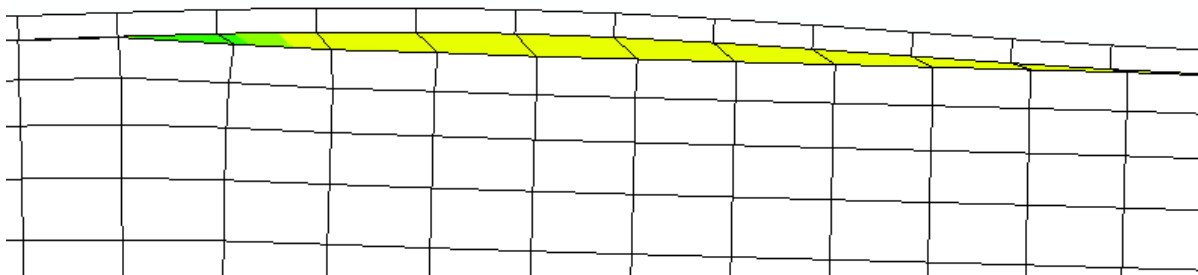
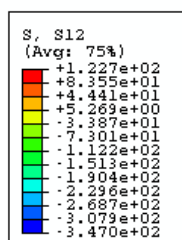
Slika 37: Strižna porušitev primera *nosilnost1*



Slika 38: Natezna porušitev primer *nosilnost5*



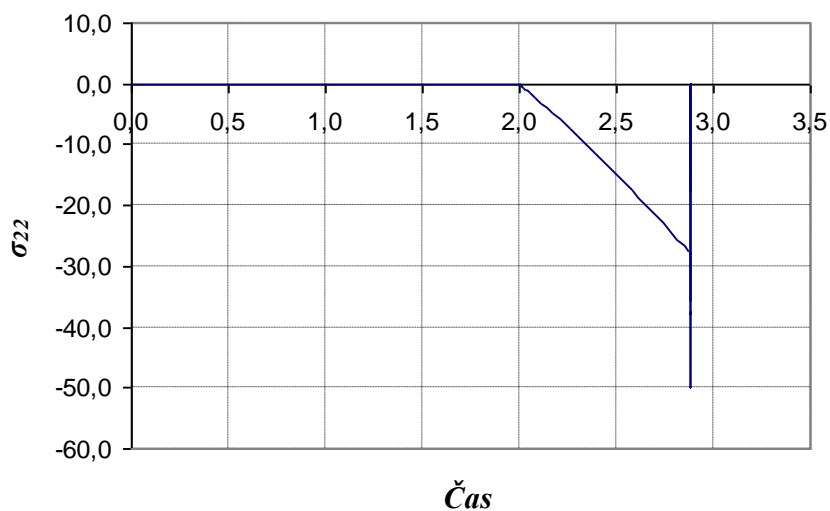
Slika 39: Napetosti σ_{22} v stiku primera *pomik3*



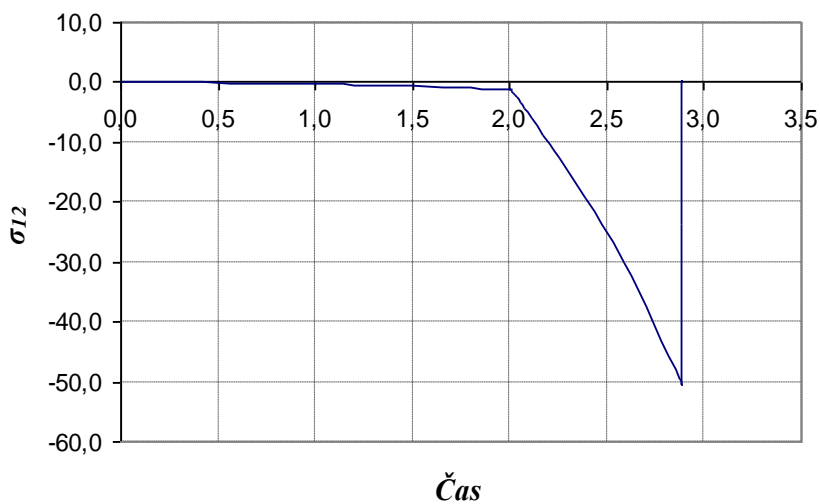
Slika 40: Strižne napetosti σ_{12} v stiku primera *pomik3*

Naslednji sliki 41 in 42 prikazujeta potek normalnih in strižnih napetosti s časom v integracijski točki kohezivnega elementa (po sliki 40 je to tretji vidni kohezivni element z desne strani). Iz slike 42 vidimo, da strižne napetosti naraščajo do napetosti 50kPa (torej do začetnega kriterija poškodb t_s^0), zatem pa padajo. Vendar ni v vseh elementih tak potek napetosti. Na splošno se strižne napetosti umirijo v okolico kriterija poškodb, zatem pa sledijo skoki tudi do 100 - 150kPa in zatem padanje (slika 43). To si razlagam kot vpliv mehčanje

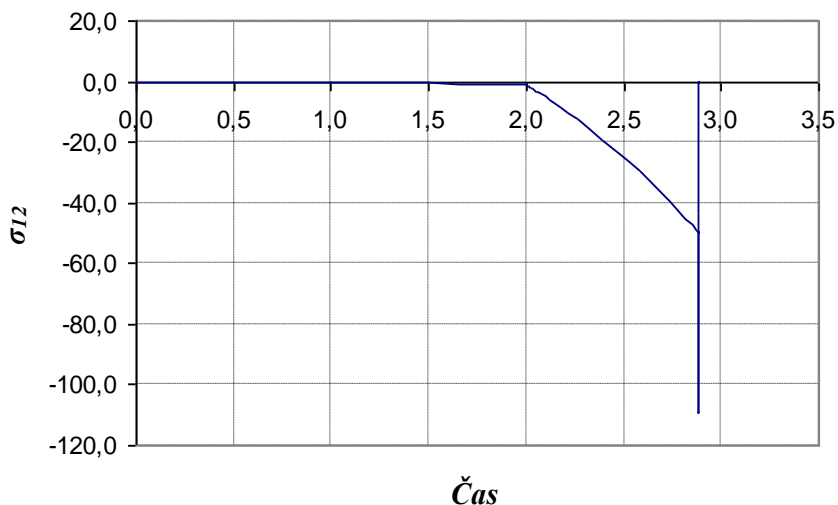
materiala oz. parametra viskoznosti. Material čedalje manj nosi, zato morajo obtežbo prevzeti drugi elementi. Pri tem se ustvarijo »umetne« sile, ki pomagajo pri prenosu obtežbe. Te »umetne« sile pa povzročijo nenadne skoke napetosti, ki pa se s časom umirijo in preidejo na prave vrednosti. Za bolj natančno razlago problema, pa bi bilo potrebno to področje še dodatno raziskati.



Slika 41: Potek napetosti σ_{22} v kohezivne elementu1 primera *pomik3*



Slika 42: Potek napetosti σ_{12} v kohezivne elementu1 primera *pomik3*



Slika 43: Potek napetosti σ_{12} v kohezivne elementu2 primera *pomik3*

Za nadaljnjo analizo izberem primer *pomik3*, zaradi naslednjih razlogov:

- primer *nosilnost1* nas oddalji od rezultatov eksperimenta
- v primerih *nosilnost3* in *nosilnost4* se zaradi povečanja strižne nosilnosti stika oddaljimo od prave rešitve
- strižna porušitev je bolj kritična, zato lahko primer *nosilnost5* izločimo iz izbire

Izkaže se torej, da smo prvotno predpostavko o 50% nosilnosti stika (sedaj mislimo predvsem na strig) dobro podali, kar si lahko razlagamo na sledeče načine:

- Če bi bil stik idealen, bi bila nosilnost enaka volni in do porušitve v stiku ne bi prišlo. Vendar stik med jedrom in plaščem predstavlja lepilo, katerega nanos je avtomatski. Kar pomeni, da je lahko nekje več, drugje spet manj lepila in posledično, da stik ni idealen. Iz tega lahko rečemo, da je približno 50% lepila nanesenega po površini.
- Na splošno uporabljene testne metode za določitev strižnih lastnosti jedra kot tudi panela dajo različne rezultate. Problem je predvsem testna metoda EN 14509 – A.3. (iz te metode imamo podatke o strigu) pri kateri računamo strig iz upogibnih testov, kjer igrajo resno vlogo tlačno/upogibne lastnosti, ki pa so v izračunu delno zanemarjene.
- V simulaciji modela smo zaradi nepoznavanja nekaterih parametrov lete predpostavili. Vendar bi v primeru drugačne kombinacije le teh (lastnosti volne in pomik pri

porušitvi) oz. poznavanju parametrov, lahko prišli do drugačne nosilnosti stika (izvedel sem dodatne analize, kjer je nosilnost stika med 60-70% strižne trdnosti ustrezala rezultatom eksperimenta).

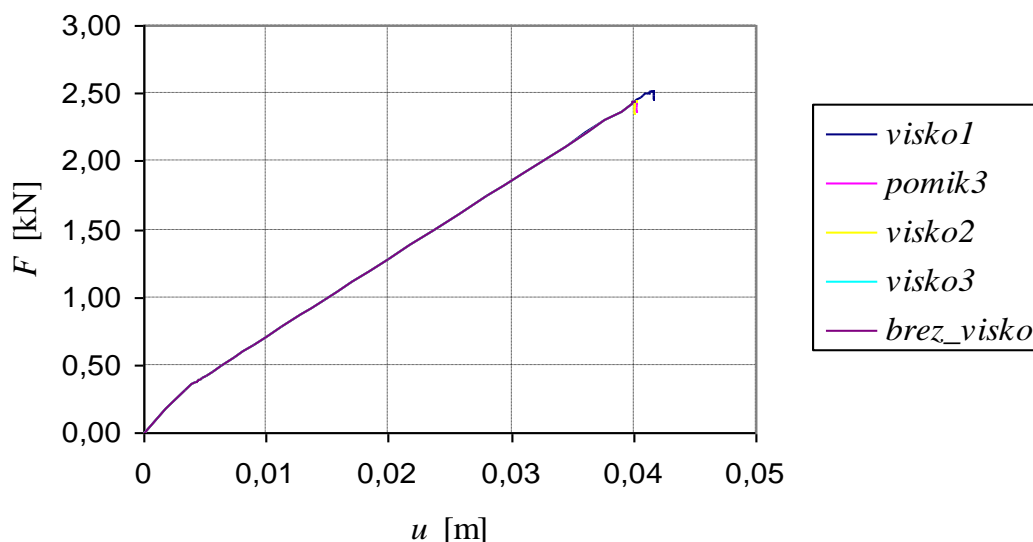
4.5 Odvisnost rezultatov od parametra viskoznosti

V dosednji analizi je bil uporabljen parameter viskoznosti $\mu = 0,0001$, katerega vrednost sem sam podal. Namen tega parametra je predvsem izboljšanje konvergence, vendar s tem direktno vplivamo na rezultat. Po informacijah ABAQUS-a velike vrednosti parametra izboljšujejo konvergenco, a se s tem oddaljujemo od prave rešitve. Zato je potrebno najti parameter, ki bo omogočal neko pravo razmerje med izboljšavo konvergence in točnejšim rezultatom. To pa je odvisno od narave problem in zahteva lastno presojo uporabnika.

Zato sem z namenom, da bi ugotovil odvisnost rezultatov od parametra viskoznosti, naredil sledeče primere:

- *visco1*, parameter viskoznosti sem povečal na $\mu=0,001$
- *visco2*, parameter viskoznosti sem zmanjšal na $\mu=0,00001$
- *visco3*, parameter viskoznosti sem zmanjšal na $\mu=0,000001$
- brez *_visco*, analizo sem izvedel brez uporabe parametra viskoznosti

Rezultati



Slika 44: Odnos sila – pomik, v odvisnosti parametra viskoznosti

Preglednica 22: Rezultati v odvisnosti parametra viskoznosti

	ekspe.	<i>visko1</i>	[%]	<i>pomik3</i>	[%]	<i>visko2</i>	[%]	<i>visko3</i>	<i>brez_visko</i>
$\mu =$	/	$1 \cdot 10^{-3}$	/	$1 \cdot 10^{-4}$	/	$1 \cdot 10^{-5}$	/	$1 \cdot 10^{-6}$	/
sila <i>F</i> [kN]	2,095	2,146	102,4	2,068	98,7	2,067	98,7	/	/
pomik <i>u</i> [m]	0,0373	0,0373	100,1	0,0359	96,3	0,0359	96,3	/	/

Rezultati so v skladu z napovedmi ABAQUS-a. V primeru *brez_visko* in *visko3* do porušitve ne pride, ker program naleti na konvergenčne težave, vendar je odnos sila-pomik popolnoma enak. V teh dveh primerih program konča račun pri sili 2,443kN, kar pomeni, da v naslednjem prirastku sile sledi porušitev. Na podlagi tega dejstva pa lahko ocenimo primernost parametra viskoznosti. Sili pri porušitvi v primeru *nosilost1* in *visko2* sta skoraj enaki in sta 2,444kN, v primeru *visko1* pa 2,522kN. Iz tega lahko zaključimo naslednje:

- primer *visko1* nas oddalji od natančne rešitve, saj je opazen vpliv parametra μ na rezultat
- primera *nosilost1* in *visko2* nam omogočata natančen rezultat, vendar za merodajnega izberem *nosilost1*, ker predstavlja dobro razmerje med rezultatom in konvergenco
- v celoti gledano parameter viskoznosti bistveno ne vpliva na rezultat

4.6 Odvisnost rezultatov od debeline kohezivnega elementa

Kolikšna mora biti debelina kohezivnega elementa za dobro simulacijo ne vemo, zato sem jo sprva predpostavil na 0,01mm. Sedaj bom to vrednost spreminjal in opazoval njen vpliv. Naredim tri primere:

- *debelina0,1mm*, predpostavim debelino 0,1mm kohezivnega elementa
- *nosilnost1*, primer od prej, kjer je predpostavljena debelina 0,01mm
- *debelina0,005mm*, predpostavim debelino 0,005mm kohezivnega elementa

S tem ko spremenimo debelino kohezivnega elementa je potrebno na novo izračunati pomik pri porušitvi δ_m^f , za primera *debelina0,1mm* in *debelina0,005mm*. Tako bodo rezultati odvisni le od spremenjene debeline in ne ostalih parametrov.

Deformacije ε_n^0 , ε_s^0 so za vse tri primere enak in smo jih že izračunali v točki 4.3.

$$\varepsilon_n^0 = 0,004082$$

$$\varepsilon_s^0 = 0,005747$$

Izračun pomika δ_m^0 in δ_m^f

primer *debelina0,1mm*, kjer je $d_{koh} = 0,1\text{mm}$:

$$\delta_n^0 = \varepsilon_n^0 * d_{koh} = 0,004082 * 1 * 10^{-4} \text{ m} = 4,08 * 10^{-7} \text{ m}$$

$$\delta_s^0 = \varepsilon_s^0 * d_{koh} = 0,005747 * 1 * 10^{-4} \text{ m} = 5,75 * 10^{-7} \text{ m}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{\delta_n^{0^2} + \delta_s^{0^2}}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{(4,08 * 10^{-7} \text{ m})^2 + (5,75 * 10^{-7} \text{ m})^2} = 7,0491 * 10^{-8} \text{ m}$$

Za pomik pri porušitvi δ_m^f smo v točki 4.3 predpostavili na 20kratno vrednost pomika na začetku poškodb.

$$\delta_m^f = 20 * \delta_m^0 = 20 * 7,0491 * 10^{-8} \text{ m} = 1,40981 * 10^{-6} \text{ m}$$

primer *debelina0,005mm*, kjer je $d_{koh} = 0,005\text{mm}$:

$$\delta_n^0 = \varepsilon_n^0 * d_{koh} = 0,004082 * 5 * 10^{-6} \text{ m} = 2,04 * 10^{-8} \text{ m}$$

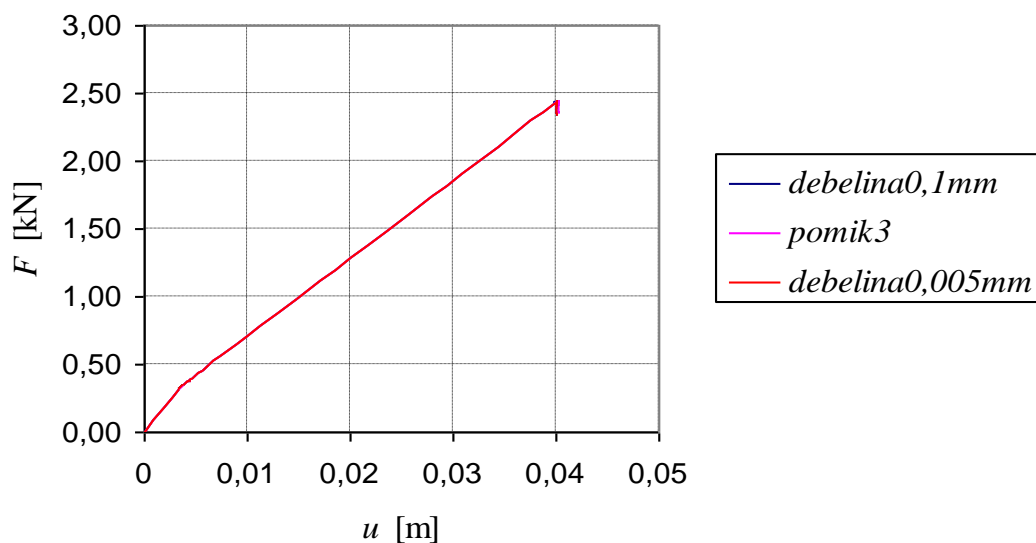
$$\delta_s^0 = \varepsilon_s^0 * d_{koh} = 0,005747 * 5 * 10^{-6} \text{ m} = 2,87 * 10^{-8} \text{ m}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{\delta_n^{0^2} + \delta_s^{0^2}}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{(2,04 * 10^{-8} \text{ m})^2 + (2,87 * 10^{-8} \text{ m})^2} = 3,5245 * 10^{-8} \text{ m}$$

$$\delta_m^f = 20 * \delta_m^0 = 20 * 3,5245 * 10^{-8} \text{ m} = 7,0491 * 10^{-7} \text{ m}$$

Rezultati



Slika 45: Odnos sila – pomik, v odvisnosti od debeline kohezivnega elementa

Preglednica 23: Rezultati v odvisnosti od debeline kohezivnega elementa

	ekspe.	debelina0,1mm	[%]	pomik3	[%]	debelina0,005mm	[%]
debelina [mm]	/	0,1		0,01		0,005	
δ_m^f	/	1,40981E-05		1,40981E-06		7,0491E-07	
sila F [kN]	2,095	2,064	98,5	2,068	98,7	2,061	98,4
pomik u [mm]	0,0373	0,0359	96,1	0,0359	96,3	0,0358	96,0

Iz rezultatov analize je razvidno, da debelina kohezivnega elementa nima velikega vpliva na rezultate. Pomiki se praktično ujemajo, sile pri porušitvi pa malenkostno odstopajo. Iz tega lahko zaključim, da debelina kohezivnega elementa 0,01mm, ki smo jo do sedaj uporabljali v analizi, dobro simulira eksperiment in je njena predpostavka upravičena.

4.7 Simulacija kontakta med podporo in panelom

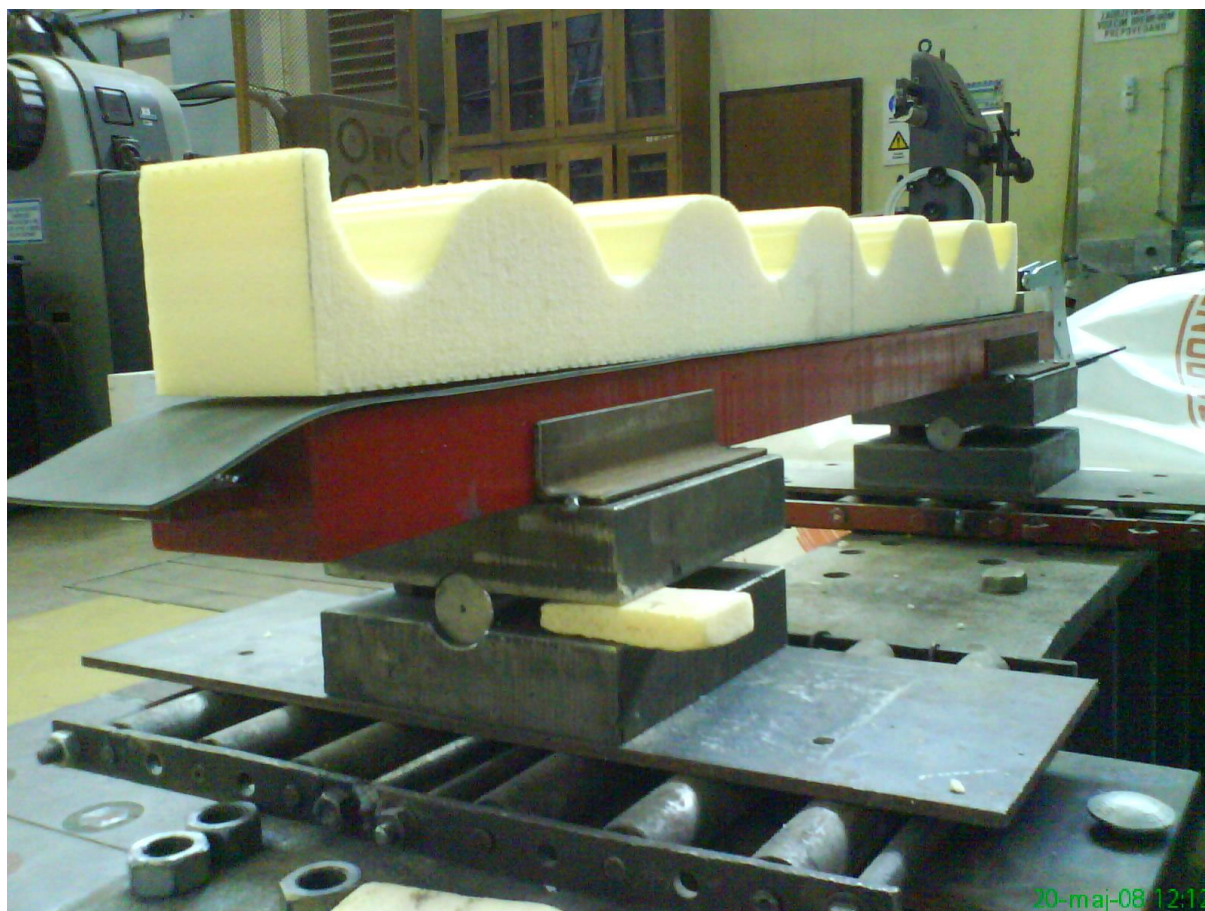
V dosedanji analizi smo preučevali odvisnost rezultatov od posameznih parametrov volne, ter stika med jedrom in plaščem. Na ta način smo prišli do sledečega merodajnega rezultata:

Preglednica 24: Merodajni rezultat v dosedanji analizi *pomik3*

	eksperiment	pomik3	[%]
sila F [kN]	2,095	2,068	98,7
pomik u [m]	0,0373	0,0359	96,3

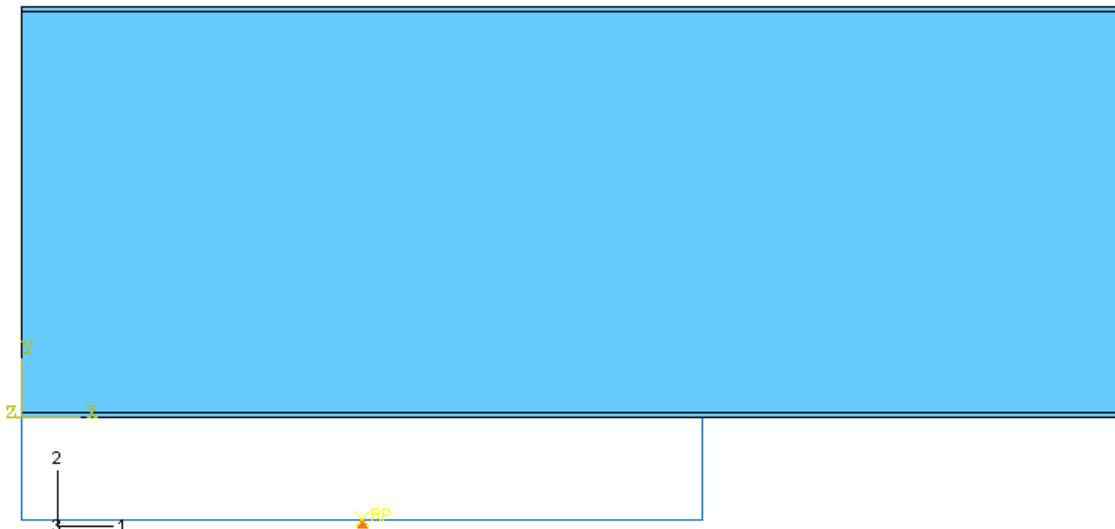
Tako sila pri porušitvi, kot pomik sta manjša v primerjavi z eksperimentom. Zato me v nadaljevanju zanima, kakšen vpliv na rezultate ima natančnejša izvedba podpore panela.

Panel je v preizkusu enostavno položen na jekleno podporo, ki omogoča zasuk panela preko valjčka in preprečuje navpični pomik. Med njima pa je vstavljen gumijast trak za izravnavo površine ter, da prepreči morebitne poškodbe panela. Naslednja slika 46 prikazuje podporo panela.



Slika 46: Podpora panela

Tako sem pomično členkasto podporo osnovnega modela odstranil in jo nadomestil z pravokotnim togim telesom, ki je na sredini pomično členkasto podprt. Na ta način sem simuliral jekleno podporo in valjček preizkusa. Togo telo sem definiral kot dvodimenzionalno, tipa »analytical rigid«. »Analytical rigid« nam omogoča modeliranje enostavnih oblik telesa, ki jih ni potrebno zamrežiti in so računsko zelo zmogljive. Slika 47 prikazuje detajl izvedbe podpore panela. Pri tem je širina togega telesa je enaka širini jeklene podpore torej 100mm, višino pa sem izbral na 15mm.



Slika 47: Modeliranje podpore panela

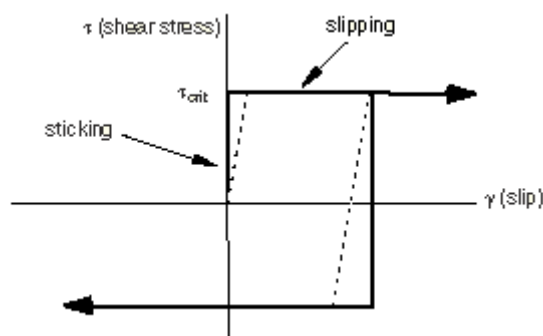
Sedaj je potrebno definirati kontakt med podporo in panelom v treh korakih.

Najprej definiram površino togega telesa ter površino spodnje pločevine panela.

V naslednjem koraku povem programu kateri površini sta v kontaktu oz. kateri površini se dotikata. To sta površini togega telesa in spodnjega plašča panela, ki ju v programu definiramo kot tip »Surface to surface«. Pri tem podam togo telo kot »master« površino, spodnji plašč pa kot »slave« površino, kar pomeni, da »master« površina lahko prodre v »slave« površino, obratno pa ne. Za formulacijo zdrsa privzamem privzeti način programa, »finite-sliding, node-to-surface«. Finite sliding je splošni način in omogoča poljubno gibanje površin. Medtem ko nam drug način »small sliding« omogoča majhen zdrs, kljub temu, da je gibanje med površinami lahko veliko. Preveril sem oba načina, vendar so v mojem primeru rezultati enaki, zato izberem splošnejši način.

V tretjem koraku definiram mehanske lastnosti kontakta, ki vodijo obnašanje kontaktnih površin. Obnašanja kontakta vodita dve komponenti, ena normalno na površino in druga tangencialno na površino. Normalno komponento lahko zanemarimo, saj vemo, da je panel v poizkusu samo položen na podporo. V tangencialni smeri pa imamo kontakt. Med panel in podporo je namreč vstavljen gumijasti trak, ki služi za izravnavo, ter preprečuje morebiten zdrs panela iz podpor. V tem kontaktu se ustvari neko trenje, ki ga v ABAQUS-u lahko

definiramo s modelom »penalty«. Ta model opisuje Coulomb-ov trenjski izrek, ki se glasi $\tau_{crit} = \mu p$. Kjer je τ_{crit} kritična strižna napetost, μ je koeficient trenja in p je kontaktni pritisk med dvema površinama. Do zdrsa med površinama ne pride dokler je strižna napetost med površinama manjša od kritične τ_{crit} . V tem primeru kontaktni površini delujeta kot zlepljeni med seboj. Ko pa je strižna napetost τ_{crit} prekoračena, se zgodi zdrs.



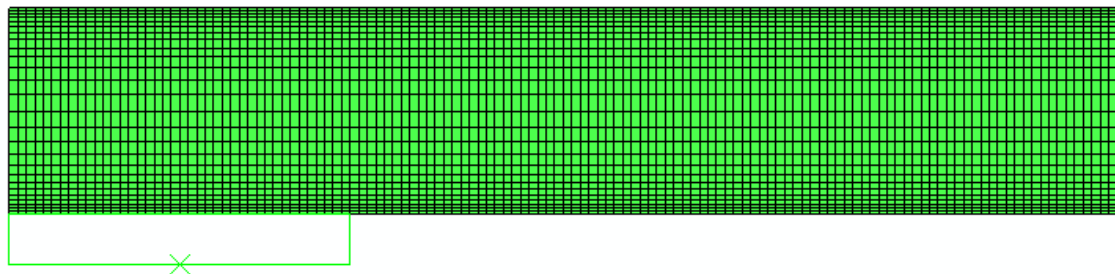
Slika : Model trenja

(Povzeto po: Getting Started with ABAQUS, poglavje 12.3.3.)

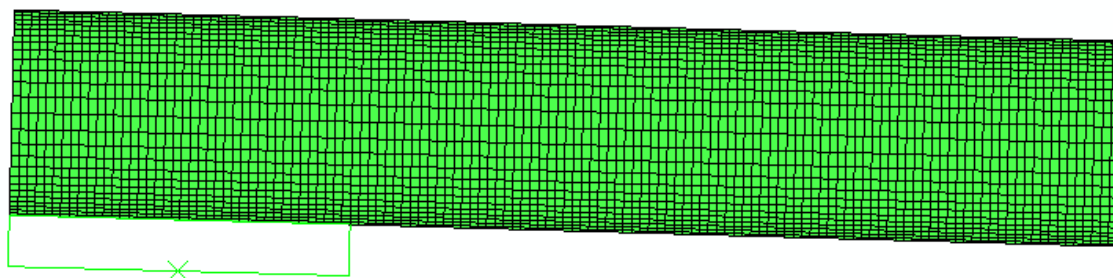
Programu je potrebno podati kritično napetost τ_{crit} ali koeficient trenja μ . Jaz izberem koeficient trenja, z vrednostjo 1 in sicer zato, ker menim, da se gumijasti trak dobro upira premikanju teles. V splošnem ima μ vrednost od 0 do 1.

Vse ostale podatke in parametre modela ne spreminjam. Torej vzamem merodajni primer *pomik3* in izvedem simulacijo kontakta po zgornjih navodilih. Primer poimenujem *kontakt*.

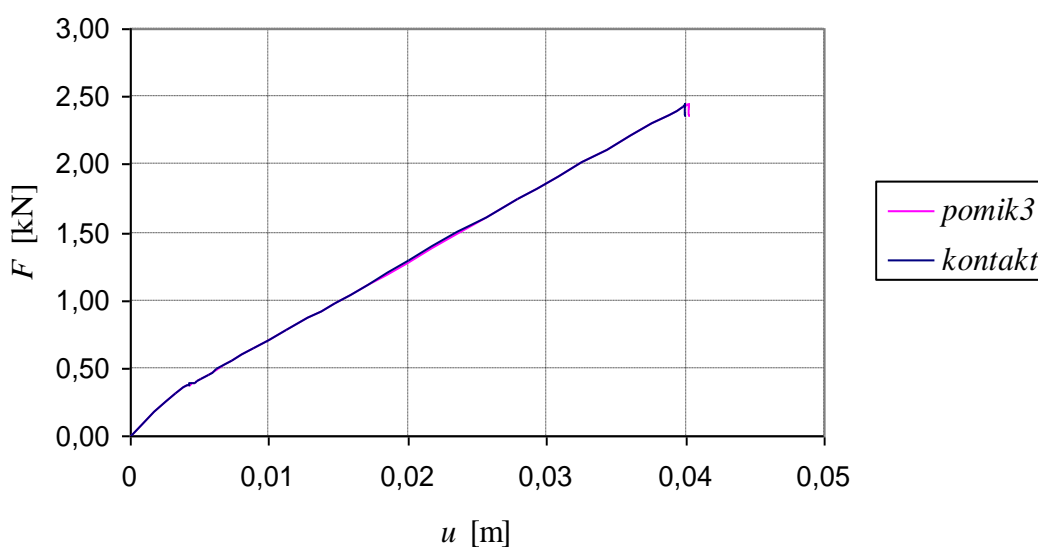
Rezultati



Slika 48: Detajl podpore v nedeformiranem stanju



Slika 49: Detajl podpore v deformiranem stanju



Slika 50: Odnos sila – pomik pri izvedbi kontakta

Preglednica 25: Rezultati kontakta v številkah

	eksperiment	<i>pomik3</i>	[%]	<i>kontakt</i>	[%]
sila F [kN]	2,095	2,068	98,7	2,067	98,7
pomik u [m]	0,0373	0,0359	96,3	0,0358	95,9

Do porušitve panela in s tem do gubanja pločevine pride v skoraj istem trenutku, kot v primeru *pomik3*. Kar pomeni, da simulacija kontakta med podporo in panelom nima vpliva na rezultat in je s tem uporaba pomične členkaste podore, v dosedanjih analizah, povsem upravičena.

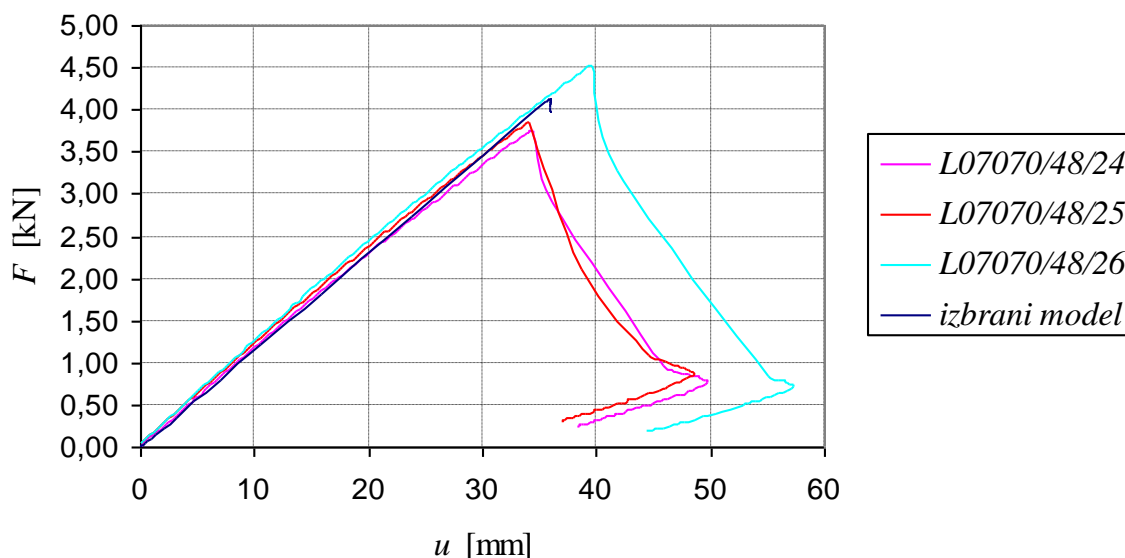
Za zanimivost sem izvedel še eno analizo, kjer sem koeficient trenja spremenil iz vrednosti 1 na vrednost 0,1. V tem primeru dobim popolnoma enake rezultate kot prej (primer *kontakt*).

Kar pomeni, da so strižne napetosti v kontaktu tako velike, da je kritična napetost τ_{crit} takoj presežena in koeficient trenja praktično nima vpliva.

4.8 Izbrani model za simulacijo eksperimenta

V dosedanjih analizah smo spoznali vpliv posameznih parametrov na obnašanje modela, iz katerih lahko zaključimo, da je primer *pomik3* najboljši model oz. *izbrani model*. Iskana sila pri kateri pride do porušitve panela zaradi gubanja pločevine in pripadajoči pomik, se praktično ujemajo z rezultati eksperimenta.

Na naslednjem grafu je prikazana primerjava odnosa sila – pomik *izbranega modela* s rezultati eksperimenta (brez upoštevanja lastne teže). Pri tem sem dobljeno silo F pomnožil z 2 (vsota obeh reakcij v podporah), da jo lahko primerjam z eksperimentalno dobljeno silo. Podobno naredim za primerjavo v tabeli.



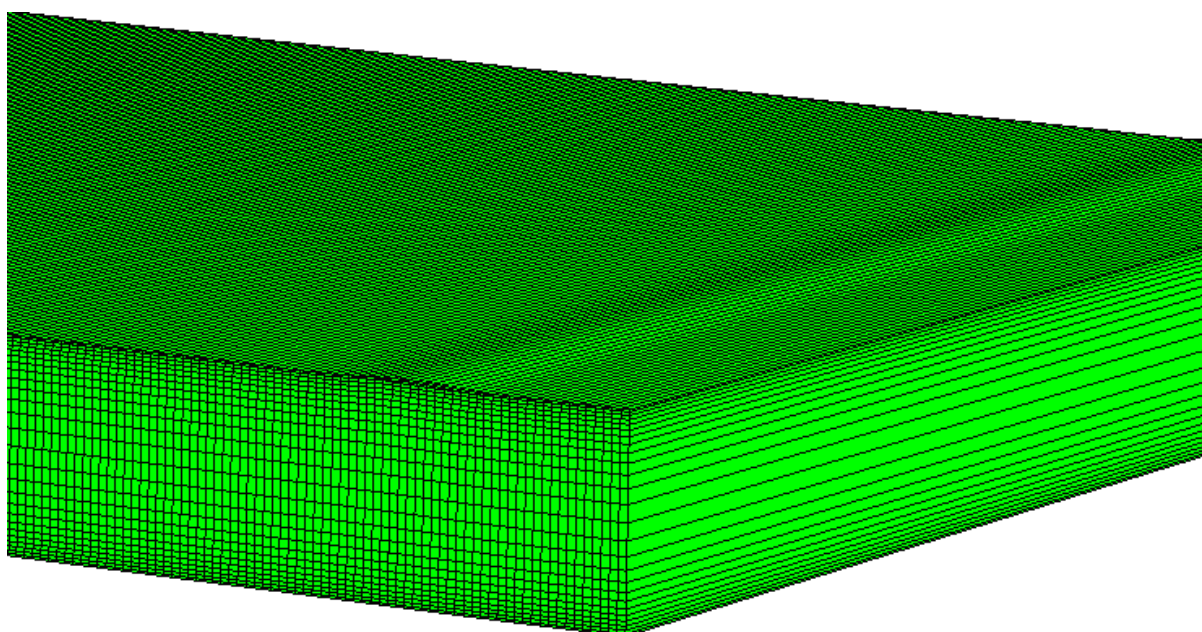
Slika 51: Primerjava odnosa sila – pomik *izbranega modela* z eksperimentom

Preglednica 26: *Izbrani model*

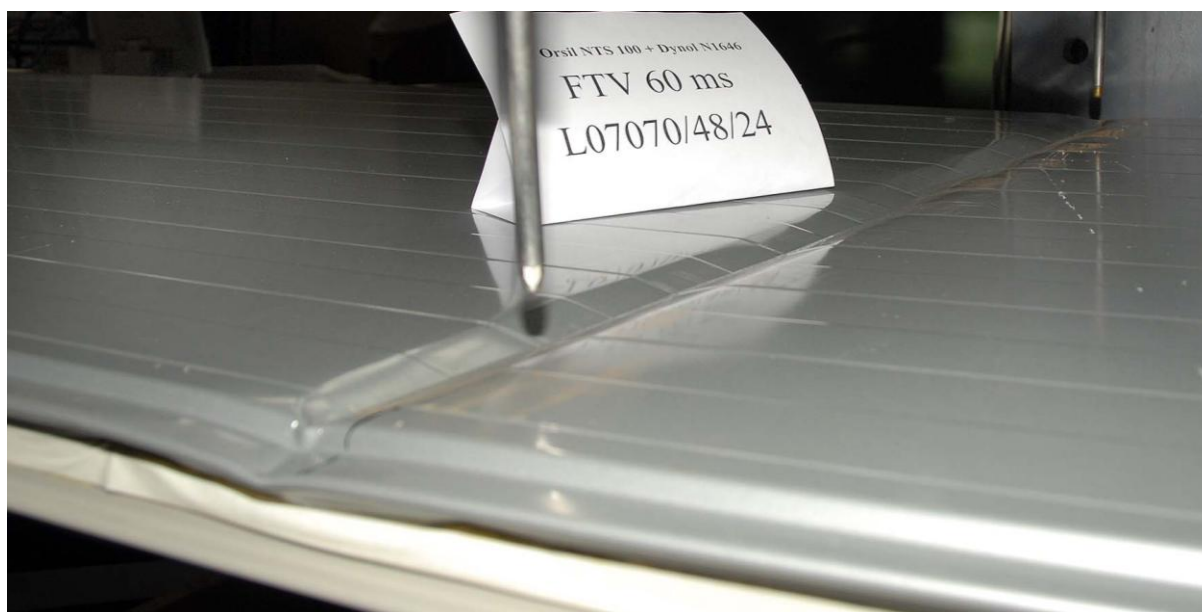
	eksperiment	<i>izbrani model</i>	[%]
sila F [kN]	4,19	4,14	98,7
pomik u [m]	0,0373	0,0359	96,3

Na sliki 51 vidimo, da se krivulja sila – pomik *izbranega modela* odlično ujema z eksperimentom. Na začetku poteka krivulja pod istim naklonom kot preizkusi. Temu pa sledi porušitev, pri približno sili, ki je enaka povprečju vseh treh izvedenih preizkusov.

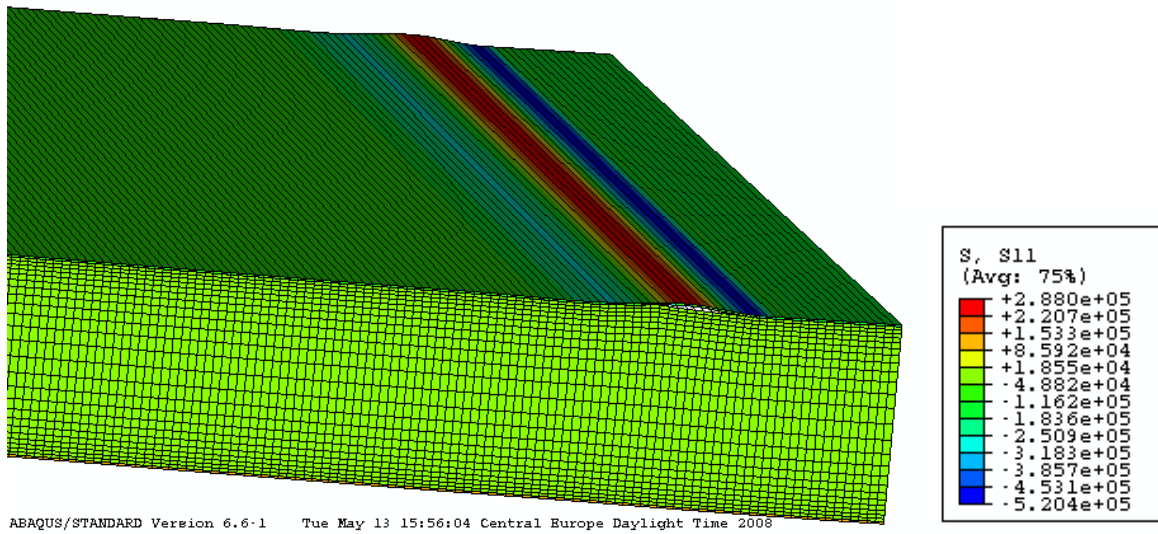
Na naslednjih slikah je prikazano gubanje pločevine, napetosti σ_{11} , σ_{22} in σ_{12} , ter deformacije ε_{11} , ε_{22} in ε_{12} *izbranega modela*. Za lepši prikaz napetosti v pločevini model razširim v 3D telo, za prikaz napetosti in deformacij v volni pa izključim napetosti v pločevini.



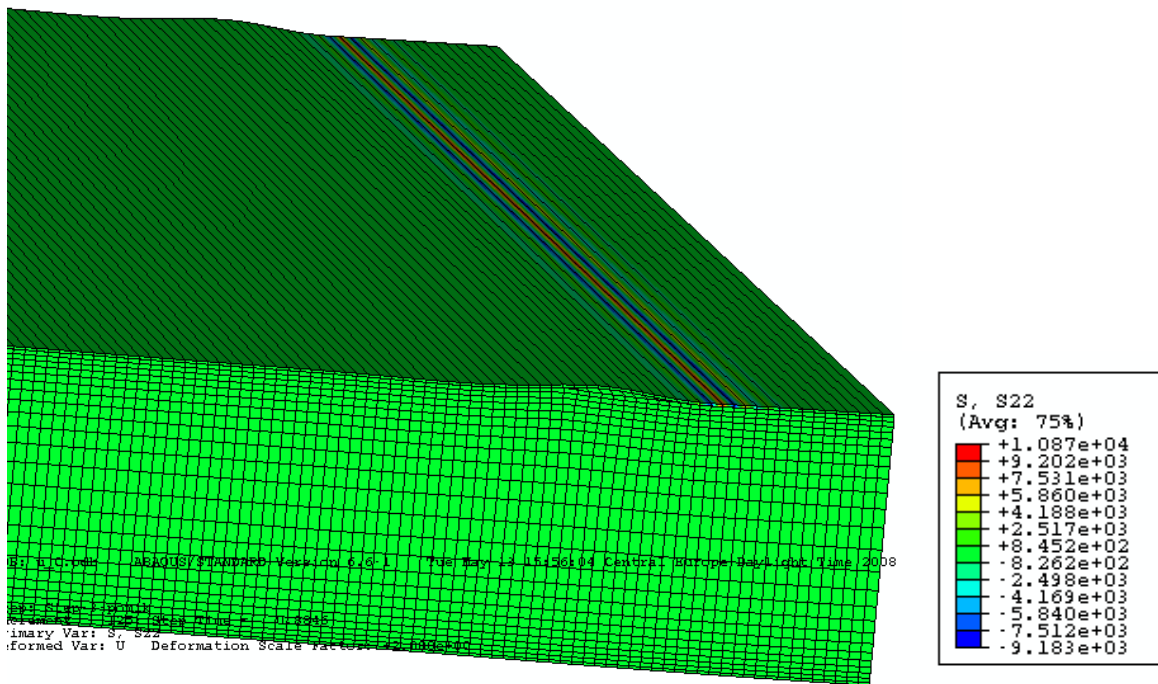
Slika 52: Gubanje pločevine *izbranega modela* na panelu FTV 60



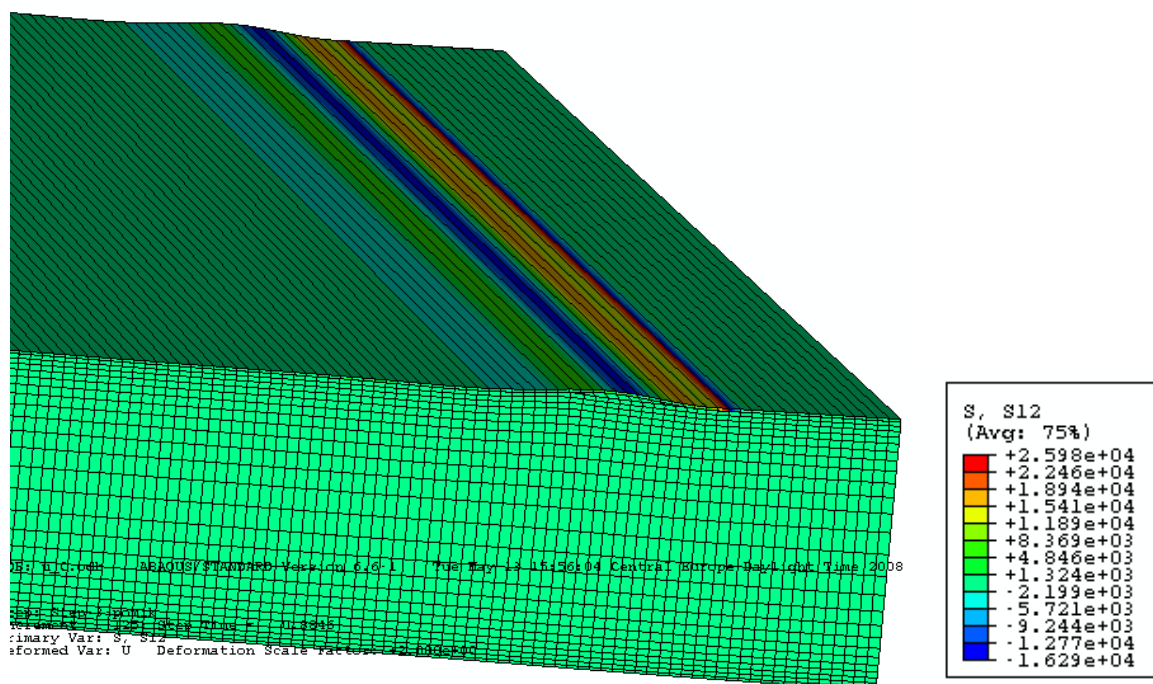
Slika 53: Gubanje v eksperimentu na panelu FVT 60



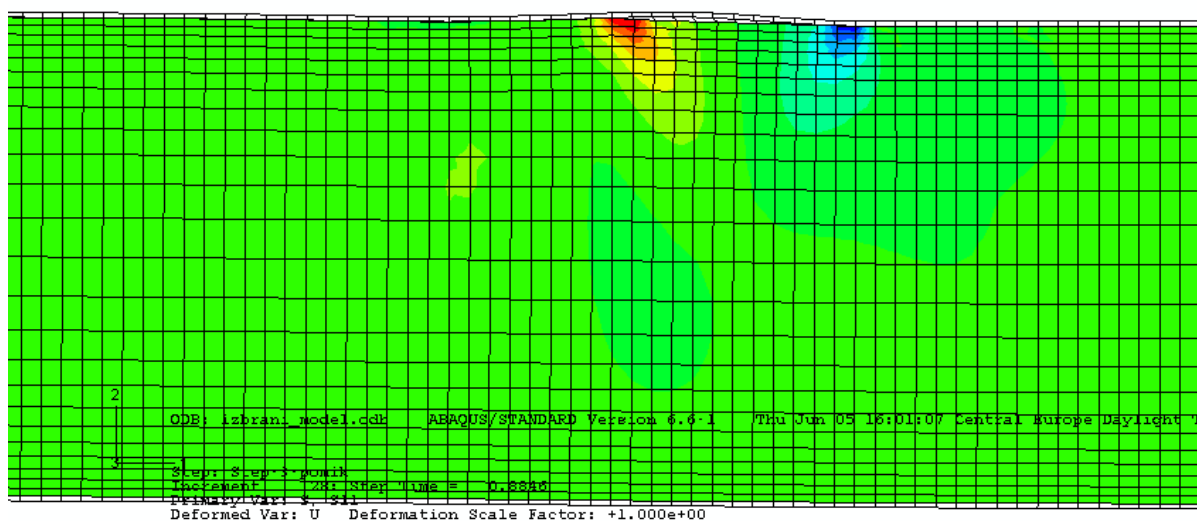
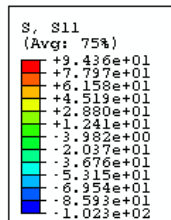
Slika 54: Napetosti σ_{11} 3D izbranega modela



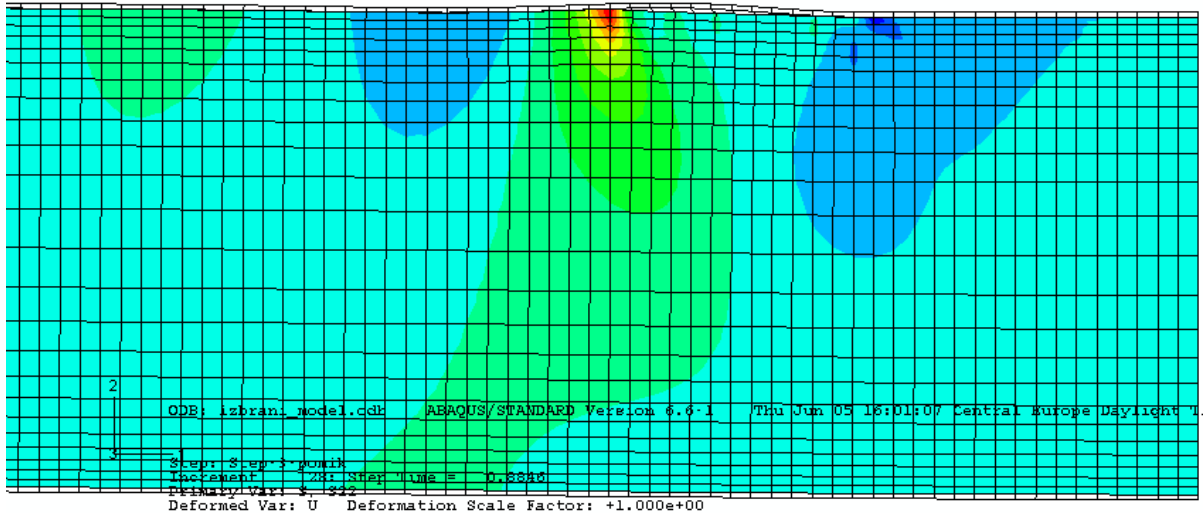
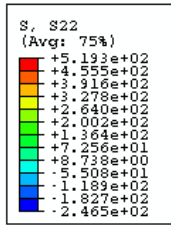
Slika 55: Napetosti σ_{22} 3D izbranega modela



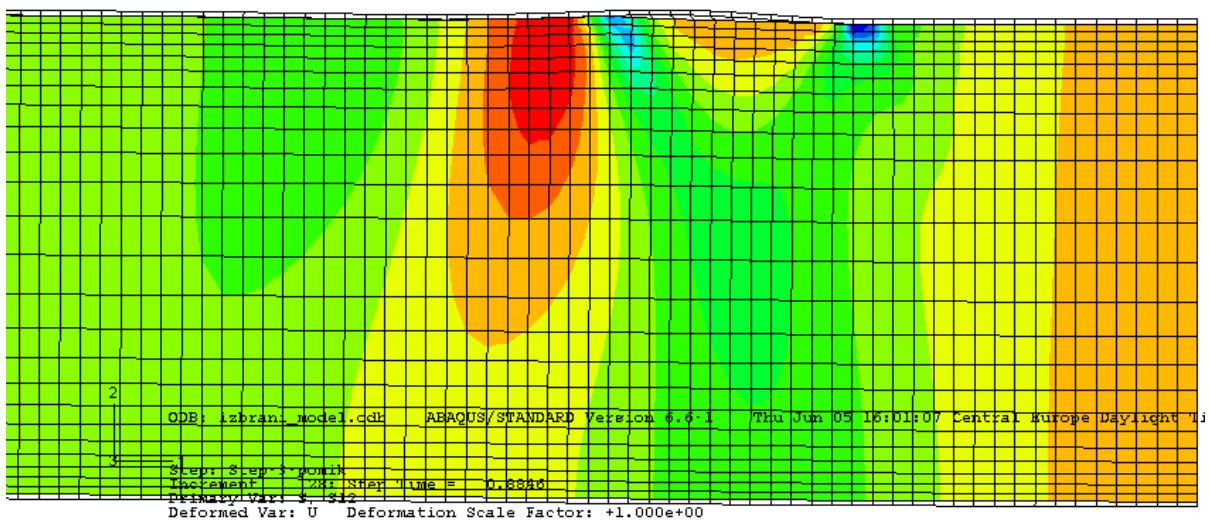
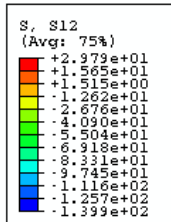
Slika 56: Napetosti σ_{12} 3D izbranega modela



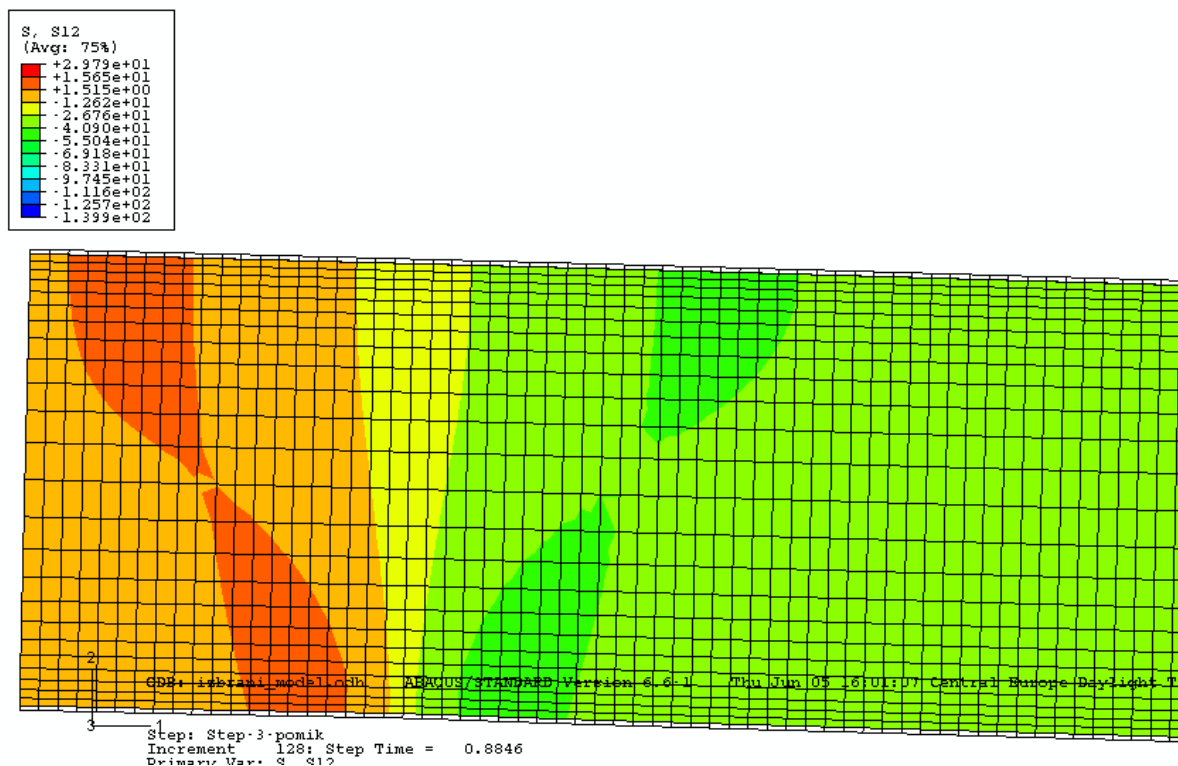
Slika 57: Napetosti σ_{11} v jedru izbranega modela



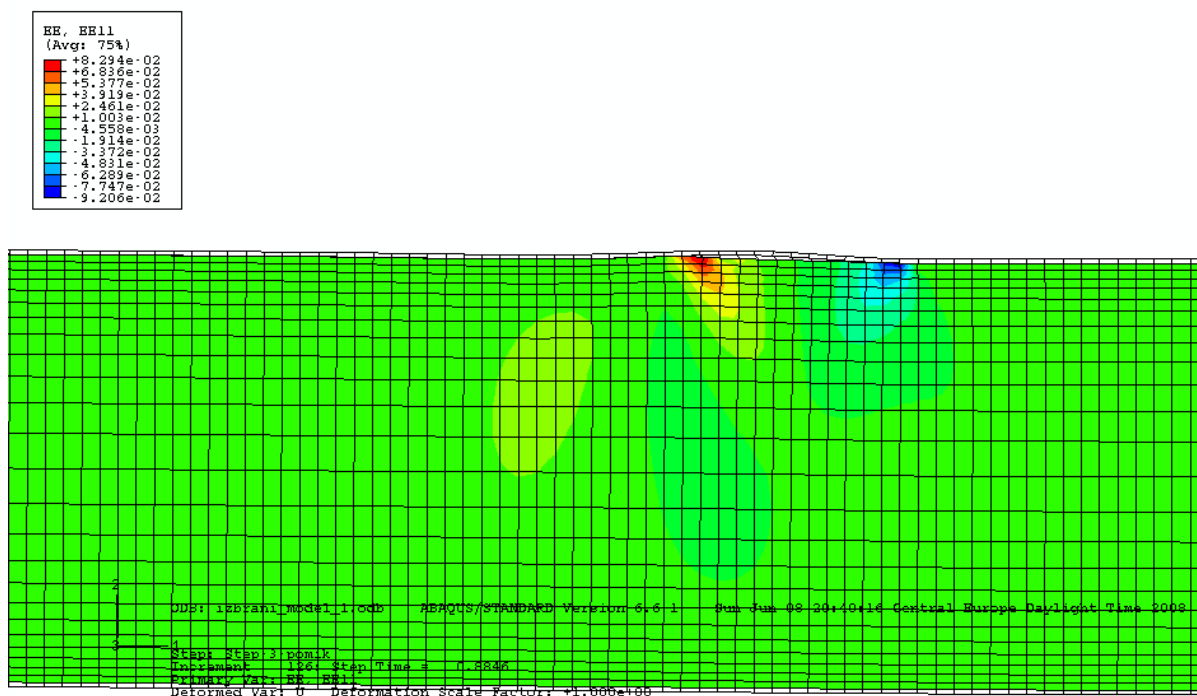
Slika 58: Napetosti σ_{22} v jedru *izbranega modela*



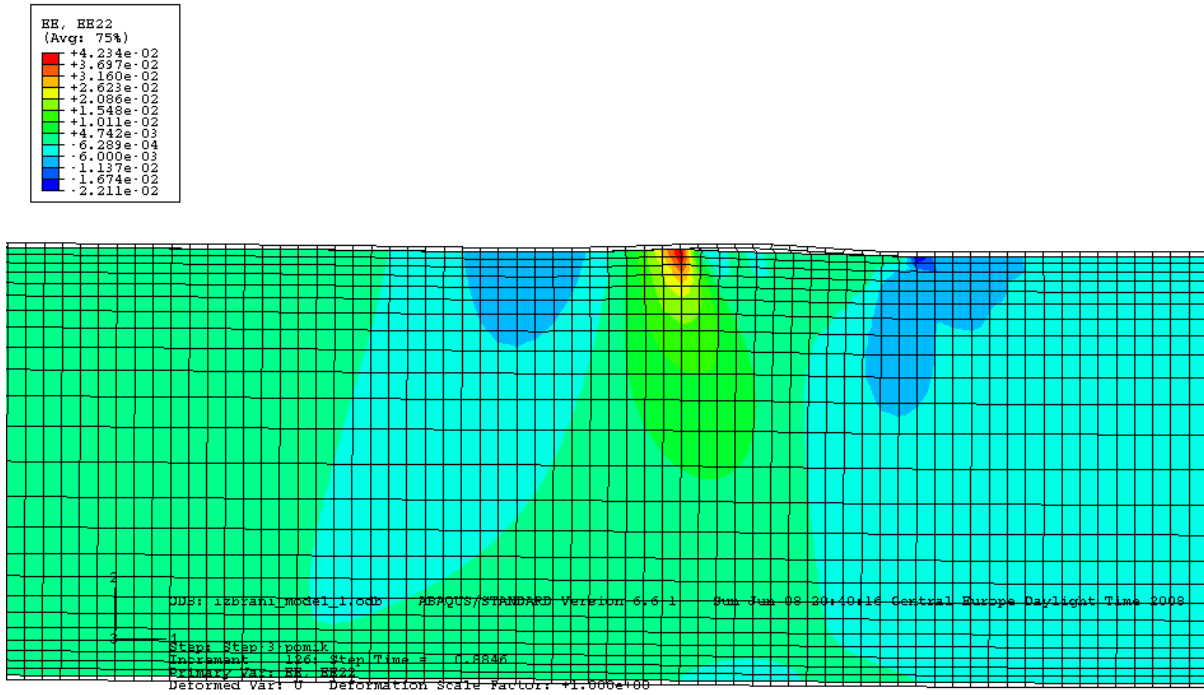
Slika 59: Napetosti σ_{12} v jedru *izbranega modela* na sredini



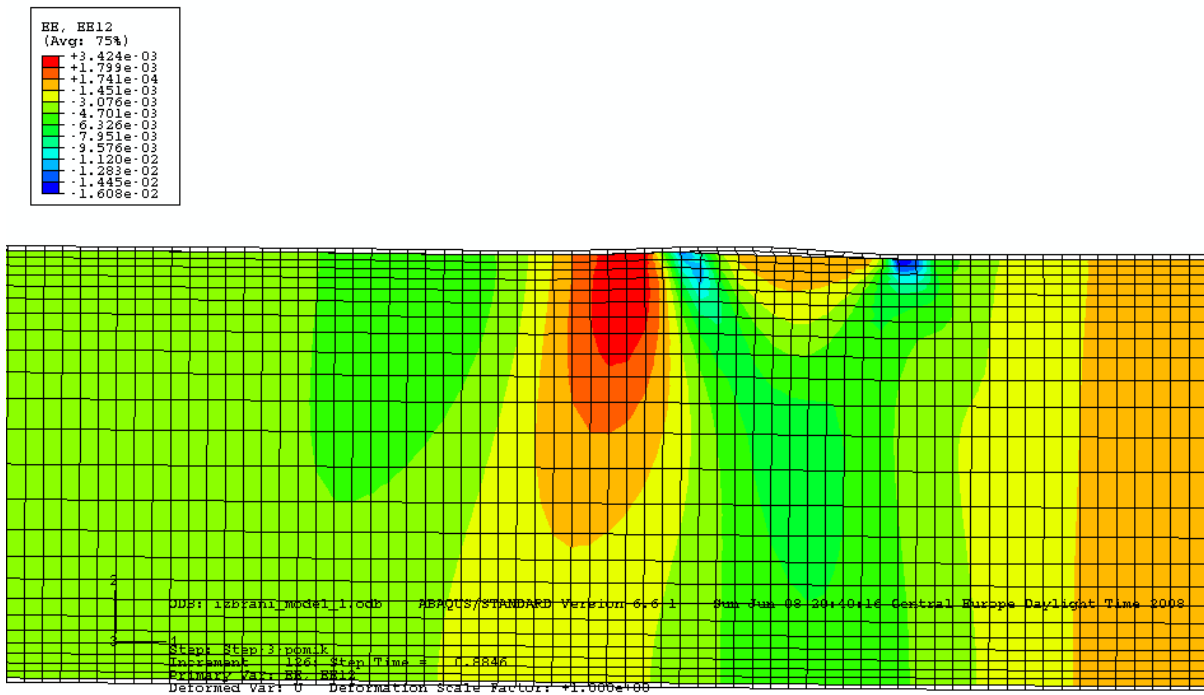
Slika 60: Napetosti σ_{12} v jedru izbranega modela ob podpori



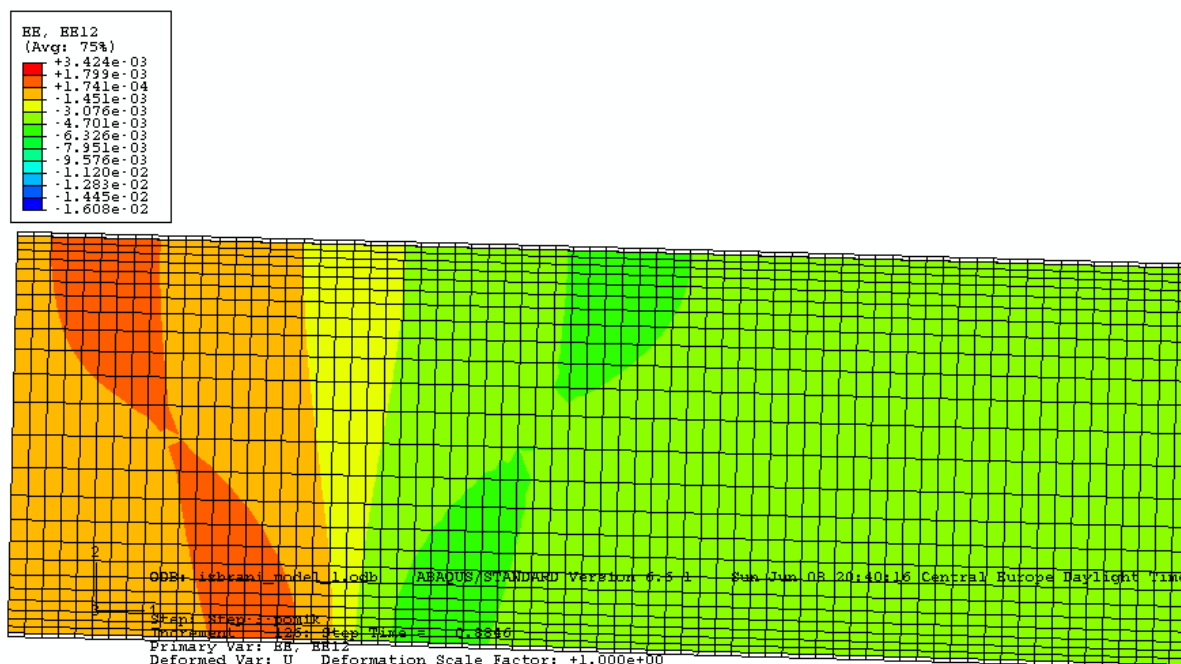
Slika 61: Deformacije ϵ_{11} v jedru izbranega modela na sredini



Slika 62: Deformacije ϵ_{22} v jedru *izbranega modela* na sredini



Slika 63: Deformacije ϵ_{12} v jedru *izbranega modela* na sredini



Slika 64: Deformacije ε_{12} v jedru *izbranega modela* ob podpori

Tekom celotnega poglavja smo spoznali vplive nekaterih parametrov na rezultate simulacij. Zato lahko kot zaključek podamo tabelo, iz katere bo razvidna pomembnost parametrov na rezultate simulacij.

Preglednica 27: Tabela vpliva nekaterih parametrov na rezultat simulacije

opis	oznaka	velik vpliv	srednji vpliv	zanemarljiv vpliv
elastični modul volne v smeri vlaken	E_2	√		
elastični modul volne prečno na smer vlaken	E_1		√	
Poissonov količnik	ν_{12}		√	
pomik pri porušitvi stika	δ_m^f	√		
nosilnost stika v normalni smeri	t_n^0			√
nosilnost stika v prečni smeri	t_s^0	√		
parameter viskoznosti	μ			√
debelina kohezivnega elementa	h			√

Pri tem bi opomnil naslednjo stvar. Parameter volne ν_{12} sem označil kot srednji vpliv, kljub temu, da smo v analizi (točka 4.2) videli, da ob povečanju tega parametra panel prevzame kar večjo silo in bi ga zato lahko označili kot velik vpliv. Vendar je glavni razlog »v večji

porušni sili« velikost podanega pomika pri porušitvi δ_m^f (prvotno predpostavljen 0,01m, potem pa izračunan $1,41 \cdot 10^{-6}$ m). Parameter ν_{12} ima v kombinaciji z izračunanim pomikom $\delta_m^f = 1,41 \cdot 10^{-6}$ m (izvedel sem dodatne analize), manjši vpliv na rezultate simulacijo oz. srednji vpliv.

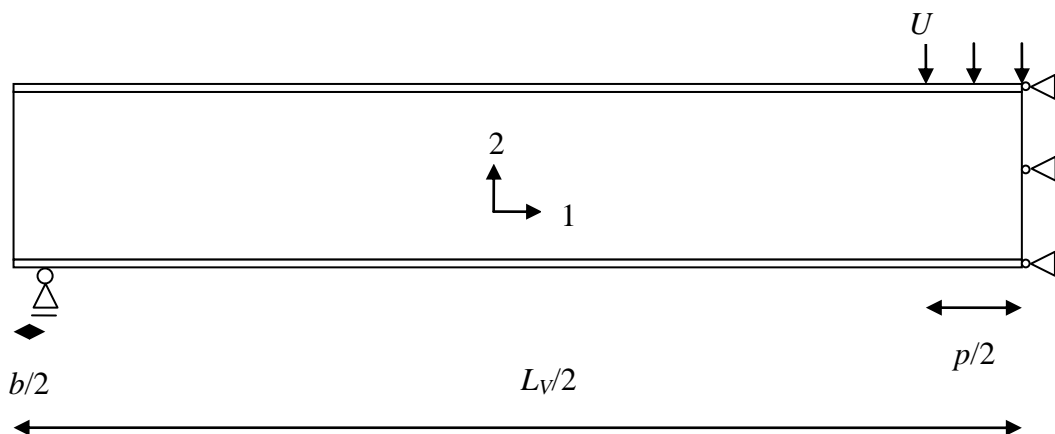
5 SIMULACIJA EKSPERIMENTA NA PANELU *FTV 120* IN *FTV 200*

5.1 Panel *FTV 120*

Na panelu *FTV 60* sem izvedel obširno analizo, zato me sedaj zanima, kako ugotovljene predpostavke delujejo na ostalih primerih, kajti le na ta način, bomo dobili pravi odraz uspešnosti simulacije. Ponovno določam silo, pri kateri pride do porušitve sendvič panela zaradi gubanja pločevine. Najprej izvedem simulacijo na panelu *FTV 120*, pri katerem moram v primerjavi s modelom *FTV 60* spremeniti: geometrijo modela, lastnosti volne in jeklene pločevine, mrežo končnih elementov, nosilnost stika ter pomik pri porušitvi. Vse to izvedem v skladu s predpostavkami *izbranega modela* *FVT 60*, ostale nastavitve pa obdržim.

Geometrija modela

Panel *FTV 120* ima v primerjavi s panelom *FVT 60* večjo debelino $d = 120\text{mm}$ in večjo dolžino $L_v = 5,0\text{m}$. Širina panela je enaka $B = 1,0\text{m}$.



Slika 65: Model panela *FTV 120* za analizo z MKE

Podatki : $L_v/2 = 2,5\text{m}$

$b/2 = 50\text{mm}$

$p/2 = 40\text{mm}$

$d = 120\text{mm}$

debelina pločevine = $0,6\text{mm}$

Lastnosti volne

Obnašanje volne opišem z modelom ortotropnega elastičnega materiala. V program zato podam štiri materialne podatke: E_1 , E_2 , G_{12} in ν_{12} . Pri tem za elastični modul E_2 predpostavim povprečje nateznega in tlačnega elastičnega modula volne, za modul E_1 pa predpostavim 10% vrednosti E_2 .

$$E_2 = \frac{1}{2}(E_{Ct} + E_{Cc}) = \frac{1}{2}(23200\text{kPa} + 9900\text{kPa}) = 16550\text{kPa}$$

$$E_1 = 10\%E_2 = 0,01 \cdot 16550\text{kPa} = 1655\text{kPa}$$

$$G_{12} = G_C = 7900\text{kPa}$$

$$\nu_{12} = 0,05$$

Lastnosti jeklene pločevine

Jekleno pločevino opišem z modelom elasto-plastičnega izotropnega materiala. Zato je potrebno izračunati elastična modula za S in M profila, ter preoblikovati nominalne deformacije v logaritmične deformacije in določiti pripadajoče napetosti.

profil S oblike – zgornja pločevina

$$R_{p0,2} = 353300\text{kPa} \dots \text{meja tečenja}$$

$$R_m = 371300\text{kPa} \dots \text{natezna trdnost} \quad A_{80} = 33,66\% \dots \text{pripadajoči raztezek}$$

$$E_S = \frac{R_{p0,2}}{\varepsilon_{0,2}} = \frac{353300\text{kPa}}{0,002} = 1,7665 \cdot 10^8 \text{ kPa} \quad E_S^{pravi} = 179,02\text{GPa} \text{ (odstopanje 1,32\%)}$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + 0,002) = 0,002$$

$$\sigma_{d1} = \sigma_{nom1} (1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\sigma_{d1} = 353300\text{kPa} (1 + 0,002) = 354007\text{kPa}$$

$$\varepsilon_{p1} = \varepsilon_{d1} - \frac{\sigma_{d1}}{E_S} = 0,002 - \frac{354007\text{kPa}}{1,7665 \cdot 10^8 \text{ kPa}} = 0,0$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + 0,3366) = 0,2901$$

$$\sigma_{d2} = \sigma_{nom2} (1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\sigma_{d2} = 371300\text{kPa} (1 + 0,3366) = 496280\text{kPa}$$

$$\varepsilon_{pl2} = \varepsilon_{d2} - \frac{\sigma_{d2}}{E_S} = 0,2901 - \frac{496280 \text{ kPa}}{1,7665 * 10^8 \text{ kPa}} = 0,2873$$

profil M oblike – spodnja pločevina

$R_{p0,2} = 320600 \text{ kPa}$... meja tečenja

$R_m = 339600 \text{ kPa}$... natezna trdnost $A_{80} = 32,13\%$... pripadajoči raztezek

$$E_M = \frac{R_{p0,2}}{\varepsilon_{0,2}} = \frac{320600 \text{ kPa}}{0,002} = 1,603 * 10^8 \text{ kPa} \quad E_M^{pravi} = 182,96 \text{ GPa} \quad (\text{odstopanje } 12,39\%)$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + 0,002) = 0,002$$

$$\sigma_{d1} = \sigma_{nom1} (1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\sigma_{d1} = 320600 \text{ kPa} (1 + 0,002) = 321241 \text{ kPa}$$

$$\varepsilon_{pl1} = \varepsilon_{d1} - \frac{\sigma_{d1}}{E_M} = 0,002 - \frac{321241 \text{ kPa}}{1,603 * 10^8 \text{ kPa}} = 0,0$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + 0,3213) = 0,2786$$

$$\sigma_{d2} = \sigma_{nom2} (1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\sigma_{d2} = 339600 \text{ kPa} (1 + 0,3213) = 448713 \text{ kPa}$$

$$\varepsilon_{pl2} = \varepsilon_{d2} - \frac{\sigma_{d2}}{E_M} = 0,2786 - \frac{448713 \text{ kPa}}{1,603 * 10^8 \text{ kPa}} = 0,2758$$

Preglednica 28: Vneseni podatki jeklene pločevine za model *FTV 120*

	E [kPa]	ν	σ_d [kPa]	ε_{pl}
S profil	$1,7665 * 10^8$	0,3	345007	0
			496280	0,2873
M profil	$1,603 * 10^8$	0,3	321241	0
			448713	0,2758

Mreženje panela in tip končnega elementa

Debelina panela je v tem primeru večja, zato sem število končnih elementov po debelini povečal in tako skušal ohranil enako razmerje dolžina/debelina elementa, kot v primeru panela FTV 60. Vzdolž dolžine (2,5m) je 1000 elementov, po debelini (20cm) 42 elementov, skupno je torej 42000 končnih elementov, tipa CPS4I.

Kohezivni element

Kohezivni sloj razdelim na 1000 končnih element po dolžini, ki so debeline 0,01mm in tipa COH2D4. Obnašanje kohezivnega sloja pa definiram na sledeč način:

- za elastično obnašanje stika podam naslednje vrednosti:
 $K_{nn} = E_{Ct} = 23200\text{kPa}$... to je enako nateznemu modulu volne
 $K_{ss} = G_C = 7900\text{kPa}$... to je enako strižnemu modulu volne
- nosilnost stika predpostavim, da je enaka 50% natezne trdnosti f_{Ct} volne in 50% strižne trdnosti f_{Cv} volne
 $t_n^0 = 50\%f_{Ct} = 0,5*120\text{kPa} = 60\text{kPa}$
 $t_s^0 = 50\%f_{Cv} = 0,5*80\text{kPa} = 40\text{kPa}$
- za širjenje poškodb izberem linearno mehčanje spremenljivke poškodb D , ter predpostavim, da je efektivni pomik δ_m^f enak 20kratni vrednosti efektivnega pomika na začetku poškodb δ_m^0

Izračun efektivnega pomika δ_m^f :

$$t_n^0 = K_{nn} * \varepsilon_n^0 \Rightarrow \varepsilon_n^0 = \frac{t_n^0}{K_{nn}} = \frac{60\text{kPa}}{23200\text{kPa}} = 0,0025862$$

$$t_s^0 = K_{ss} * \varepsilon_s^0 \Rightarrow \varepsilon_s^0 = \frac{t_s^0}{K_{ss}} = \frac{40\text{kPa}}{7900\text{kPa}} = 0,0050633$$

$$\delta_n^0 = \varepsilon_n^0 * d_{koh} = 0,0025862 * 1*10^{-5} \text{ m} = 2,59*10^{-8} \text{ m}$$

$$\delta_s^0 = \varepsilon_s^0 * d_{koh} = 0,0050633 * 1*10^{-5} \text{ m} = 5,06*10^{-8} \text{ m}$$

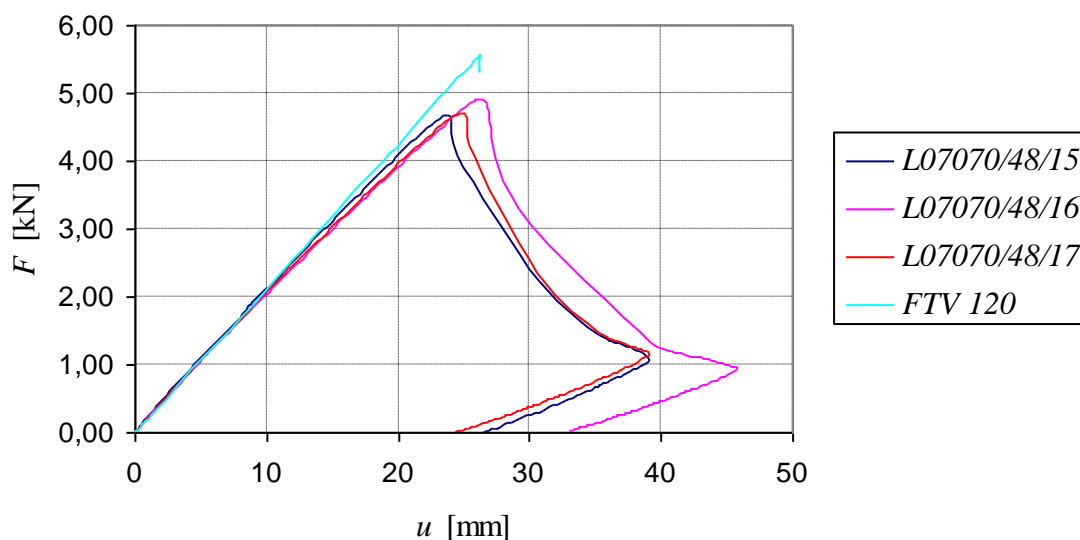
$$\delta_m^0 = \sqrt{\delta_n^{0^2} + \delta_s^{0^2}}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{(2,59*10^{-8} \text{ m})^2 + (5,06*10^{-8} \text{ m})^2} = 5,69*10^{-8} \text{ m}$$

$$\delta_m^f = 20 * \delta_m^0 = 20 * 5,69*10^{-8} \text{ m} = 1,137*10^{-6} \text{ m}$$

Rezultati

Naslednji graf prikazuje primerjavo odnosa sila – pomik modela *FTV 120* z rezultati eksperimenta (brez upoštevanja lastne teže). Pri tem je dobljena sila F pomnožena z 2 (vsota obeh reakcij v podporah), da jo lahko primerjamo z eksperimentalno dobljeno silo.



Slika 66: Odnos sila – pomik modela *FTV 120*

Odnos sila – pomik poteka približno enako kot eksperimentalni primeri, le sila pri porušitvi je večja. Primerjavo v tabeli pa naredimo na naslednji način. Od porušne sile odštejemo reakciji prvih dveh korakov analize (na sliki 66 teh dveh korakov ni prikazanih), ter dobljeno vrednost pomnožimo z 2 (vsota reakcij v levi in desni podpori):

$$F_{rušna} = 3,4081\text{kN} - 0,63399\text{kN} = 2,774\text{kN} * 2 = 5,55\text{kN}$$

Pripadajoči pomik je:

$$U_{rušni} = 0,029873\text{m} - 0,003701\text{m} = 0,0262\text{m}$$

Rezultati eksperimenta na panelu *FTV 120* so naslednji:

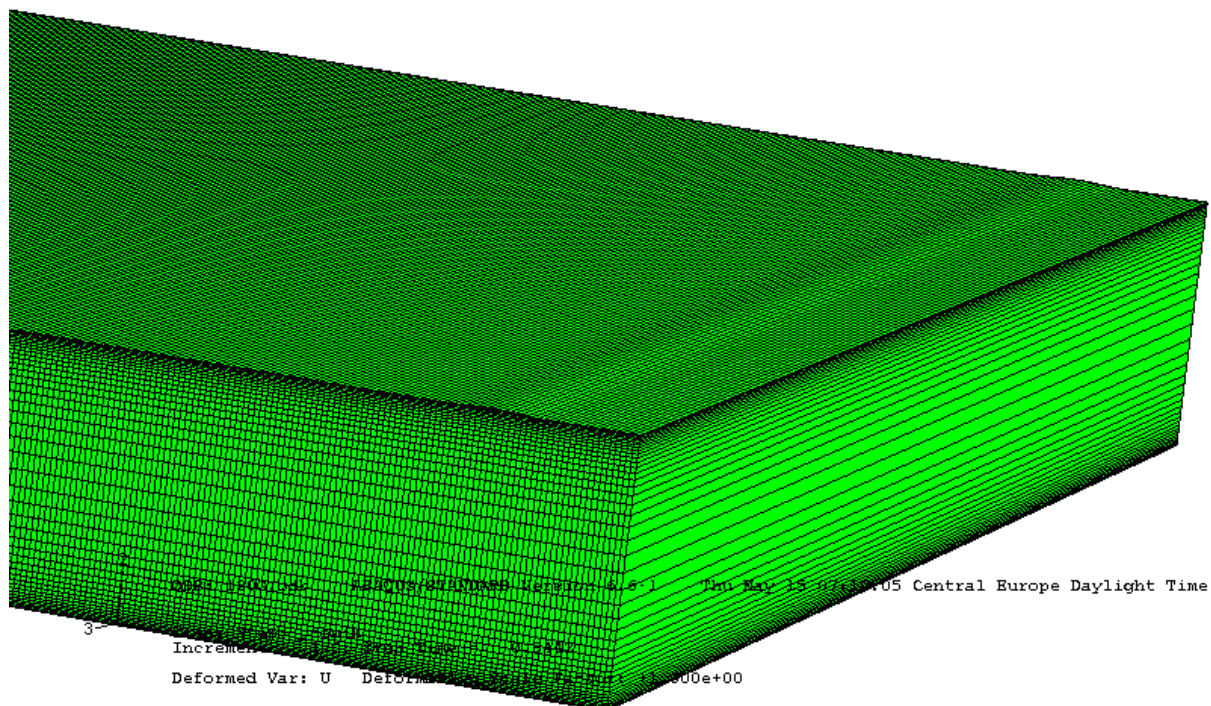
$$F_{eksperiment} = 4,94\text{kN}$$

$$U_{eksperiment} = 0,0257\text{m}$$

Preglednica 29: Primerjava eksperimenta in modela *FTV 120* v tabeli

	eksperiment	<i>FTV 120</i>	[%]
sila F [kN]	4,94	5,55	112,3
pomik u [m]	0,0257	0,0262	101,8

Rezultati simulacije so v tem primeru slabši (kar je logično saj modela nismo podrobno analizirali kot prej), vendar še zmeraj zadovoljivi. Predvsem opazimo odstopanje sile pri porušitvi (za 12,3%), medtem ko se pomika praktično ujemata. Glede na rezultat bi nam vsekakor prišel prav kakšen podatek več o lastnosti volne ali nosilnosti stika. S tem bi simulacija eksperimenta vsekakor bila boljša.

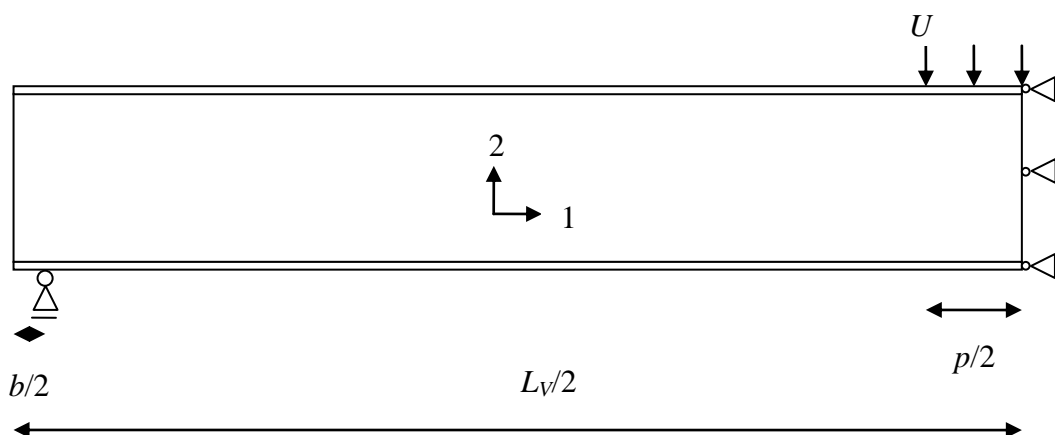


Slika 67: Gubanje pločevine pri modelu *FTV 120*

5.2 Panel *FTV 200*

Geometrija modela

Uspešnost numerične simulacije eksperimenta preverim še na najdebelejšem panelu *FTV* $d = 200\text{mm}$, ki ima razpon $L_v = 6,0\text{m}$ in širino $B = 1,0\text{m}$.



Slika 68: Model panela FTV 200 za analizo z MKE

Podatki: $L_v/2 = 3,0\text{m}$

$$b/2 = 50\text{mm}$$

$$p/2 = 40\text{mm}$$

$$d = 200\text{mm}$$

$$\text{debelina pločevine} = 0,6\text{mm}$$

Lastnosti volne

Volno opišem z modelom ortotropnega elastičnega materiala. V program zato podam štiri materialne podatke: E_1 , E_2 , G_{12} in ν_{12} . Pri tem za elastični modul E_2 predpostavim povprečje nateznega in tlačnega elastičnega modula volne, za modul E_1 pa predpostavim 10% vrednosti E_2 .

$$E_2 = \frac{1}{2}(E_{Ct} + E_{Cc}) = \frac{1}{2}(23600\text{kPa} + 15500\text{kPa}) = 19550\text{kPa}$$

$$E_1 = 10\%E_2 = 0,01 \cdot 19550\text{kPa} = 1955\text{kPa}$$

$$G_{12} = G_C = 5700\text{kPa}$$

$$\nu_{12} = 0,05$$

Lastnosti jeklene pločevine

Jekleno pločevino opišem z modelom elasto-plastičnega izotropnega materiala. Zato je potrebno izračunati elastična modula za S in M profila, ter preoblikovati nominalne deformacije v logaritmične deformacije in določiti pripadajoče napetosti.

profil S oblike – zgornja pločevina

$R_{p0,2} = 358300\text{kPa}$... meja tečenja

$R_m = 369300\text{kPa}$... natezna trdnost $A_{80} = 31,0\%$... pripadajoči raztezek

$$E_S = \frac{R_{p0,2}}{\varepsilon_{0,2}} = \frac{358300\text{kPa}}{0,002} = 1,7915 * 10^8 \text{ kPa} \quad E_S^{pravi} = 186,57\text{GPa} \quad (\text{odstopanje } 3,98\%)$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + 0,002) = 0,002$$

$$\sigma_{d1} = \sigma_{nom1} (1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\sigma_{d1} = 358300\text{kPa} (1 + 0,002) = 359017\text{kPa}$$

$$\varepsilon_{p11} = \varepsilon_{d1} - \frac{\sigma_{d1}}{E_S} = 0,002 - \frac{359017\text{kPa}}{1,7915 * 10^8 \text{ kPa}} = 0,0$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + 0,31) = 0,2700$$

$$\sigma_{d2} = \sigma_{nom2} (1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\sigma_{d2} = 369300\text{kPa} (1 + 0,31) = 483783\text{kPa}$$

$$\varepsilon_{p12} = \varepsilon_{d2} - \frac{\sigma_{d2}}{E_S} = 0,2700 - \frac{483783\text{kPa}}{1,7915 * 10^8 \text{ kPa}} = 0,2673$$

profil M oblike – spodnja pločevina

$R_{p0,2} = 332600\text{kPa}$... meja tečenja

$R_m = 348600\text{kPa}$... natezna trdnost $A_{80} = 33,66\%$... pripadajoči raztezek

$$E_M = \frac{R_{p0,2}}{\varepsilon_{0,2}} = \frac{332600\text{kPa}}{0,002} = 1,663 * 10^8 \text{ kPa} \quad E_M^{pravi} = 173,95\text{GPa} \quad (\text{odstopanje } 4,4\%)$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\varepsilon_{d1} = \ln(1 + 0,002) = 0,002$$

$$\sigma_{d1} = \sigma_{nom1} (1 + \varepsilon_{nom1})$$

$$\sigma_{d1} = 332600\text{kPa} (1 + 0,002) = 333265\text{kPa}$$

$$\varepsilon_{p11} = \varepsilon_{d1} - \frac{\sigma_{d1}}{E_M} = 0,002 - \frac{333265\text{kPa}}{1,663 * 10^8 \text{ kPa}} = 0,0$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\varepsilon_{d2} = \ln(1 + 0,3366) = 0,2901$$

$$\sigma_{d2} = \sigma_{nom2} (1 + \varepsilon_{nom2})$$

$$\sigma_{d2} = 348600 \text{ kPa} (1 + 0,3366) = 465939 \text{ kPa}$$

$$\varepsilon_{pl2} = \varepsilon_{d2} - \frac{\sigma_{d2}}{E_M} = 0,2901 - \frac{465939 \text{ kPa}}{1,663 * 10^8 \text{ kPa}} = 0,2873$$

Preglednica 30: Vneseni podatki jeklene pločevine modela *FTV 200*

	E [kPa]	ν	σ_d [kPa]	ε_{pl}
S profil	$1,7915 * 10^8$	0,3	359017	0
			483783	0,2673
M profil	$1,663 * 10^8$	0,3	333265	0
			465939	0,2873

Mreženje panela in tip končnega elementa

Vzdolž dolžine (3,0m) je 1200 elementov, po debelini (20cm) 52 elementov, skupno je torej 62400 končnih elementov, tipa CPS4I.

Kohezivni element

Kohezivni sloj razdelim na 1200 končnih element po dolžini, ki so debeline 0,01mm in tipa COH2D4. Obnašanje kohezivnega sloja pa definiram na sledeč način:

- za elastično obnašanje stika podam naslednje vrednosti:
 $K_{nm} = E_{Ct} = 23600 \text{ kPa} \dots$ to je enako nateznemu modulu volne
 $K_{ss} = G_C = 5700 \text{ kPa} \dots$ to je enako strižnemu modulu volne
- nosilnost stika predpostavim, da je enaka 50% natezne trdnosti f_{Ct} volne in 50% strižne trdnosti f_{Cv} volne
 $t_n^0 = 50\% f_{Ct} = 0,5 * 120 \text{ kPa} = 60 \text{ kPa}$
 $t_s^0 = 50\% f_{Cv} = 0,5 * 60 = 30 \text{ kPa}$
- za širjenje poškodb izberem linearno mehčanje spremenljivke poškodb D , ter predpostavim, da je efektivni pomik δ_m^f enak 20kratni vrednosti efektivnega pomika na začetku poškodb δ_m^0

Izračun efektivnega pomika δ_m^f :

$$t_n^0 = K_{nn} * \varepsilon_n^0 \Rightarrow \varepsilon_n^0 = \frac{t_n^0}{K_{nn}} = \frac{60\text{kPa}}{23600\text{kPa}} = 0,0025424$$

$$t_s^0 = K_{ss} * \varepsilon_s^0 \Rightarrow \varepsilon_s^0 = \frac{t_s^0}{K_{ss}} = \frac{30\text{kPa}}{5700\text{kPa}} = 0,0052632$$

$$\delta_n^0 = \varepsilon_n^0 * d_{koh} = 0,0025424 * 1 * 10^{-5} \text{ m} = 2,54 * 10^{-8} \text{ m}$$

$$\delta_s^0 = \varepsilon_s^0 * d_{koh} = 0,0052632 * 1 * 10^{-5} \text{ m} = 5,26 * 10^{-8} \text{ m}$$

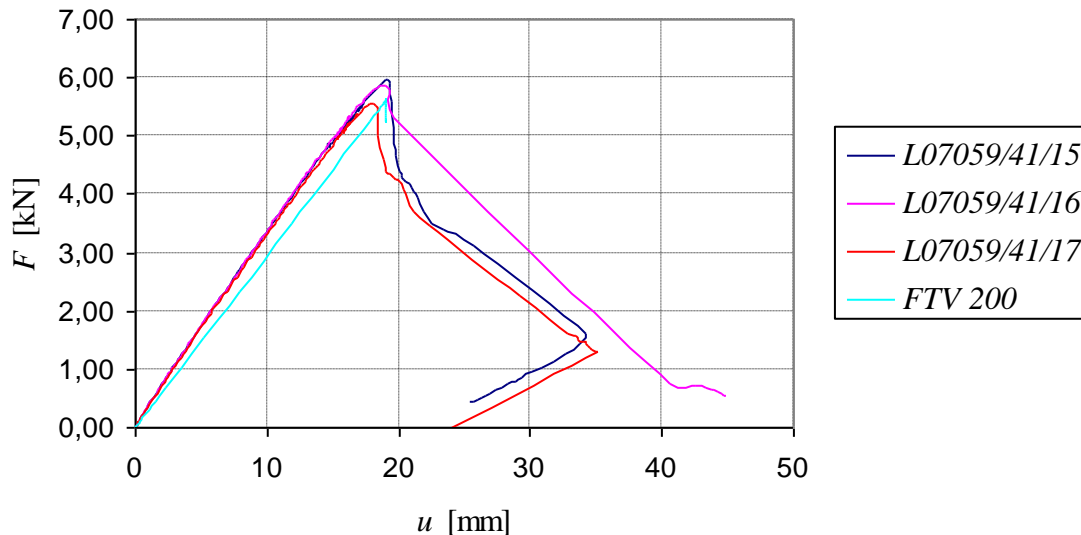
$$\delta_m^0 = \sqrt{\delta_n^{0^2} + \delta_s^{0^2}}$$

$$\delta_m^0 = \sqrt{(2,54 * 10^{-8} \text{ m})^2 + (5,26 * 10^{-8} \text{ m})^2} = 5,85 * 10^{-8} \text{ m}$$

$$\delta_m^f = 20 * \delta_m^0 = 20 * 5,85 * 10^{-8} \text{ m} = 1,169 * 10^{-6} \text{ m}$$

Rezultati

Naslednji graf prikazuje primerjavo odnosa sila – pomik modela *FTV 200* z rezultati eksperimenta (brez upoštevanja lastne teže). Sila F je pomnožena z 2 (vsota obeh reakcij v podporah), da jo lahko primerjamo z eksperimentalno dobljeno silo.



Slika 69: Odnos sila – pomik modela *FTV 200*

V tem primeru opazimo malenkostno odstopanje v naraščanju sile in pomika z eksperimentom, vendar se porušitve zgodi skorja istočasno. Podobno primerjavo naredimo še v tabeli. Od porušne sile in pripadajočega pomika odštejemo lastno težo (prve dva koraka analize), dobljeno silo pa še pomnožimo z 2.

$$F_{rušna} = 3,84027\text{kN} - 1,03265\text{kN} = 2,808\text{kN} * 2 = 5,62\text{kN}$$

Pripadajoči pomik:

$$U_{rušni} = 0,023228\text{m} - 0,004158\text{m} = 0,019\text{m}$$

Rezultati eksperimenta na panelu FTV 200, pa so naslednji:

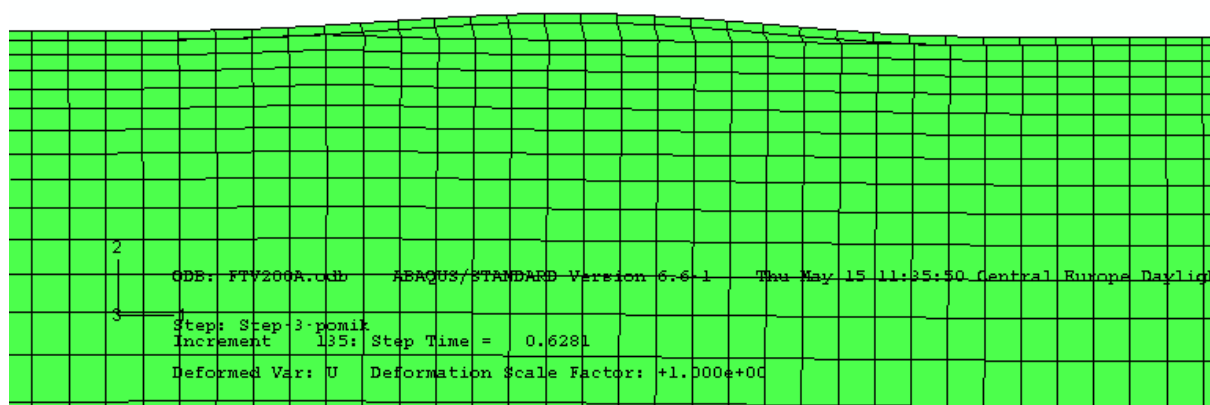
$$F_{eksperiment} = 5,97\text{kN}$$

$$U_{eksperiment} = 0,0191\text{m}$$

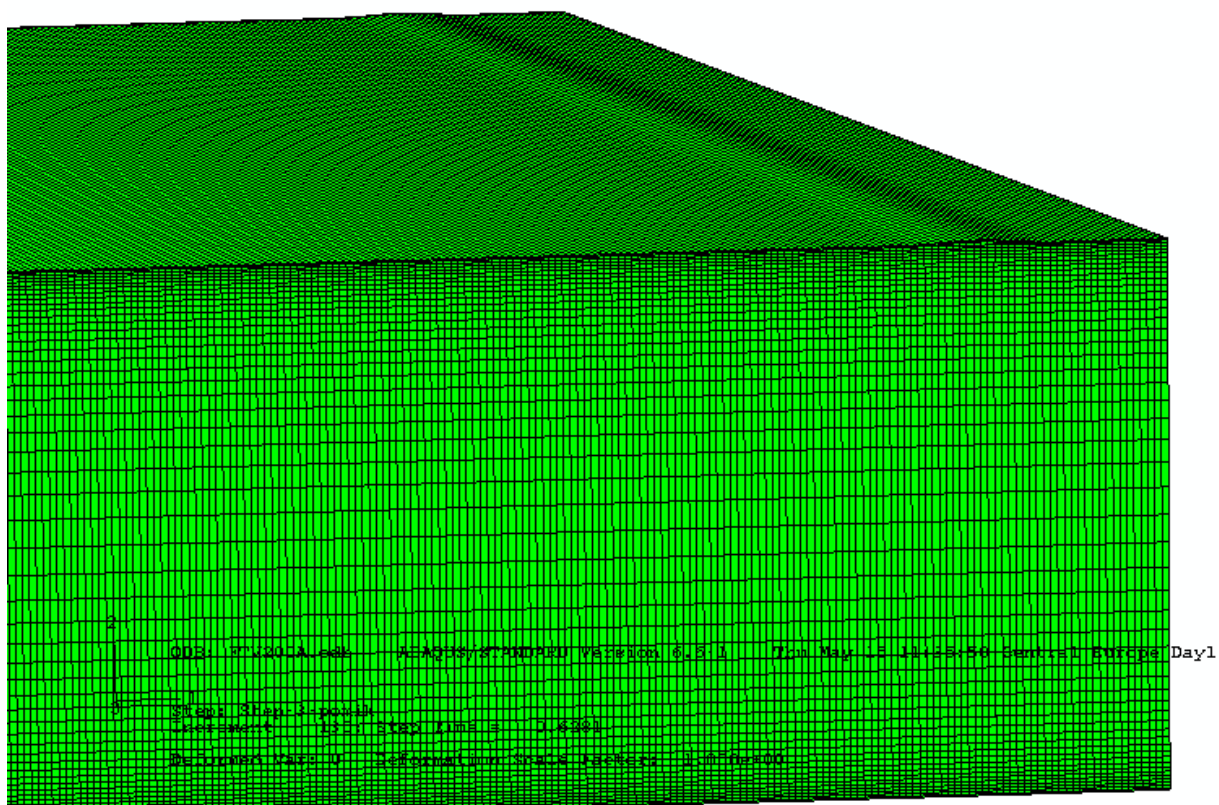
Preglednica 31: Primerjava eksperimenta in modela FTV 200 v tabeli

	eksperiment	FTV 200	[%]
sila F [kN]	5,97	5,62	94,1
pomik u [m]	0,0191	0,019	99,7

Za razliko od modela FTV 120, so rezultati v tej simulaciji boljši. Sili pri porušitvi panela se razlikujeta za 5,9%, pomika pa se skoraj ujemata. Zato lahko zaključimo, da so bile poenostavitve in predpostavke dobro podane.



Slika 70: Detajl gubanja modela FVT 200

Slika 71: Gubanje pločevine na srednjem delu modela *FTV 200*Slika 72: Gubanje1 panela *FTV 200*
na preizkusuSlika 73: Gubanje2 panela *FTV 200*
na preizkusu

6 ZAKLJUČKI

V diplomski nalogi je prikazana numerična simulacija eksperimentalnih preizkusov na Trimo sendvič panelih, s katerimi se določi sila, pri kateri pride do porušitve panela zaradi gubanja pločevine. Simuliran je preizkus pri katerem pride do gubanja pločevine ob podpori.

Najprej izberemo končne elemente, ki nam bodo omogočali gubanje pločevine. Izkaže se, da so elementi CPS4I najprimernejši, saj se izognejo strižnemu blokiranju. Nadalje definiramo stik med jedrom in plaščem s kohezivnimi elementi na način »traction-separation«. Definiranje stika je ključnega pomena za simulacijo, saj predpostavimo, da se porušitev panela zgodi na račun izgube nosilnosti stika med jedrom in plaščem, s tem pa je omogočeno gubanje pločevine.

Tako se tekom analize (statična analiza, z upoštevanjem geometrijske nelinearnosti, materialne nelinearnosti za jekleno pločevino in nelinearnosti stika med jedrom in pločevino) izkaže, da je za simulacijo bistvenega pomena naslednje:

- materialni podatki jedra panela
- nosilnost stika v strigu
- pomik pri porušitvi stika med jedrom in plaščem

Vse tri ugotovitve so v tesni povezavi z podatki, ki jih imamo na voljo iz laboratorijskih preiskav. Zato sem mnenja, da bi dodatne laboratorijske preiskave (glede lastnosti volne in nosilnost stika) odpravile marsikatero vprašanje in predpostavko, numerični model pa bi s tem dobil še večjo vrednost.

Kljub vsemu lahko zaključimo, da glavne predpostavke (parametri) o volni ($E_1=10\%E_2$, $E_2=1/2(E_{Ct}+E_{Cc})$, $G_{12}=G_C$, $\nu_{12}=0,05$), ter o stiku ($K_{nn} = E_{Ct}$, $K_{ss} = G_C$, $t_n^0 = 50\% f_{Ct}$, $t_s^0 = 50\% f_{Cv}$, $\delta_m^f = 20 * \delta_m^0$) dobro simulirajo eksperiment, kar smo dokazali na treh različnih panelih FVT 60, FTV 120 in FVT 200.

VIRI

ABAQUS Version 6.6 Documentation, ABAQUS Benchmarks Manual, Delamination analysis of laminated composites, poglavje 2.7.1.

ABAQUS Version 6.6 Documentation, ABAQUS Analysis User's Manual, Cohesive elements, poglavje 26.5.

ABAQUS Version 6.6 Documentation, ABAQUS Analysis User's Manual, Progressive damage and failure, poglavje 19.1.

ABAQUS Version 6.6 Documentation, Getting Started with ABAQUS, Finite elements, poglavje 3.1.

ABAQUS Version 6.6 Documentation, Getting Started with ABAQUS, Element formulation and integration, poglavje 4.1.

ABAQUS Version 6.6 Documentation, Getting Started with ABAQUS, Plasticity in ductile metals, poglavje 10.2.

ABAQUS Version 6.6 Documentation, Getting Started with ABAQUS, Contact, poglavje 12.

BRANK, Boštjan, REBEC, Andrej, MIHELIC, Aleš. Preizkušanje sendvič plošč. V: SAJE, Franc (ur.), LOPATIČ, Jože (ur.). *Zbornik 20. zborovanja gradbenih konstruktorjev Slovenije, Bled, 15. - 16. oktober 1998*. Ljubljana: Slovensko društvo gradbenih konstruktorjev, 1998, str. 229-234.

Brank, B. Podatki o materialih lastnostih jedra panela. Sporočilo za: Štih, S. 4. junij 2008. Osebna komunikacija.

Chuda-Kowalska, M., Garstecki, A., Pozorski, Z. 2006. Numerical evaluation of wrinkling stress in sandwich panels. V: III European Conference on Computational Mechanics Solids, Structures and Coupled Problems in Engineering. C.A. Mota Soares et.al. (eds.) Lisbon, Portugal, 5.-8. junij 2006: str. 1 - 5.

Jarec, B., Legat, A., 2007. No. P07061/07-630-1 about the mechanical properties of double skin metal faced insulating sandwich panels types TRIMOTERM FTV and SNV MV Orsil NTS100+Dynol N1648. Poročilo. Ljubljana, Zavod za gradbeništvo Slovenije: str. 1 - 29.

Slovensko tehnično soglasje STS-05/014. 2005. Ljubljana, Zavod za gradbeništvo Slovenije: str. 3 - 7.

Trimo d.d. 2007. Cenik trimoterm panelov: 2 str.

www.tesarstvo-pangerc.com/ceniki/trimoterm_paneli.pdf (21.5.2008).

Trimo d.d. Fasade. Ognjevarni fasadni paneli Trimoterm STANDARD – FTV

http://www.trimo.si/client/podjetje_pf.php?id=39 (21.5.2008).

Virant, M., Leban, M. 2007. No. P0761/07-440-1 about the mechanical properties of steel faces of sandwich panels types SNV and FTV MV Orsil NTS 100. Poročilo. Ljubljana, Zavod za gradbeništvo Slovenije: str. 2 - 5.