Djelovanje eksplozija na nadvožnjake

Draganić, Hrvoje

Doctoral thesis / Disertacija

2014

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **Josip Juraj Strossmayer University of Osijek, Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek / Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek**

Permanent link / Trajna poveznica: https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:133:383331

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2024-04-24**

GRAĐEVINSKI I ARHITEKTONSKI FAKULTET OSIJEK
Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek

Repository / Repozitorij:

Repository GrAFOS - Repository of Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek

DIGITALNI AKADEMSKI ARHIVI I REPOZITORIJI

SVEUČILIŠTE JOSIPA JURJA STROSSMAYERA U OSIJEKU
GRAĐEVINSKI FAKULTET OSIJEK

Hrvoje Draganić

DJELOVANJE EKSPLOZIJA NA NADVOŽNJAKE

DOKTORSKI RAD

Osijek, 2014.

DOKTORSKA DISERTACIJA

DJELOVANJE EKSPLOZIJA NA NADVOŽNJAKE

PODACI O AUTORU

Ime i prezime:	**dr. sc. Hrvoje Draganić**, mag.ing.aedif.
Mjesto i godina rođenja:	Osijek, Republika Hrvatska, 1985.
Diplomirao:	Građevinski fakultet Sveučilišta Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, 2007.,
Zaposlen:	Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski fakultet Osijek

PODACI O DOKTORSKOM RADU:

Znanstveno područje:	Tehničke znanosti
Znanstveno polje:	Građevinarstvo
Mentor:	izv. prof. dr. sc. Damir Varevac

POSTUPAK OCJENE I OBRANA:

Prijava teme: siječanj 2013.

Povjerenstvo za ocjenu:

prof. dr. sc. Dragan Morić, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, predsjednik
izv. prof. dr. sc. Damir Varevac, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, član i mentor
prof. dr. sc. Damir Lazarević, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Zagreb, član

Povjerenstvo za obranu:

prof. dr. sc. Dragan Morić, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, predsjednik
izv. prof. dr. sc. Damir Varevac, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, član i mentor
prof. dr. sc. Damir Lazarević, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Zagreb, član

Mjesto i datum obrane: Građevinski fakultet Osijek, 20. svibnja 2014.

Mentor rada:
izv. prof. dr. sc. Damir Varevac, dipl. ing. građ.

Doktorska disertacija ima 239 stranica.

Obitelji!

SADRŽAJ

1 UVOD 1

1.1 Općenito 1

1.2 Predmet i ciljevi istraživanja 2

1.3 Očekivani izvorni znanstveni doprinos 3

2 DOSADAŠNJA ISTRAŽIVANJA DJELOVANJA EKSPLOZIJA 5

2.1 Djelovanje eksplozija na konstrukcije 5

2.2 Djelovanje eksplozija na mostove 12

2.3 Materijalni modeli 18

2.4 Numerički softver 23

3 EKSPLOZIJE 26

3.1 Klasifikacija eksploziva 27

3.2 Fragmenti 29

3.3 Meta 29

3.3.1 Tolerancija osoba 30

3.3.2 Tolerancija opreme 33

3.4 Parametri eksplozije 34

4 EKSPLOZIJA KAO OPTEREĆENJE NA KONSTRUKCIJU 38

4.1 Općenito 38

4.2 Empirijsko određivanje parametara eksplozije 38

4.2.1 Kategorije opterećenja eksplozijom 39

4.2.2 Interakcija eksplozije s konstrukcijom ... 40
4.2.3 Ekscentrično djelovanje eksplozije ... 48
4.2.4 Tlakovi na plohe konstrukcije ... 50
4.2.5 Slijed izračuna opterećenja na pojedine plohe ... 60

5 NUMERIČKO MODELIRANJE ... 65

5.1 Općenito ... 65

5.2 Osnove modeliranja hidrokod softverima ... 66
5.2.1 Metoda konačnih diferenci ... 66
5.2.2 Metoda konačnih elemenata ... 66
5.2.3 Hidrodinamika glatkih čestica (eng. Smooth Particle Hydrodynamics - SPH) ... 67

5.3 Lagrangeova i Eulerova metoda ... 67

5.4 Mreža konačnih elemenata, vremenski korak i kontrola „hourglassa“ ... 68
5.4.1 Općenito ... 68
5.4.2 Mreža elemenata ... 69
5.4.3 Vremenski korak ... 72
5.4.4 Kontrola „hourglassa“ ... 74

5.5 Numeričko određivanje parametara eksplozije ... 77
5.5.1 Numerički model eksplozije u zraku ... 80
5.5.2 Numerički model eksplozije pri tlu ... 87

6 NUMERIČKI MODELI NADVOŽNJAKA ... 94

6.1 Općenito o nadvožnjacima (mostovima) ... 94
6.1.1 Pločasti rasponski sklop ... 95
6.1.2 Upornjaci ... 96
6.1.3 Nasip ... 97

6.2 Numerički modeli pojedinih elemenata nadvožnjaka ... 99

6.3 Kontaktni elementi ... 102
6.3.1 Klasifikacija kontakta ... 102
6.3.2 Kontaktni element između površina ... 102
6.3.3 Korištenje kontaktnih elemenata ... 103
6.3.4 Koraci u kontaktnoj analizi ... 103
6.3.5 Prepoznavanje kontaktnih parova ... 104
6.3.6 Definiranje kontaktnih i ciljnih površina ... 104

6.3.7 Nesimetrični u odnosu na simetrični kontakt ... 105
6.3.8 Tipovi kontaktnih elemenata ... 105
6.3.9 Odabiranje kontaktnog algoritma ... 107
6.3.10 Odabir modela trenja ... 107
6.3.11 Kontaktni elementi u modelu ... 108
6.3.12 Širenje vala eksplozije i tlakovi na rasponsku konstrukciju ... 109
6.3.13 Rasprostiranje vala eksplozije oko mosta Tip 1 ... 113
6.3.14 Rasprostiranje vala eksplozije oko mosta Tip 2 ... 115
6.3.15 Raspodjela tlakova na rasponsku konstrukciju ... 116

7 MODELI MATERIJALA ... 123

7.1 Općenito ... 123

7.2 Opći pristup za ovijeni beton izložen monotonom opterećenju s malom brzinom promjene deformacija ... 124
7.2.1 Osnovne jednadžbe za monotono tlačno opterećenje ... 124
7.2.2 Efektivni poprečni tlak ovijanja i koeficijent efektivnosti ovijanja ... 125
7.2.3 Učinkovitost ovijenosti za presjeke ovijene spiralnom ili kružnom poprečnom armaturom ... 127
7.2.4 Učinkovitost ovijenosti za pravokutni betonski presjek ovijen pravokutnom poprečnom armaturom s ili bez poprečnih vezica ... 128

7.3 Utjecaj prirasta deformacije na vezu naprezanja i deformacije ... 130

7.4 Veza naprezanja i deformacije armature ... 130

7.5 Statičko i dinamičko ponašanje materijala ... 132

7.6 Jednadžbe stanja za volumenske elemente ... 137
7.6.1 Jednadžbe stanja poroznih materijala ... 137

7.7 RHT model betona ... 140

7.8 Model zraka ... 145

7.9 Model elastomernog ležaja ... 146
7.9.1 Općenito ... 146
7.9.2 Mehaničke karakteristike ležajeva ... 148
7.9.3 Tlačno ponašanje ... 148
7.9.4 Posmično ponašanje ... 148
7.9.5 Vlačno ponašanje ... 149
7.9.6 Mehanika gume ... 149
7.9.7 Konstitutivni zakoni hiperelastičnosti ... 150

7.9.8 Numeričko modeliranje elastomernog ležaja 151

7.10 Veličina mreže konačnih elemenata betonskih komponenti 151

7.10.1 Općenito 151

7.10.2 Geometrija ploče 153

7.10.3 Materijali 154

7.10.4 Određivanje optimalne veličine mreže konačnih elemenata 155

7.10.5 Rezultati simulacije s linearnim modelom ponašanja materijala 155

7.10.6 Rezultati simulacije s nelinearnim modelom ponašanja materijala 158

7.10.7 Oštećenje ploča 161

7.11 Numerički modeli armiranobetonske grede, stupa i ploče 164

7.11.1 Rezultati numeričke simulacije 166

8 PRIJEDLOG EKSPERIMENTALNOG ISTRAŽIVANJA 171

8.1 Općenito 171

8.2 Uređaj oblika olovke 173

8.3 Mjerni uređaj pri tlu 173

8.4 Postavljanje uređaja 174

8.5 Modelsko eksperimentalno istraživanje 179

8.6 Postavke eksperimenta 182

8.7 Eksperimentalni modeli nadvožnjaka 185

9 REZULTATI NUMERIČKE ANALIZE 189

9.1 Općenito 189

9.2 Tlakovi i impulsi na rasponsku konstrukciju nadvožnjaka 190

9.3 Pomak, brzina i ubrzanje rasponske konstrukcije nadvožnjaka 191

9.4 Naprezanja u betonu rasponske konstrukcije 194

9.5 Naprezanja u armaturi rasponske konstrukcije 196

9.6 Energija sustava 198

9.7 Oštećenje nadvožnjaka 199

9.8 Odizanje nadvožnjaka 207

9.9 Procjena stanja nadvožnjaka nakon djelovanja eksplozije 209

10 ZAKLJUČAK 220

10.1 Općenito 220

10.2 Numerička analiza 221

10.3 Smjernice za daljnja istraživanja 225

11 LITERATURA 235

SAŽETAK

Terorističke aktivnosti postaju sve veći problem svih zemalja svijeta posebno onih koje su članice NATO-a, iako Hrvatska do sada nije bila izložena terorističkim napadima, svojim vojnim angažmanom u mirovnim misijama lako može postati jedna od meta. S obzirom na to da je osnovno oružje prilikom takvih napada eksploziv, realnost situacije dodatno je naglašena s dostupnosti informacija o izradi eksplozivnih naprava, relativnoj lakoći njihove izrade te njihovoj kompaktnosti i prenosivosti.

Jedna od mogućih meta spomenutih napada su mostovi, koji su važne infrastrukturne građevine i čije uništenje može imati za posljedicu odsijecanje važnih strateških točaka i visok broj ljudskih žrtava. Takva mogućnost prisiljava inženjere da prilikom projektiranja pokušaju uzeti u obzir opasnost izlaganja mosta snažnom opterećenju uzrokovanom eksplozijom, no za takvo što je prvo nužno podrobnije proučiti učinke eksplozija na mostnu konstrukciju.

Budući da su eksperimentalna istraživanja djelovanja eksplozija na konstrukcije složena i skupa, ali i vrlo opasna, proučavanje problema djelovanja eksplozija na mostove u širem razmjeru omogućeno je tek s razvojem numeričkih programskih paketa koji mogu s određenom pouzdanošću simulirati djelovanje eksplozije na složene konstrukcijske tvorevine s također složenim ponašanjem i međudjelovanjima unutar elemenata. Osim toga, tek s računalima koja mogu obraditi velike količine podataka pri takvim simulacijama omogućeno je u racionalnom vremenu osigurati dostatno prihvatljive rezultate.

Uzimajući u obzir da djelovanje eksplozija na mostove nije dostatno proučeno, te mogućnosti i nedostatke numeričkih analiza djelovanja eksplozija, za cilj disertacije uzeto je: proučavanje utjecaja parametara eksplozije na numeričke rezultate; obrada, kalibracija i prijedlozi za odabir kontaktnih elemenata za modeliranje mosta; proučavanje i odabir modela ponašanja materijala – zrak, beton, čelik, elastomerni ležaj – na rezultate; optimizacija veličine konačnog elementa zraka i materijala mosta te vremenskog koraka pri proučavanju djelovanja eksplozije; proučavanje djelovanja valne fronte na konstrukciju različitih oblika poprečnog presjeka mosta i rješenja upornjaka.

Naglasak disertacije stavljen je na proučavanje djelovanja tri različite količine eksploziva ispod nenadziranog mosta s pretpostavkom kako nagib nasipa te oblik rasponskog sklopa

bitno utječu na ponašanje mosta. Analizirani su pločasti poprečni presjeci nadvožnjaka s dva različita oblika pogleda: ravni i zaobljeni. Uz oblik poprečnog presjeka rasponskog sklopa, varirana je i vrsta upornjaka: masivni upornjak s vertikalnim zidom (Tip 1) te olakšani upornjak s propuštenim nasipom, nagiba 1:1,5 (Tip 2). Pri tome je usvojeno da su nadvožnjaci izvedeni od armiranog betona kojemu je u simulaciji omogućeno raspucavanje i drobljenje, interakcija između armature i betona te promjena karakteristika u ovisnosti o brzini nanošenja opterećenja. Dakle, korišteni su zakoni ponašanja materijala koji omogućavaju nelinearno modeliranje ovisno o brzini deformacije i lokalnom oštećenju (jednadžbe stanja).

Uporabom odabranih materijalnih karakteristika za elemente nadvožnjaka simulirani su nastanak i širenje oštećenja kroz ukupno trajanje djelovanja eksplozije što je omogućilo procjenu stanja nadvožnjaka nakon prestanka djelovanja valne fronte. Osim toga, simulacije su omogućile zaključak da veličina konačnog elementa zraka znatno utječe na veličinu tlaka vala eksplozije na konstrukciju, te da oblik oslonca (vertikalni zid upornjaka ili propušteni kosi nasip) nemaju kritični utjecaj na veličinu tlaka uzrokovanog detonacijom eksplozivne naprave, budući da se većina oštećenja razvije u početnim trenutcima djelovanja eksplozije, a ne nakon refleksije od susjednih elemenata.

Daljnji rad treba usmjeriti prema eksperimentalnim istraživanjima kojima bi se utvrdile stvarne vrijednosti tlakova na konstrukciju te prema njima kalibrirali postojeći numerički modeli. Kalibracija se prvenstveno odnosi na veličinu mreže konačnog elementa samih betonskih komponenti te okolnog zraka kroz koji prolazi valna fronta eksplozije.

ABSTRACT

Terrorist attacks are becoming ever more present problem for all world countries, especially for those who are NATO members and although Croatia was so far exempt from terrorist attacks, whit its involvement in peace missions around the world could easily become one of the targets. Because the main weapon in terrorist arsenal are explosive devices, reality of the situation is additionally emphasis with the fact that nowadays it is very easy to acquire all necessary information about device manufacturing, production is relatively easy and devices can be very compact and portable.

Bridges are one of the potential targets because they are important structures in road transportation and their destruction can cause traffic interruption between key points and isolation of certain strategic locations. That possibility enforces engineers to take into account threat of explosive device detonation in their design, but primarily is necessary to conduct an in-depth study of explosive effects on bridge elements.

Because experimental investigations of blast loads are complex, expensive and also dangerous, it was possible to analyse the problem on larger scale only after a development of numerical softwares which were able to simulate blast loading on complex structures whit sufficient accuracy. Apart from that, only with the development of computers with high-speed processing capabilities it was possible to obtain acceptable results of blast load simulations in rational time.

Taking into account that the influence of the blast loading hasn't been so far sufficiently investigated and possibilities and shortfalls of numerical analysis, the goal of this dissertation was to investigate the following: influence of blast parameters on numerical results; processing, calibration and proposal for adequate contact elements for bridge modelling; investigation and selection of material models for air, concrete, steel and elastomer; determination of optimal mesh size for air and bridge elements and adequate time step; investigation of blast load influence on bridge behaviour for different types of bridge superstructures and abutments.

Dissertation emphasized the investigation of bridge behaviour for detonation of three different explosive quantities under the unmonitored bridge with assumption that the embankment

slope and superstructure shape influence overall bridge behaviour. In accordance with aforementioned assumptions two types of bridge superstructure and abutments were analysed: flat (superstructure type 1) and rounded lower face slab cross section (superstructure type 2), and vertical wall abutment without an embankment (embankment type 1) and with an inclined embankment of slope ratio 1:1.5 (embankment type 2). Material used for overpass modelling was reinforced concrete in which cracking, crushing, interaction between concrete and reinforcement was enabled. That means that suitable constitutive equations were used, which enabled modelling of nonlinear concrete behaviour in relation to strain rates and local damage (equations of state).

Using adequate material characteristics for overpass elements it was possible to simulate occurrence and spread of damage throughout all time instances during blast loading. This consequently enabled assessment of overpass condition after the simulation. Additionally, simulations showed that blast pressures are significantly affected by air mesh size and that the type of the support (vertical abutment wall or inclined embankment) doesn't have any influence on the blast pressure magnitude because the bulk of damage occurs in initial stages of simulation and is not affected by blast load reflections of adjacent elements.

Further research should be directed toward experimental investigation in order to obtain actual pressure values and accordingly calibrate existing numerical models, which primarily relates to the calibration of the finite element mesh size of concrete components and surrounding air through which blast wave front is transmitted.

OZNAKE

LATINIČNA SLOVA

A	granica popuštanja pri nultoj deformaciji za J&C model
a_0	brzina zvuka kroz zrak
A_1	parametar za polinomnu jednadžbu stanja materijala (tlak)
A_2	parametar za polinomnu jednadžbu stanja materijala (tlak)
A_3	parametar za polinomnu jednadžbu stanja materijala (tlak)
A_c	površina jezgre obavijena centralnim linijama spiralne poprečne armature
A_{cc}	površina ovijenog betona
A_e	površina efikasno ovijene betonske jezgre
A_{fail}	parametar nezavisan o tlaku za plohu sloma RHT modela materijala
A_i	ukupna ravninska površina neučinkovito ovijene betonske jezgre u ravnini poprečne armature
A_{sp}	površina šipke poprečne armature
A_{sx}	ukupna ploština poprečnih šipki koje se pružaju u x smjeru
A_{sy}	ukupna ploština poprečnih šipki koje se pružaju u y smjeru
B	konstanta očvrsnuća za J&C model
b	parametar oblika vala
B_0	parametar za polinomnu jednadžbu stanja materijala (ovisan o energiji)
B_1	parametar za polinomnu jednadžbu stanja materijala (ovisan o energiji)
b_c	izmjere jezgre do središnje linije šipki poprečne armature u x smjeru
B_{fric}	linearni parametar za plohu preostale čvrstoće RHT modela materijala
B_{fail}	linearni parametar za plohu sloma RHT modela materijala
BQ	parametra prijelaza iz krtog u duktilno ponašanje
C	konstanta promjene deformacije za J&C model
c	brzina zvuka u materijalu od kojega je izrađen element

c_0	ukupna brzina zvuka pri nultom tlaku
c_B	ukupna brzina zvuka
$c_{B,Matrix}$	ukupna brzina zvuka za matrični materijal
$c_{B,Porous}$	ukupna brzina zvuka za početno porozno stanje
C_D	koeficijent otpora oblika
C_E	pozitivni koeficijenta opterećenja
C_E^-	negativni koeficijenta opterećenja
$COHE$	kohezija otpora klizanju
C_p	specifična toplina pri konstantnom tlaku
C_r	brzina zvuka u refraktiranom području
$C_{r\alpha}$	koeficijent odbijenog tlaka
c_s	posmična brzina zvuka
C_v	specifična toplina pri konstantnom obujmu
D	akumulirano oštećenje
d	statička visina nosača
d_c	izmjere jezgre do središnje linije šipki poprečne armature u y smjeru
D_{RHT1}	D_1 parametar oštećenja materijala za RHT model materijala
D_{RHT2}	D_2 parametar oštećenja materijala za RHT model materijala
d_s	polumjer spirale od središnje linije šipke
dt_{cou}	minimalno vrijeme koje je potrebno da zvuk prođe cijelu duljinu ćelije
dx	izmjera ćelije u x smjeru
dy	izmjera ćelije u y smjeru
E	modul elastičnosti
e	specifična unutarnja energija,
E_c	tangentni modul elastičnosti betona
E_{sec}	sekantni modul elastičnosti betona
f_c	statička tlačna čvrstoća betona
f_{c0}	10×10^6 Pa
f'_{co}	neomeđena čvrstoća betona
f'_{cc}	tlačna čvrstoća ovijenog betona
f_{cd}	dinamička tlačna čvrstoća

$f_{c,el}$	elastična tlačna čvrstoća betona
f_l	poprečni tlak uzrokovan poprečnom armaturom
f_l'	efektivni poprečni tlak ovijanja
f_{lx}	poprečna čvrstoća ovijanja za smjer x
f_{ly}	poprečna čvrstoća ovijanja za smjer y
f_{lx}'	efektivna poprečna čvrstoća ovijanja za smjer x
f_{ly}'	efektivna poprečna čvrstoća ovijanja za smjer y
F_m,	prosječna sila na nosivi element
f_s	posmična čvrstoća betona
f_t	statička vlačna čvrstoća
f_{td}	dinamička vlačna čvrstoća
$f_{t,el}$	elastična vlačna čvrstoća betona
f_u	vlačna čvrstoća armaturnog čelika
f_y	granica popuštanja armaturnog čelika
f_{yh}	granica popuštanja poprečne armature
g	ubrzanje Zemljine gravitacije [m/s^2]
G	modul posmika betona
G_{el}	elastični modul posmika betona
G_{pl}	plastični modul posmika betona
H	visina nosača
H_0	visina nosača iznad oslonca
H_c	visina naboja
H_p	visina nosača u sredini raspona
H_T	visina tri točke
HTL'	definiran prema jednadžbi (7.52)
HTL'*	normalizirana vrijednost HTL'
I_1	prva invarijanta naprezanja
I_2	druga invarijanta naprezanja
I_3	treća invarijanta naprezanja
i_s	specifični impuls vala pozitivne faze
i_s^-	specifični impuls vala negativne faze

$i_{r\alpha}$	impuls odbijenog vala
k	Boltzmanova konstanta,
k_e	koeficijent efektivne ovijenosti
L	raspon nosača
L_w^+	pozitivna valna duljina vala eksplozije
L_w^-	negativna valna duljina vala eksplozije
m	eksponent toplinskog omekšanja za J&C model
N	broj lanaca molekula po jedinici obujma i
n	broj uzdužnih šipki
$n_{P\text{-}\alpha}$	parametar zbijanja za P-α jednadžbu stanja materijala
N_{fail}	eksponent plohe sloma RHT modela materijala
N_{fric}	eksponent plohe preostale čvrstoće RHT modela materijala
p	hidrostatski tlak
p^*	normalizirani tlak
p^-	najveća vrijednost podtlaka
$p(t)$	vremenski profil tlaka vala eksplozije
p_0	tlak okolnog zraka (atmosferski tlak zraka)
p_{crush}	početni tlak zbijanja
p_d	dinamički tlak
p_{lock}	tlak zbijanja materijala bez šupljina
p_{Matrix}	tlak u matrici materijala bez šupljina
p_{Porous}	tlak u poroznom materijalu
p_r	refraktirani nadtlak
$p_{r\alpha}$ (p_r)	vršni odbijeni tlak
p_s	vršni statički nadtlak valne fronte
p_{s0}	vršni statički nadtlak pozitivne faze valne fronte
p_{s0}^-	vršni statički podtlak negativne faze valne fronte
p_{sof}	početni tlak u točki F
p_{spall}	čvrstoća otpadanja

p^*_{spall}	normalizirana čvrstoća otpadanja
Q	promjenjivo opterećenje
Q_1	omjer posmičnog i tlačnog meridijana
Q_2	omjer vlačnog i tlačnog meridijana
$Q_{2.0}$	omjer vlačnog i tlačnog meridijana, referentna vrijednost
q_s	maksimalni dinamički tlak
Q_{TNT}	specifična energija mase TNT-a [kJ/kg]
Q_x	specifična energija mase [kJ/kg]
R	udaljenost od središta sfernog naboja u metrima
R	omjer *S/G*, gdje je *G* manja vrijednost od visine konstrukcije, *H,* ili pola širine konstrukcije, *W/2*
R	plinska konstanta (287 $Jkg^{-1}K^{-1}$)
R_1	eksperimentalno određena konstanta
R_2	eksperimentalno određena konstanta [kPa]
S	duljina „čišćenja“, koja je jednaka većoj vrijednosti od visine konstrukcije, *H* ili pola širine konstrukcije, *W/2*
s	razmak središta ili nagib spiralne (kružne) armature
s'	vertikalni svijetli razmak između spirale ili kružne armature
ShratD	dio preostalog posmičnog modula
SoC	normalizirana posmična čvrstoća
T	temperatura zraka
t	promatrani trenutak
t_0	trajanje pozitivne faze vala eksplozije
t_0^-	trajanje negativne faze vala eksplozije
T_1	parametar za polinomnu jednadžbu stanja materijala (širenje)
T_2	parametar za polinomnu jednadžbu stanja materijala (širenje)
t_A	trenutak nailaska valne fronte
t_c	vrijeme „čišćenja“ (prolaska, ogiba) valne fronte
ToC	normalizirana vlačna čvrstoća
t_{of}	fiktivno trajanje pozitivne faze vala eksplozije

t_{0f}^{-}	fiktivno trajanje negativne faze vala eksplozije
t_{rf}	fiktivno trajanje pozitivne faze odbijene valne fronte
t_{rf}^{-}	fiktivno trajanje negativne faze odbijene valne fronte
$\overline{U}$	normalizirana brzina valne fronte
$\overline{u}$	normalizirana brzina čestica odmah iza valne fronte
U_p	brzina čestica
U_s	brzina valne fronte eksplozije [m/s]
u_s	brzinu čestica odmah iza valne fronte
W	masa naboja izražena u kilogramima TNT-a
W	energija deformacije
w'_i	*i*-ta slobodna udaljenost između susjednih uzdužnih šipki armature
Z	skalirana udaljenost

GRČKA SLOVA

α	kut upada vala
α	eksponent prirasta tlačne čvrstoće za RHT model materijala
$\alpha_{P\text{-}\alpha}$	parametar skaliranja tlaka na porozni materijal
$\alpha_{Porous,0}$	maksimalna vrijednost parametra skaliranja tlaka pri početnom šupljem stanju
$\alpha_{s,CEB}$	parametar prirasta tlačne čvrstoće za CEB-FIP model
γ	specifični omjer topline
δ	eksponent prirasta vlačne čvrstoće za RHT model materijala
$\delta_{s,CEB}$	parametar prirasta vlačne čvrstoće za CEB-FIP model
$\delta_{s,MR}$	parametar prirasta vlačne čvrstoće za beton (Malvar i Ross)
ε	deformacija

ε_c	uzdužna tlačna deformacija betona
ε_{co}	deformacija pri neomeđenoj čvrstoći betona
ε_{pl}	plastična deformacija
$\varepsilon_{pl}^{failure}$	plastična deformacija sloma
$\varepsilon_{pl,min}^{failure}$	minimalna vrijednost plastične deformacije pri slomu
ε_y	deformacija čelika pri granici popuštanja
ε_{sp}	deformacija ljuštenja
$\dot{\varepsilon}$	prirast deformacije
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	prirast plastične deformacije
$\dot{\varepsilon}_{sc,CEB}$	prirast deformacije, tlačna referentna vrijednost CEB-FIP, -30×10^{-6} s^{-1}
$\dot{\varepsilon}_{st,CEB}$	prirast deformacije, vlačna referentna vrijednost CEB-FIP, 3×10^{-6} s^{-1}
$\dot{\varepsilon}_{st,MR}$	statička referentna vrijednost prirasta deformacije, 1×10^{-6} s^{-1}
η	posmična viskoznost
λ	ukupna viskoznost
μ	koeficijent trenja,
ρ	gustoće zraka iza valne fronte
ρ_{cc}	omjer površine uzdužne armature i površine jezgre presjeka
ρ_{Matrix}	gustoća matričnog materijala
$\rho_{Matrix,0}$	početna gustoća matričnog materijala
$\rho_{Porous,0}$	početna gustoća poroznog materijala
ρ_s	omjer obujma poprečne armature i obujma betonske jezgre
τ	ekvivalentno posmično naprezanje prema Coulombov modelu trenja
χ	specifični volumen ($1/\rho$),
ω	eksperimentalno određena konstanta

1 UVOD

1.1 Općenito

Proteklih godina terorističke aktivnosti postaju sve veći problem svih zemalja svijeta. Hrvatska je do sada bila pošteđena terorističkih napada, ali i to postaje njezina stvarnost kao izravan rezultat pristupanja NATO savezu (eng. North Atlantic Treaty Organisation – hrv. Organizacija Sjevernoatlantskog ugovora). Zemlje članice NATO saveza, njezine oružane snage, ali i civili najizloženiji su terorističkim djelovanjima. Glavno oružje terorista postaju eksplozivne naprave, a glavni razlog tome je dostupnost informacija o izradi naprava, relativna lakoća izrade, kompaktnost, prenosivost te velika moć izazivanja oštećenja na konstrukcijama i ozljeda ljudi.

Eksplozija unutar ili u neposrednoj blizini konstrukcije može uzrokovati velika oštećenja na konstrukcijskom sustavu. Rušenje može biti rezultat velikog dinamičkog opterećenja koje je znatno veće od prvotnih proračunskih opterećenja na temelju kojih je konstrukcija dimenzionirana.

Mostovi su vrlo važne infrastrukturne građevine za svaku državu. Njihova uloga u cestovnom prometu je presudna pa njihovo uništenje može rezultirati odsijecanjem pojedinih strateških točaka. Ukoliko postoji opasnost izlaganja mosta snažnom eksplozivnom opterećenju, tada je dužnost inženjera pripremiti most na djelovanje takvih opterećenja.

Analiza i proračun konstrukcija pod utjecajem eksplozija zahtijeva dobro razumijevanje fenomena eksplozije i dinamičkog odgovora konstrukcijskih elemenata. Problem eksplozija je aktivna tema u vojnim krugovima te su važniji podatci dobiveni na temelju iskustva i ispitivanja ograničeni na službenu primjenu. Unatoč tomu sve je više projekata, pogotovo u SAD-u koji nastoje razriješiti probleme određivanja opterećenja eksplozijom, interakcije eksplozije s konstrukcijom i dimenzioniranja pojedinih elemenata. Na temelju dostupnih podataka projektiranje se najčešće kreće u nekoliko koraka:

a) određuje se tj. procjenjuje opasnost,
b) utvrđuje se proračunsko opterećenje prema procjenjenoj opasnosti,
c) analizira se ponašanje konstrukcije,
d) odabire se konstrukcijski sustav,

e) proračunavaju se konstrukcijski elementi ili u slučaju postojećih konstrukcija, odabir i proračun konstrukcijskih elemenata se zamjenjuje ojačavanjem postojećih elemenata, ukoliko proračun pokaže da za to postoji potreba.

Eurokod i/ili nacionalni propisi ne daju nikakve preporuke u vezi eksplozije kao opterećenja na konstrukciju. Međutim, prije nego se postave nekakva pravila potrebno je detaljno upoznati interakciju eksplozije s konstrukcijom, ali ako se želi mostove učiniti sigurnijima i na takvu vrstu opterećenja potrebno je uvesti pravila za projektiranje i izvođenje. Moramo biti svjesni činjenice kako je nemoguće projektirati i izvesti most ili bilo koju drugu konstrukciju koja će se moći oduprijeti svim mogućim napadima. Uvijek postoji mogućnost kako će biti postavljena eksplozivna naprava veće jakosti nego što je prvotno predviđeno, ali most će biti projektiran i izveden prema procijenjenoj razini opasnosti i za nju će biti siguran ako se takav incident i dogodi. Detaljnije upoznavanje s interakcijom konstrukcije s eksplozijom moguće je postići eksperimentima, ali je postupak izvođenja eksperimenta koncipiran zbog visoke cijene njihovog izvođenja, nepouzdanosti prikupljenih podataka, ali i velike opasnosti po ljudski život. Do sada provedena ispitivanja najčešće su na manjim tj. skaliranim modelima za koje nije potrebna velika količina eksploziva te se relativno sigurno mogu provesti na vojnim poligonima. Postoji jedan primjer eksperimentalnog ispitivanja mosta u mjerilu 1:1, provedenog u Italiji na mostu koji je bio predviđen za rušenje. Takvi eksperimenti daju najpouzdanije rezultate, jer se prilikom skaliranja javljaju pogreške kako u geometriji, tako i u mehaničkim svojstvima materijala te rezultati nisu potpuno pouzdani. Provedeno je nekoliko ispitivanja stupova mostova kao njihovih najranjivijih i najvažnijih elemenata te su donesene određene upute za ojačanje i dimenzioniranje. Alternativa eksperimentima jest uporaba visoko razvijenih računalnih programa (eng. hydrocode software) koji imaju mogućnost simuliranja detonacije, širenja eksplozivnog vala te interakcije vala s konstrukcijom. Uz kvalitetno modeliranje parametara eksplozije i konstrukcije, računalni program daje podatke dosta bliske podatcima dobivenim eksperimentima (NCHRP). Na taj način moguće je dobiti potpunu sliku djelovanja eksplozije bez skupog i opasnog provođenja eksperimenta.

1.2 Predmet i ciljevi istraživanja

Provedena istraživanja povezuju otpornost mostova na eksplozije s potresnom otpornošću. Veći razred duktilnosti garantira veću otpornost mosta na djelovanje vala eksplozije. Pretpostavlja se kako će u situacijama izravne prijetnje sigurnosti mostova, veći i važniji mostovi biti nadzirani i na ovaj način zaštićeni od terorističkih djelovanja, ali kako postoji

vrlo veliki broj manjih mostova, ne mogu se svi nadgledati. Ugroženost mostova obzirom na eksploziju može se podijeliti u tri osnovne grupe:

1) eksplozija na prometnici koju prevodi most,
2) izravno eksplozivno djelovanje na konstrukciju mosta (miniranje),
3) eksplozija ispod mosta.

Istraživanje obuhvaća treću grupu izloženosti, odnosno eksploziju ispod mosta. Pretpostavlja se kako će eksploziv biti dovezen motornim vozilom ispod nenadziranog mosta i detoniran na određenoj udaljenosti od donjeg ruba rasponskog sklopa. Pretpostavlja se kako nagib nasipa te vrsta rasponskog sklopa kao i oblik stupa bitno utječu na ponašanje mosta. Različiti su otpori oblika pa posljedično i različito odbijanje i pojačavanje fronte vala tlaka eksplozije. Numeričkom analizom bi se utvrdilo ponašanje i otpornost tipičnog nadvožnjaka na hrvatskim cestama. Promatran je pločasti poprečni presjek nadvožnjaka s dva različita oblika podgleda, ravni i zaobljeni. Osim oblika poprečnog presjeka rasponskog sklopa, oblik upornjaka predstavlja također značajan faktor. U Hrvatskoj su uobičajena dva osnovna tipa upornjaka: olakšani s propuštenim nasipom, nagiba 1:1,5 te masivni upornjak s vertikalnim zidom. Sigurno je da će različiti nagibi ploha upornjaka značajno utjecati na ponašanje pri eksploziji.
Glavni cilj je utvrditi razlike u ponašanju nadvožnjaka s prethodno spomenuta dva različita oblika poprečnog presjeka rasponskog sklopa. Pretpostavlja se kako će rasponski sklop sa zaobljenim podgledom biti manje oštećen u odnosu na sklop s ravnim podgledom za jednaku količinu eksploziva. Nadalje je cilj utvrditi je li povoljniji propušteni ili masivni upornjak na ukupno djelovanje eksplozije na nadvožnjak, hoće li odbijanje valova o plohe upornjaka izazvati dodatna djelovanja i oštećenja elemenata nadvožnjaka.

1.3 Očekivani izvorni znanstveni doprinos

Razvojem numeričkog modela olakšala bi se daljnja analiza djelovanja eksploziva na ovakve konstrukcije. Budući da je model mosta složen te zahtijeva velike količine računalne memorije, analizom pojednostavljenih modela dobio bi se pouzdan, jednostavan model koji bi uz manje izmjene mogao koristiti analizi ugroženosti mostova na Hrvatskim prometnicama na djelovanje eksplozija. Kako nema nikakvih smjernica oko projektiranja mostova otpornih na djelovanje eksplozija analizom interakcije vala eksplozije i konstrukcije te analizom opterećenja uzrokovanih detonacijom dobila bi se dobra podloga za razvoj metoda određivanja opterećenja i dimenzioniranja mostova te zaštite. Utvrdili bi se mehanizmi sloma

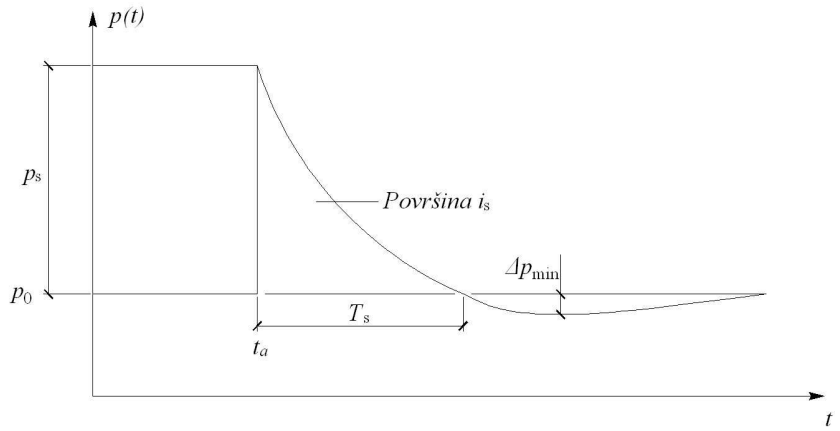
rasponske konstrukcije te mosta u cjelini prema čemu bi se mogle dati preporuke o boljoj zaštiti i ojačanjima mosta takvog tipa.

2 DOSADAŠNJA ISTRAŽIVANJA DJELOVANJA EKSPLOZIJA

2.1 Djelovanje eksplozija na konstrukcije

Razmatranje djelovanja eksplozije na konstrukcije potrebno je zbog sve veće prijetnje terorističkih napada, a trenutna tehnologija čini računalnu simulaciju jeftinijom i sigurnijom od eksperimentalnih ispitivanja.

Mays i Smith [1] 1995. godine u svojoj knjizi obrađuju općenito problematiku djelovanja eksplozija na konstrukcije, sam fenomen eksplozije i njezinog tretiranja (Slika 2.1), djelovanje eksplozije kao opterećenja na konstrukciju, odgovor konstruktivnih elemenata na djelovanje eksplozije te pokušaj proračuna AB elemenata.



Slika 2.1 – Tipični profil tlaka u vremenu za eksploziju u zraku [1]

Možemo zaključiti kako simuliranje eksplozija postaje najvažniji alat pri analizi konstrukcija na djelovanje eksplozije.

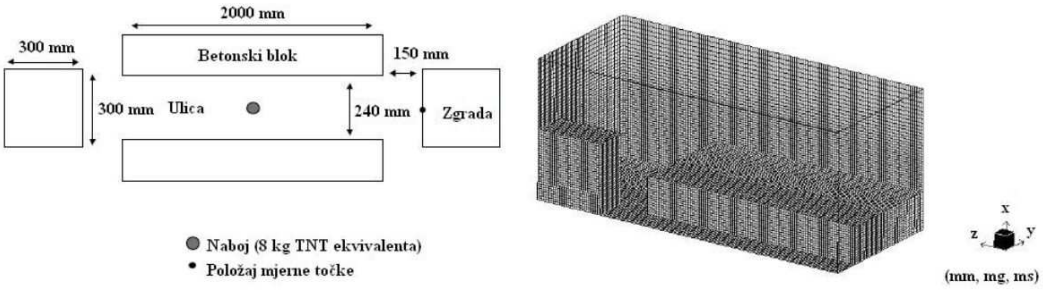
Birnbaum i dr. [2] proučavaju nekoliko mogućih analitičkih i numeričkih metoda za analizu djelovanja eksplozija na vojne objekte. Takav pristup, iz potrebe, se primjenjuje i na proračun interakcije eksplozije s civilnim konstrukcijama. To je postalo dosta bitno jer se povećava broj bombaških napada na komercijalne, financijske i civilne centre izgrađene koristeći konvencionalne, meke konstrukcije sustave. Jedan način zaštite takvih konstrukcija je točna

procjena djelovanja eksplozije na konstrukcijske elemente koristeći analitičke ili napredne numeričke alate, uzimajući u obzir složenost konstrukcije, geometriju i okolinu. Važni učinci kao mnogobrojno odbijanje vala eksplozije, refrakcija i negativna faza eksplozije su modelirani u CFD (eng. Computational Fluid Dynamics) programu Autodyn.

Bulson [3] 1997. izdaje knjigu koja detaljnije opisuje prirodu eksplozije, detonaciju naboja, proizvode eksplozije, opterećenja na konstrukciju uzrokovana eksplozijom, mjerenje tlakova i simulaciju eksplozije, penetraciju i fragmentaciju te dinamički odgovor konstrukcije na djelovanje eksplozije.

Fairlie [4] opisuje mogućnost primijene 2D i 3D numeričke analize u simulaciji djelovanja eksplozije. Opisuje mogućnosti hidrokod softvera Autodyn 2D i 3D s naglaskom na modeliranje slučajeva eksplozija. Predočeni su rezultati nekoliko numeričkih simulacija kako bi se prikazale mogućnosti različitih načina modeliranja eksplozija. Primjeri opisuju usmjerenu eksploziju niz ulicu, odgovor konstrukcije za skladištenje municije izložene djelovanju eksplozije, eksplozijom formiran penetrator, „oblikovni“ naboj i fragmentaciju bojne glave.

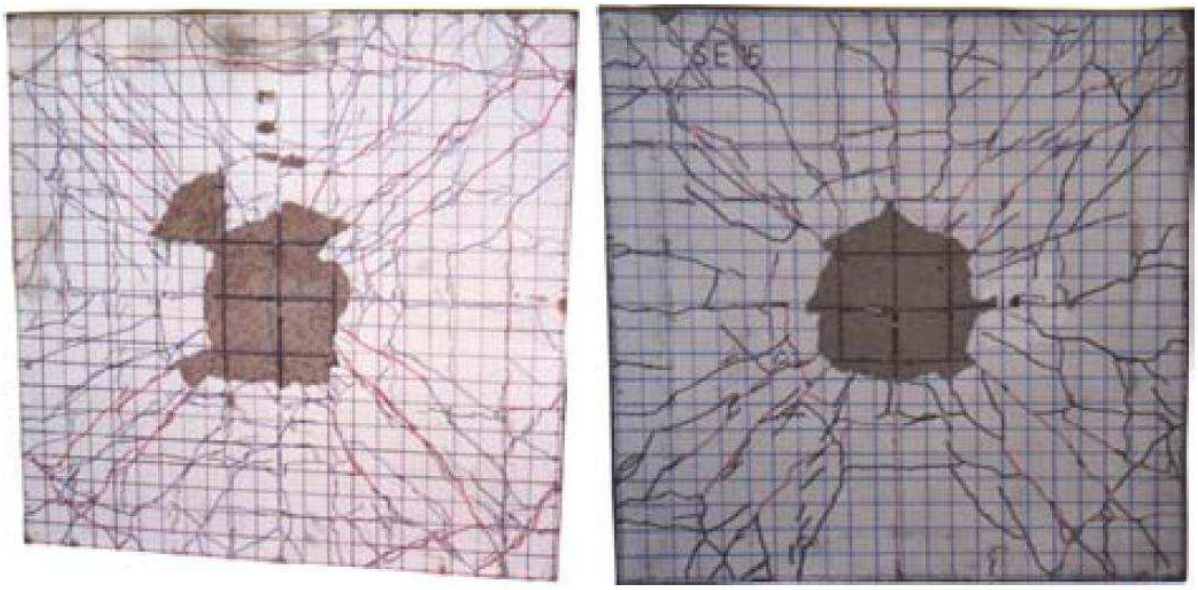
Johansson i dr. [5] 2000. godine provode eksperimentalno i numeričko istraživanje detonacije eksplozivnog naboja u urbanoj sredini. Numerička simulacija izvršena je u Autodyn programu, dok su rezultati simulacije provjereni eksperimentalnim ispitivanjem na modelima urbane sredine u mjerilu 1:5. Izvedeno je pojednostavljeno raskrižje načinjeno od betonskih kocaka izmjera 2,3 m s ukupno 8 naboja od 0,4 do 1,6 kg PENT-a detoniranih na različitim lokacijama, te je praćena promjena tlakova pomoću 25 postavljenih senzora za mjerenje tlaka (Slika 2.2).



Slika 2.2 – Plan eksperimenta i 3D model urbane sredine [5]

Rose [6] 2001. godine piše doktorsku disertaciju koja se bavi korištenjem CFD tehnika u kombinaciji s eksperimentalnim istraživanjima kako bi se procijenila korisnost odnosa između opterećenja eksplozijom i primarnih stajališta geometrije jedne građevine i skupa građevina kakav se može pronaći u urbanom okruženju. Opisana je nova numerička metoda (razvijen novi softver Air3d) određivanja djelovanja eksplozije koja se temelji na numeričkim simulacijama potvrđenih eksperimentalnim rezultatima ispitivanja.

Đuranović [7] je proučavao dinamički odgovor AB ploče izložene djelovanju eksplozije. Prikazani su uspoređeni rezultati dobiveni na modelima u dva različita mjerila. Modeliranje uzoraka izvršeno je prema Buckinghamovom π-teoremu te su uzorci opterećeni udarnim opterećenjem nastalim eksplozijom. Uspoređeni su izmjereni progibi te ostvareno lokalno i globalno oštećenje uzoraka (Slika 2.3).



Slika 2.3 – Tipična oštećenja za ploče u dva različita mjerila [7]

Remennikov [8] obrazlaže sve veću potrebu za provođenjem provjera na djelovanje eksplozija te predstavlja nekoliko analitičkih i numeričkih metoda. Metode su primijenjene na nekoliko primjera te su uspoređeni rezultati.

Luccioni i dr. [9] 2004. godine predstavljaju analizu sloma AB konstrukcije uzrokovane djelovanjem eksplozije. Analiziran je cijeli proces od detonacije eksplozivne naprave do cjelokupnog rušenja konstrukcije uključujući širenje vala eksplozije i njegovo međudjelovanje s konstrukcijom. Analiza je izvršena koristeći hidrokod softver Autodyn. Analizirani problem

odgovara stvarnoj građevini napadnutoj u terorističkom napadu. Rad uključuje usporedbu s fotografijama stvarnih oštećenja uzrokovanih eksplozivnom napravom kojom je potvrđena simulacija.

Slika 2.4 – Krajnje stanje simulacije i konstrukcije nakon eksplozije [9]

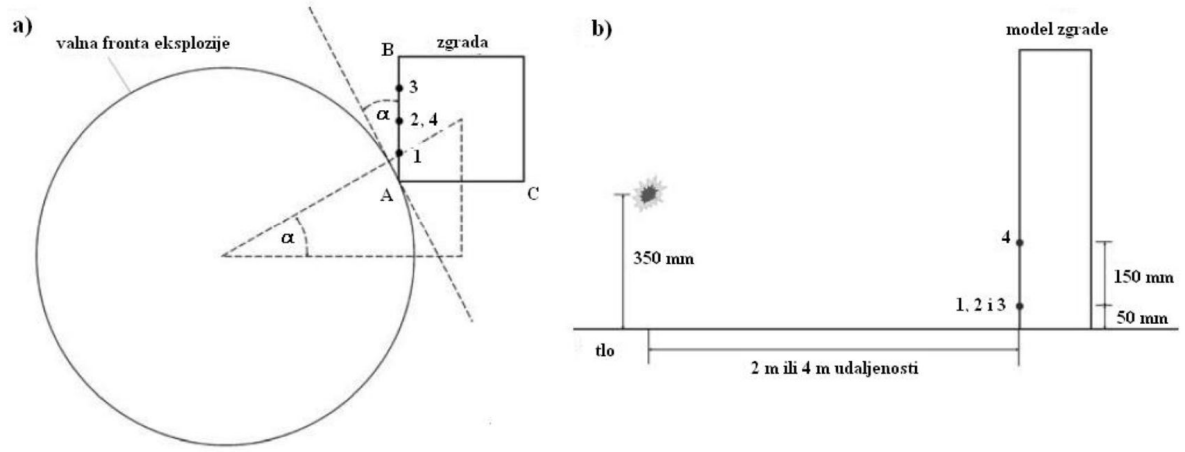
Ripley i dr. [10] 2004. provode istraživanje djelovanja eksplozije u urbanoj sredini koristeći skaliranu geometriju. Eksperimentalni i numerički rezultati obrađeni su za tri situacije koje predstavljaju jednu građevinu (metu), ulicu između objekata i prazno dvorište. Te situacije su postavljene tako da pokažu jednostavno i koso odbijanje, čišćenje vala eksplozije oko konstrukcije, usmjeravanje i prelamanje udarnog vala uzrokovanog eksplozijom u zraku. Prikazani su rezultati eksplozije 50 g C4 eksploziva u mjerilu 1:24. Pokazalo se dobro podudaranje numeričkih i eksperimentalnih rezultata.

La Blanc i dr. [11] govore o novoj vrsti modela opterećenja koji uzima u obzir novi način proračuna TNT-a, koeficijenata odbijanja, utjecaja tla i Mahove fronte kako bi se dobila točnija slika djelovanja eksplozije koristeći čistu Lagrangeovu metodu. Veliki napredak je vezan uz empirijske modele opisane u priručniku TM5-1300. Taj novi opis djelovanja u većini slučajeva vodi točnijim i konzervativnijim opterećenjima dok zadržava prihvatljivu veličinu modela.

Remennikov i Rose [12] su 2005. godine istražili točnu procjenu učinka susjednih objekata na djelovanje eksplozije na objekt smješten u urbanoj sredini. Djelovanje eksplozija na konstrukcije se najčešće procjenjuje koristeći empirijske izraze. Ti izrazi pretpostavljaju kako nema nikakvih prepreka između naboja i cilja. U stvarnim situacijama djelovanje eksplozije je ili smanjeno zbog postojanja određene građevine ispred objekta ili je povećano zbog

postojanja drugih građevina u blizini objekta. Rezultati numeričke simulacije predstavljeni u tom istraživanju za više građevina u urbanoj sredini pokazuje važnost uzimanja u obzir susjednih građevina pri određivanju djelovanja eksplozije na objekt. Opisan je postupak za određivanje faktora povećanja.

Rose i dr. [13] 2006. godine provode istraživanje koje obuhvaća jednu visoku konstrukciju koso postavljenu u odnosu na udarni val eksplozije s ciljem prikaza opisanih putova širenja vala kako val obavija građevinu. Žele prikazati kako je procjena neto opterećenja na građevinu koja je orijentirana pod nekakvim kutom u odnosu na udarni val vrlo složena zbog kompliciranosti određivanja iznosa impulsa koji djeluje na pojedini dio površine građevine. Istraživanje se sastojalo od eksperimentalnog ispitivanja serije skaliranih uzoraka te simulacije istih koristeći računalni kod *ftt_air3d*. Promatrana su opterećenja nastala pri dvije različite skalirane udaljenosti. Pokazano je kako djelovanje eksplozije može znatno varirati na konstrukciju uslijed različite valne duljine i kuta upada udarnog vala na konstrukciju.



Slika 2.5 – Plan eksperimenta [13]

Ngo i dr. [14] daju objašnjenje prirode eksplozije i mehanizma širenja vala u slobodnom zraku. Također predstavljaju različite metode procjene djelovanja eksplozije i odgovora konstrukcije. Napravljen je pregled dosadašnjih spoznaja i metoda proračuna.

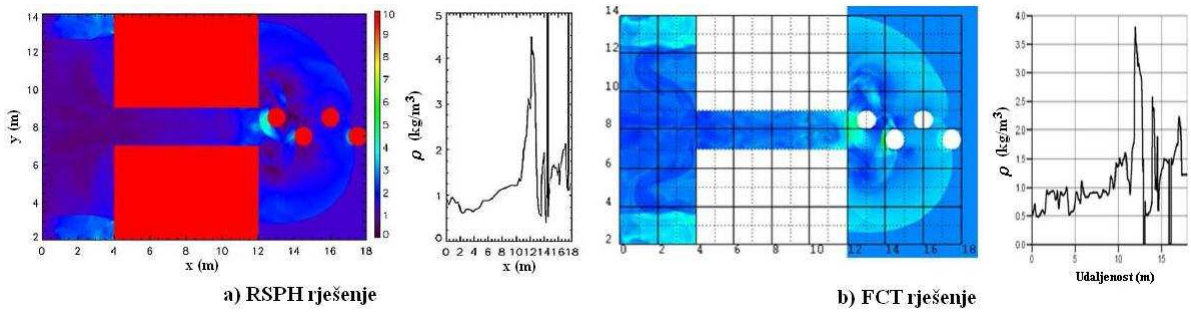
Borve i dr. [15] uspoređuju učinkovitost akademski razvijenog softvera RSPH (eng. Regularized Smoothed Particle Hydodynamics) i komercijalnog softvera AUTODYN na jednodimenzionalnoj i dvodimenzionalnoj simulaciji širenja vala eksplozije, u pravokutnom i cilindričnom koordinatnom sustavu. Zaključuju kako RSPH kod radi dobro kada se usporedi s

FCT (eng. Flux Corrected Transport) rješavačem i znatno bolje kada se usporedi s Godunovim rješavačem, u smislu točnosti i djelotvornosti.

UFC 3-340-02 [16] predstavlja metode projektiranja zaštitnih konstrukcija korištenih u objektima za razvoj, testiranje, proizvodnju, skladištenje, održavanje, izmjenu, inspekciju, demilitarizaciju i odlaganje eksplozivnih materijala. Postavlja pravila projektiranja i tehnike izvedbe gdje se širenje eksplozije (od jedne konstrukcije ili njezinog dijela na drugu) ili detonirana masa može spriječiti, te osoblje zaštititi. Taj dokument objedinjuje prethodno prihvaćena tri dokumenta: Army TM 5-1300, Navy NAVFAC P-397 i Air Force AFR 88-22 iz studenoga 1990.

Van der Merr [17] 2008. godine izrađuje izvješće vezano uz eksploziju teretnog vlaka na ruti Rotterdam (Nizozemska) – Ruhr (Njemačka), ako bi došlo do eksplozije spremnika tekućeg plina (LPG). U mnogim mjestima pruga prolazi vrlo blizu stambenih objekata (20 m najmanja udaljenost pruge). Kako bi dobio dinamički odgovor zgrade uslijed djelovanja eksplozije prvo je odredio veličinu opterećenja eksplozijom te raspodjelu impulsa sile na pročelje zgrade. Parametri eksplozije u odnosu na udaljenosti i težinu naboja dostupni su u literaturi. SDOF odgovor je određen analitičkim putem za linearno-elastični materijal, idealizirano djelovanje eksplozije i bez prigušenja. Odgovor je podijeljen u tri stupnja: impulsni, dinamički i nazovi-statički. Stanje je određeno na temelju omjera trajanja opterećenja i prirodnog perioda vibracije konstrukcije. Za SDOF sustav koji predstavlja zgradu, unutarnje sile su proporcionalne vršnom pomaku, koji je odabran kao stupanj slobode. Svi kriteriji sloma povezani su s kritičnim pomakom vrha.

Borve i dr. [18] uspoređuju numeričke rezultate dobivene Autodynom i RSPH na dvodimenzionalnom problemu udara. Test pretpostavlja ravninsku ili cilindričnu simetriju. Rezultati softvera u velikoj se mjeri podudaraju iako ima nekih odstupanja. Istraživanje otkriva velike razlike u točnosti između mogućih rješavača u Autodynu za tretiranje jednakoga problema. Češće korišteni Godunovljev rješavač znatno je manje točan nego ostala dva rješavača. Brzina proračuna RSPH je otprilike dva puta brži od Autodyna.

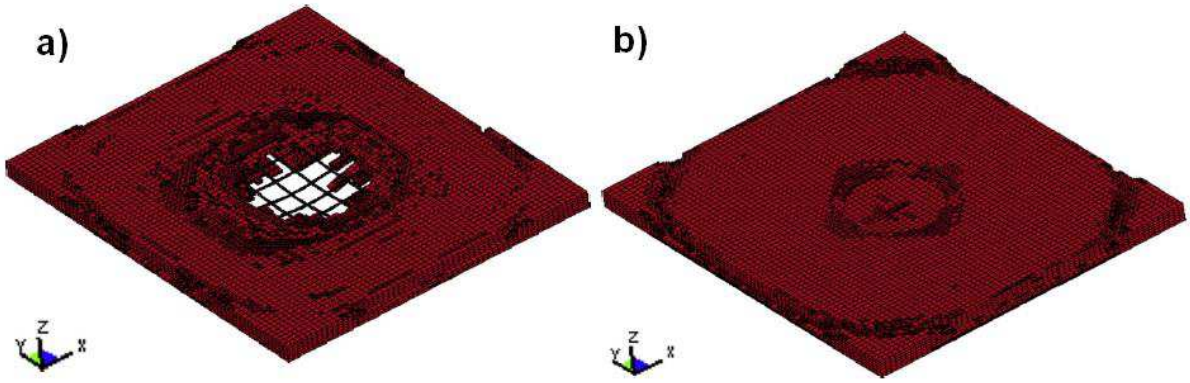


Slika 2.6 – Usporedba simulacije širenja eksplozije pomoću RSPH i FCT rješavača [18]

Moon [19] promatra odgovor jednostavnog AB stupa izloženog djelovanju uzdužne sile i poprečnog opterećenja uslijed eksplozije. Programski paket Ansys se koristio za modeliranje AB stupa s različitim rubnim uvjetima te je korištena metoda za smanjenje distorzije mreže konačnih elemenata. Za proračun odgovora prvo je primijenjena konstantna uzdužna sila u stup te je određeno stanje ravnoteže. Nakon toga je stup opterećen poprečnim opterećenjem uslijed djelovanja eksplozije te je određena vremenska krivulja odgovora. Zaključuje kako analiza i proračun konstrukcija izloženih djelovanju eksplozija zahtijevaju detaljno poznavanje fenomena eksplozije i dinamičkog odgovora različitih konstrukcijskih elemenata.

Hussein [20] predstavlja analitičku metodu analize SDOF sustava izloženog djelovanju eksplozije. Promatrana su dva tipa udarnih valova u analizi nelinearnog ponašanja sustava, a analiza je fokusirana na promjenu deformacije u vremenu što čini temelj za analizu ponašanja SDOF sustava pri djelovanju eksplozija. Za dva tipa funkcija - jednostavnog i bilinearnog impulsa eksplozije, korišten je veliki broj parametara za određivanje dijagrama u vremenu, energije i histereze. Rezultati dobiveni softverom NON-SDOF objašnjavaju učinak tipa udarnog vala na ponašanje sustava.

Tai i dr. [21] 2011. godine provode analizu zakona širenja tlaka vala eksplozije i dinamičkog odgovora AB konstrukcija podvrgnutih djelovanju eksplozije. Koriste stvarne parametre materijala i jednadžbe stanja te nelinearni numerički proračun LS-DYNA programom kako bi dobili numeričku simulaciju eksplozije u slobodnom zraku. Nakon usporedbe rezultata simulacije s empirijskim jednadžbama i nakon provjere pouzdanosti numeričkog modela, proučeno je oštećenje i ostali faktori koji utječu na ponašanje AB ploče. Rezultati mogu koristiti u nekim budućim istraživanjima i analizama.



Slika 2.7 – Simulacija oštećenja ploče izložene djelovanju 10 kg eksploziva na udaljenosti od 0,5 m i 1,0 m (LS-DYNA) [21]

Kalliher i Sutton-Swaby [22] kombiniraju Monte-Carlo metodu, korištenu u većini algoritama za proračun pouzdanosti, s pojednostavljenim, ali konzervativnim modelom progresivnog sloma konstrukcije. Rezultirajući algoritam tada je korišten u određivanju baze podataka koji predstavljaju postotak oštećenja armiranobetonske deseterokatnice pod utjecajem djelovanja eksplozije određene jačine smještene proizvoljno u prizemlju parkirališta. Položaj eksplozivne naprave, jačina i trajanje kao i opterećenje na konstrukciju je modelirano proizvoljnim parametrima. Koristeći preliminarni model, statistička analiza dobivene baze podataka pruža dokaz kako postotak oštećenja armiranobetonskih konstrukcija uslijed eksplozije poprima Weibullovu distribuciju.

Draganić i Sigmund [23] daju analizu opterećenja eksplozijom na konstrukciju te numerički primjer djelovanja na fiktivnu građevinu. Cilj je upoznati se s fenomenom eksplozije kao opterećenjem na konstrukcije uslijed sve veće terorističke prijetnje te nedostatka smjernica u nacionalnim i europskim propisima o provjeri konstrukcija izloženih djelovanju eksplozija. Analitički je određeno opterećenje eksplozijom kao vremenski zapis promjene tlaka zraka te numerički modelirana konstrukcija i prethodno određeno opterećenje u programskom paketu SAP2000. Dobiveni rezultati potvrđuju kako je moguće ustaljenim softverom simulirati djelovanje eksplozije i dati preliminarnu ocjenu stanja konstrukcije.

2.2 Djelovanje eksplozija na mostove

Black [24] vrši procjenu hidrokod softvera Autodyn za korištenje pri modeliranju elemenata mostova opterećenih djelovanjem eksplozije, daje opći opis hidrokod softvera, tehnika modeliranja te načina proračuna i simulira djelovanje eksplozije kockastog naboja (masa 45

kg, duljina brida122 cm) na kvadratnu betonsku ploču (244 cm x 20 cm) te pritom koristi različite modele sloma betona.

Wei i dr. [25] opisuju i primjenjuju konstitutivni model sloma koji uključuje dinamičku tlačnu čvrstoću betona, dinamički odnos naprezanja i deformacije betona, dinamičku vlačnu čvrstoću betona, model sloma betona, dinamički odnos naprezanja i deformacije armature. Numerička simulacija izvedena je pomoću softvera Abaqus te su rezultati uspoređeni s eksperimentalnim rezultatima dostupnim u literaturi (Lu, M. B., Application of Displacement – Based Design Method to Blast – Resistant Reinforced Concrete Structures). Rezultati su pokazali kako dinamički konstitutivni model sloma temeljen na mehanici sloma i djelovanje eksplozije funkcionira dovoljno točno. To ukazuje kako se dinamički konstitutivni model sloma i jednadžbe djelovanja eksplozije mogu primijeniti za simulaciju sloma elemenata mosta u inženjerskoj praksi.

Quintero i dr. [26] procjenjuju kapacitet armiranobetonskih elemenata lučnog mosta izloženih djelovanju eksplozivnih naprava različitih veličina postavljenih vrlo blizu ili na sam element konstrukcije te procjenjuju kritični naboj. Analiziran je most Tenza Viaduct, sjeverno od Napulja, Italija, stavljen izvan uporabe. Analizirani su njegovi primarni elementi: rasponska konstrukcija, stupovi i lukovi. Procjena je izvršena koristeći numeričku analizu koja je omogućila dobivanje dinamičkog ponašanja elemenata pri djelovanju eksplozije. Kako bi se procijenio kapacitet elementa, predložen je kriterij sloma rasponske konstrukcije, stupova i lukova temeljen na parametrima oštećenja betona. Dodatno, konstruirane su krivulje naboja i preostale nosivosti te stupnja oštećenja elemenata. Rezultati ovoga rada su poslužili za istraživanje progresivnog sloma konstrukcije.

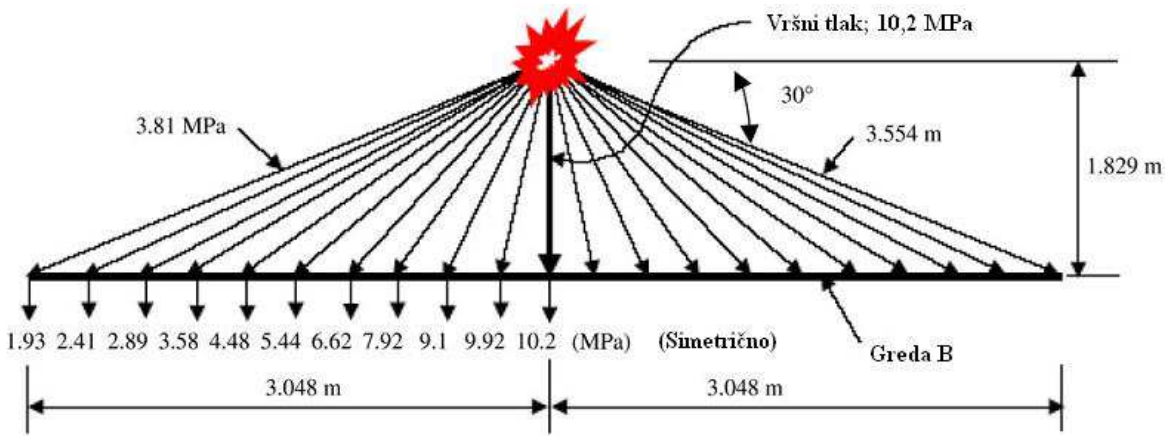
Slika 2.8 – Tenza Viaduct i simulirano oštećenje luka (Abaqus) [26]

Suthar [27] nastoji pružiti osnovne smjernice za analizu djelovanja eksplozije na viseće mostove. Daljnja istraživanja mogu se usmjeriti na razvoj normi za otpornost mostova na

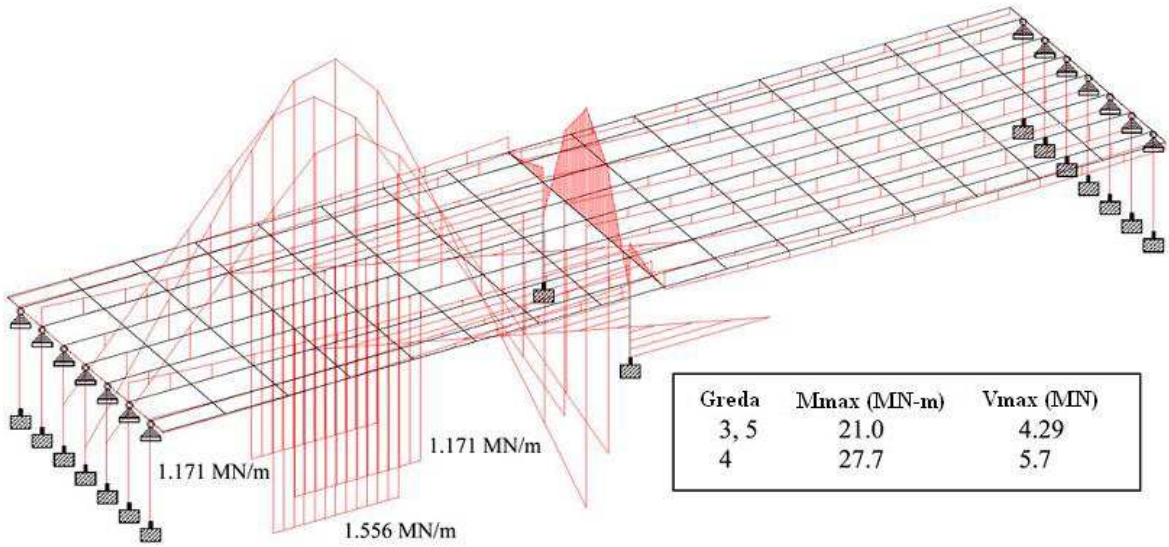
eksplozije. Primijenjeno je AASHTO opterećenje (eng. American Association of State Highway and Transportation Officials) kako bi se istražio utjecaj prometnog opterećenja na most pri djelovanju eksplozije. Provedena je nelinearna analiza načinjenog trodimenzionalnog modela mosta izloženog dinamičkom opterećenju. Ovim modelom određen je utjecaj prometnog opterećenja, što je kasnije korišteno u daljnjim razmatranjima. Međudjelovanje vozila i mosta modelirano je koristeći softver Visual Bridge Design System (VBDS). Mostovi su modelirani koristeći programski paket SAP2000, a za procjenu učinaka djelovanja eksplozije primijenjena je nelinearna analiza. Metoda „progresivnog sloma“ također je primijenjena u analizi mosta kako bi se točno saznalo ponašanje prilikom formiranja plastičnih zglobova. Uspoređeni su i rezultati analize sa i bez dodatnih početnih naprezanja, što je pokazalo važnost korištenja početnih naprezanja prilikom analize visećih mostova.

Agrawal i Yi [28] istražuju djelovanje eksplozije na elemente mosta, pri čemu je izrađen detaljan numerički model mosta s približno milijun stupnjeva slobode. Most je podvrgnut trima stupnjevima djelovanja eksplozije označenima kao nisko, srednje i snažno djelovanje. Kako bi se istražila povezanost između seizmičkog detaljiranja, čvrstoće betona i jakosti eksplozije, modelu mosta su pridružene tri različite potresne zone s čvrstoćama betona od 20 MPa do 70 MPa. Temeljeno na rezultatima simulacije, identificirano je 14 različitih mehanizama oštećenja povezanih s mehanizmima oštećenja mosta pri potresu. Rezultati simulacije pokazali su kako su seizmički kapacitet i učinci djelovanja eksplozije tijesno povezani. Veći seizmički kapacitet direktno vodi većoj otpornosti na djelovanje eksplozije. Međutim, nekoliko mehanizama sloma nije prisutno pri potresnom opterećenju te je potrebno razmotriti načine zaštite elemenata od sloma uzrokovanih tim mehanizmima ojačavanjem detalja i optimiziranjem projektiranja.

Anwarul Islam i Yazdani [29] 2008. godine analiziraju najčešći tip mosta na međudržavnim autocestama SAD-a na djelovanje eksplozije (dvo-rasponski, tip III AASHTO gredni most s dva prometna traka). Most je projektiran na temelju AASHTO Load and Resistance Factor Design metodi. Opterećenje greda, stupova i naglavnih greda određeno je na temelju vjerojatnog djelovanja eksplozije. Numerički model mosta načinjen u STAAD Pro softveru pokazao je slom pri djelovanju eksplozije oko i ispod mosta. Autori zaključuju kako tipični AASHTO most nije u stanju podnijeti pretpostavljeno djelovanje eksplozije.



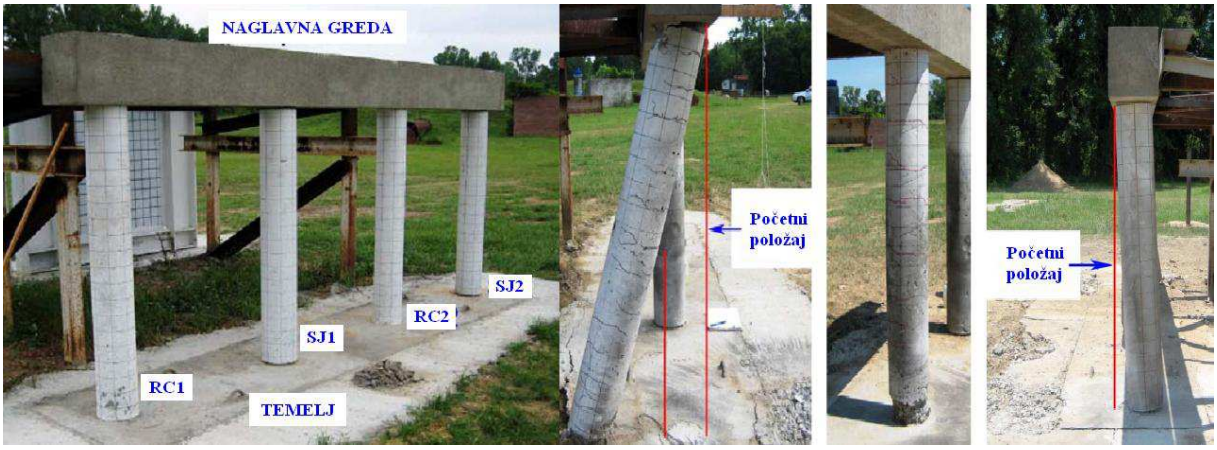
Slika 2.9 – Pozicija naboja u odnosu na rasponsku konstrukciju



Slika 2.10 – Opterećenje i momentni dijagram mosta (SAP2000) [29]

Fujikura i Bruneau [30] predstavili su razvoj i eksperimentalnu potvrdu koncepta projektiranja stupova izloženih višestrukim opasnostima tj. sustav stupova koji je u mogućnosti pružiti dovoljnu razinu otpornosti rušenju pri seizmičkom djelovanju i djelovanju eksplozije. Predloženi nacrt je sustav više stupova s naglavnom gredom u kojemu su čelični stupovi ispunjeni betonom. Ispostavilo se kako su stupovi učinkoviti protiv eksplozije jer je prodor i otpadanje betona spriječeno čeličnim profilom. Spregnuti stupovi se izvrsno ponašaju u slučajevima višestruke opasnosti, ali oni nisu često korišteni pri projektiranju i izvedbi mostova. Postavlja se pitanje posjeduju li konvencionalni stupovi projektirani na potresno djelovanje dovoljnu duktilnost i otpornost na djelovanje eksplozije. Proučena su dva najčešće korištena sustava osiguranja duktilnosti armiranobetonskih stupova: prvi, armiranobetonski stupovi s malim razmakom poprečne armature u skladu s najnovijim propisima, te drugi, neduktilni armiranobetonski stupovi ojačani čeličnom košuljicom. Rad predstavlja rezultate

istraživanja otpornost seizmički projektiranih stupova prema trenutnim propisima. Izvršeno je eksperimentalno ispitivanje serije uzoraka seizmički projektiranih armiranobetonskih stupova i neduktilnih armiranobetonskih stupova ojačanih čeličnim košuljicama u mjerilu 1:4. Stupovi koji su imali dovoljnu nosivost na djelovanje potresa, posmično su se slomili pri dnu za djelovanja eksplozije.



Slika 2.11 – Stupovi prije i poslije eksplozije [30]

Deng i Jin [31] prezentiraju numeričku simulaciju oštećenja elemenata čeličnog rešetkastog mosta podvrgnutog djelovanju eksplozije. Numerička simulacija je izvršena koristeći hidrokod softver Autodyn. Načinjen je 3D nelinearni numerički model stvarnoga mosta prema nacrtima Minpu II Bridge iz Shanhaia, Kina. Također je proučen utjecaj veličine mreže konačnih elemenata na raspodjelu tlakova na most. Usporedbom rezultata dobivenih simulacijom i eksperimentalnim ispitivanjem, proveden je dokaz valjanosti proračuna. Simulirani su svi procesi od detonacije eksplozivnog naboja do raspucavanja rasponske konstrukcije uključujući i širenje vala te njegova interakcija s konstrukcijom. Numerički rezultati pokazuju oštećene dijelove mosta i pružaju globalno razumijevanje ponašanja mosta pri djelovanju eksplozije.

Tang [32] stavlja u prvi plan analizu odgovora modernog ovješenog mosta podvrgnutog djelovanju eksplozije. Kako bi istražio nelinearni odgovor mosta načinjen je trodimenzionalni numerički model mosta u LS-DYNA-i. Utjecaj brzine promjene deformacije i jednadžbe stanja su uzete u obzir prilikom modeliranja kako bi se osigurao pouzdaniji odgovor konstrukcije. Izvršena je analiza u dva koraka kako bi se smanjilo potrebno vrijeme proračuna. Prvo je izvršena detaljnija analiza pojedinih dijelova mosta da bi se odredio način sloma, ovdje se radi o stupu, pilonu, betonskoj prilaznoj konstrukciji i čeličnoj rasponskoj

konstrukciji koji su izloženi djelovanju kontaktnog naboja 1000 kg TNT ekvivalenta. Potom je, temeljeno na prethodno dobivenim rezultatima, testiran ostatak mosta koristeći uvjete opterećenja propisane u DoD-u (eng. US Department of Defence) s ciljem istraživanja mogućnosti rušenja mosta nakon oštećenja prethodno spomenutih elemenata. Zaključeno je kako slom vertikalnih konstrukcijskih elemenata (stupovi i piloni) vodi katastrofalnom rušenju mosta.

Tang i Hao [33] predstavljaju numeričku simulaciju dinamičkog odgovora velikog ovješenog mosta pri djelovanju eksplozije. Sve numeričke simulacije izvršene su programskim paketom LS-DYNA. Rad opisuje most, procjenu opterećenja eksplozijom, numerički model, materijalni model i detaljnu numeričku simulaciju ponašanja mosta pri djelovanju 1000 kg TNT ekvivalenta na udaljenosti od 0,5 m od stupa i pilona te 1,0 m od rasponske konstrukcije. Proučeni su opseg i mehanizmi oštećenja stupova, pilona i rasponske konstrukcije.

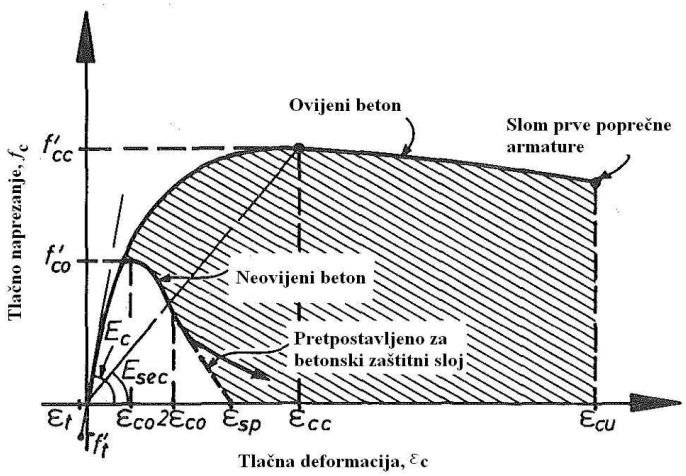
Hao i Tang [34] u pratećem radu procjenjuju oštećenje mosta te mogućnost ojačanja FRP (karbonskim) vlaknima. Eksplozija iznad rasponske konstrukcije može uzrokovati znatnu nestabilnost mosta. Određena je minimalna sigurna udaljenost u odnosu na stup i pilon u iznosu od 1,20 $m/kg^{1/3}$ i 1,33 $m/kg^{1/3}$. Predočeni numerički rezultati pružaju vlasnicima i inženjerima sličnih mostova mogućnost boljeg odabira potrebnih mjera zaštite.

Williamson i dr. [35] daju izvješće koje sadrži code-ready jezik u kojemu su općenite upute za projektiranje te pojednostavljene metode proračuna za AB stupove otporne na djelovanje eksplozije. Predstavlja rezultate eksperimentalnih i analitičkih istraživanja na AB stupovima mostova sa svrhom određivanja učinkovitosti različitih metoda proračuna.

Foglar i Kovar [36] eksperimentalno i numerički istražuju FRC (eng. Fiber Reinforced Concrete) i obični beton na djelovanje eksplozija kako bi se utvrdila učinkovitost povećanja duktilnosti ugradnjom vlakana u beton. Testovi su provedeni na modelima stvarne veličine izloženim naboju mase 25 kg na određenoj udaljenosti od konstrukcije. Rezultati pokazuju kako vlakana pridonose općoj otpornosti mosta na djelovanje eksplozija povećavajući tlačnu čvrstoću betona.

2.3 Materijalni modeli

Mander [37] počinje proučavati seizmičko projektiranje stupova mostova. Razvija analitički model za procjenu ponašanja armiranog betona pri cikličkom opterećenju. Većina procjena se slaže s provedenim eksperimentima na betonu armiranom mekim čelikom i čelikom visoke čvrstoće. Predstavlja generalizirani model naprezanje-deformacija za obični i ovijeni beton pri dinamičkom cikličkom osnom opterećenju (Slika 2.12). Za provjeru modela izvršeni su tlačni testovi na 15 kružnih stupova sa spiralnom armaturom, 16 pravokutnih zidova i 5 kvadratnih stupova s poprečnom armaturom. Teoretska predviđanja uspoređena s eksperimentalnim ponašanjem pokazuju dobro poklapanje. Opisano je i eksperimentalno istraživanje seizmičkog ponašanja duktilnih šupljih AB stupova. Četiri uzorka, 40% prave veličine, s različitim količinama armature za ovijanje u plastičnim zonama podvrgnuta su uzdužnoj sili i cikličkoj poprečnoj deformaciji. Postignuta je duktilnost između 6 i 8 bez značajne degradacije u čvrstoći.



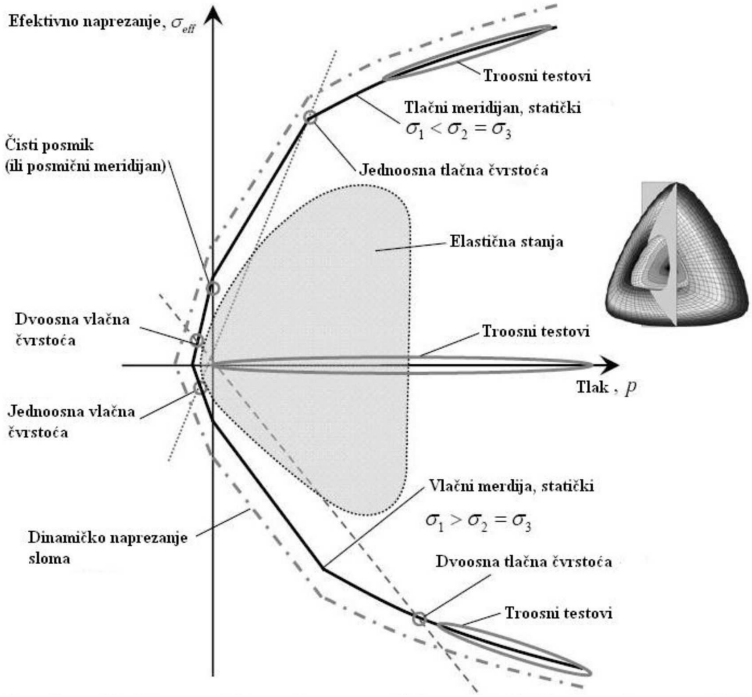
Slika 2.12 – Model ovijenog i ne ovijenog betona pri monotonom opterećenju [37]

Barbosa i Ribeiro [38] obrađuju praktičnu primjenu nelinearnog modela u analizi armiranobetonskih konstrukcija. Predstavljeni su i komentirani rezultati analiza koji koriste model armiranog betona u softveru opće namjene Ansys. Primijetili su razlike u odgovoru jednake armiranobetonske grede pri nekim varijacijama u materijalnom modelu. Analizirane su posljedice malih promjena u modeliranju i pokazano je kako je moguće dobiti zadovoljavajuće rezultate koristeći relativno jednostavne i ograničene modele.

Malvar i Crawford [39] naglašavaju važnost poznavanja DIF-a (eng. Dynamic Increase Factor, Dinamički Faktor Uvećanja) pri projektiranju i analizi konstrukcija izloženih

djelovanju eksplozije. Krivulje DIF-a bazirane su na ograničenim podatcima pa je obavljena obrada literature da bi se odredio opseg podataka koji karakteriziraju učinke brzine promjene deformacije na tlačnu i vlačnu čvrstoću betona. Podatci pokazuju kako je DIF bilinearna funkcija brzine promjene deformacije u logaritamskom mjerilu. Opisana je formulacija DIF-a predložena od strane CEB-a (fra. Comité Euro-International du Béton; eng. the Euro-International Committee for Concrete). Za vlačnu čvrstoću se podatci nešto razlikuju u odnosu na CEB preporuke, pretežno za brzine preko 1 s^{-1} te je predložena alternativna formulacija temeljena na eksperimentalnim podatcima. Prikupljene su dinamičke karakteristike šipki različitih razreda s granicama popuštanja u rasponu od 290 do 710 Mpa. Podatci pokazuju kako se DIF smanjuje s većim razredom granice popuštanja te da je DIF veći za granice popuštanja nego za vlačnu čvrstoću. Predložena je jednostavna veza koja daje DIF (za granicu popuštanja i vlačnu čvrstoću) kao funkciju brzine promjene deformacije i granice popuštanja.

Riedel i dr. [40] izvode eksperimentalno ispitivanje prodiranja projektila na seriji armiranobetonskih zidova pune veličine čime stvaraju pouzdanu bazu podataka za potvrdu metode proračuna. Model razvijen u ovome radu pogodan je za kodove koji se bave širenjem vala promatrajući fenomen na taj način da se tlačni i devijatorni dio razmatraju odvojeno. Čvrstoća je modelirana preko tri plohe koje predstavljaju elastičnu granicu, slom (vršno opterećenje) i preostalu čvrstoću zdrobljenog materijala pod tlakom. Koncept uključuje izotropno očvršćivanje, gubitak čvrstoće i propadanje krutosti. Posebna pogodnost modela je široko bezdimenzijski i faktoriziran opis, bolje rukovanje složenim parametrima i jednostavnija analiza važnih utjecaja. Nadalje, općenita formulacija omogućuje primjenu modela na različite tipove krtih i duktilnih materijala.



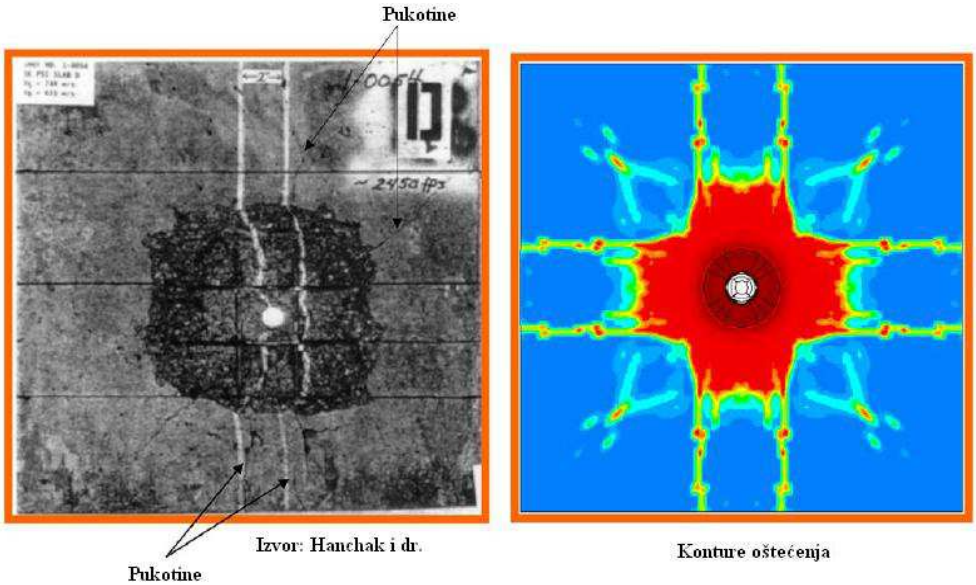
Slika 2.13–Referentne točke plohe sloma [40]

Fanning [41] opisuje numeričku metodu primijenjenu u Ansys-u. Predlaže odgovarajuće numeričke metode modeliranja te uspoređuje rezultate s eksperimentalno dobivenima za običnu armirano betonsku gredu i naknadno napetu T gredu.

Lu i Xu [42] su 2004. godine razvili konstitutivni model materijala za predviđanje dinamičke čvrstoće i oštećenja betona podvrgnutog djelovanju eksplozije. Model je razvijen na temelju mehanike loma mikro pukotina, otvaranju i zatvaranju pukotina kako bi se formulirao razvoj oštećenja. Beton je pretpostavljen kao homogen materijal s postojanjem mikro pukotina. Oštećenje betona definirano je kao vjerojatnost raspucavanja pri određenoj gustoći pukotina, dobivenoj integracijom funkcije gustoće pukotina u vremenu. Na temelju funkcije oštećenja moguće je odrediti stanje naprezanja u određenom trenutku i dinamički odnos naprezanje deformacija za određenu brzinu promjene deformacije. Potrebne materijalne konstante kojima se predstavlja početno stanje raspucanosti određuju se pomoću dinamičkih testova. Usporedba s prethodnim eksperimentalnim podatcima pokazuje da predloženi model daje postojano predviđanje dinamičkog ponašanja betonskih materijala.

Tham [43] je izvršio simulacije prodiranja projektila u armiranobetonsku metu koristeći 3D hidrokod softver Autodyn. Cilj simulacije je bio ispitati utjecaj konstitutivnog modela na preostalu brzinu projektila: (1) konstantna granica popuštanja, (2) granica popuštanja ovisna o

tlaku, (3) granica popuštanja ovisna o tlaku, raspucavanju i očvršćivanju. U simulaciji je ispucan čelični projektil zaobljenog vrha promjera 24,5 mm, mase 0,5 kg na metu izmjera 406,5x406,5x178 mm načinjenu od armiranog betona s brzinom u rasponu od 300 do 1000 m/s. Rezultati dobiveni simulacijom uspoređeni su s eksperimentalnim rezultatima preostale brzine i oštećenjem. Rezultati dobiveni simulacijom, korištenjem najvećeg broja materijalnih parametara, pokazuju relativno dobro poklapanje s eksperimentalnim rezultatima preostale brzine. Konture oštećenja na udarnoj i izlaznoj plohi simulacije također su vrlo slične eksperimentalnim rezultatima.



Slika 2.14 – Usporedba oštećenja betona nakon udara projektila (eksperiment i simulacija) [43]

Riisgaard i dr. [44] daju vrijednosti dinamičkog faktora uvećanja za tlačnu čvrstoću dvije različite klase betona visoke čvrstoće (eng. HPC – High Performance Concrete), 100 MPa i 160 MPa. U eksperimentalnom ispitivanju su korištene dvije različite postavke kako bi se mogao ispitati veći opseg brzina deformacija, od 100 s^{-1} do 700 s^{-1}. Rezultati su uspoređeni s CEB modelom te je opisana SHPB (eng. the Split Hopkinson Pressure Bar) metoda ispitivanja.

Wang i dr. [45] provode numeričke simulacije oštećenja armiranobetonskih ploča izloženih djelovanju različitih količina TNT-a. Dobivene rezultate numeričke simulacije uspoređuju s eksperimentalnim rezultatima te utvrđuju izvrsno podudaranje oštećenja za dvije od četiri količine eksploziva te zaključuju da je razlog tome različiti položaj naboja u eksperimentu i numeričkim simulacijama.

Ibrahim i Mubarak [46] proučili su ponašanjem vanjski napete armiranobetonske grede izložene djelovanju simetričnog statičkog opterećenja. Razvijen je numerički model temeljen na metodi konačnih elemenata koristeći softver ANSYS v 10.0. Ponašanje sustava greda – natega uvjetovan je nelinearnošću materijala i učincima geometrijske nelinarnosti. Istaknuta je važnost geometrijskih učinaka u procjeni kritičnog opterećenja vanjski napete kontinuirane grede uzimajući u obzir promjenu ekscentriciteta natege. Usporedba eksperimentalnih rezultata prijašnjih ispitivanja pokazuje dobro slaganje s numeričkim rezultatima.

Mohamed i dr. [47] koriste metodu konačnih elemenata kako bi ispitali dinamičko ponašanje i uvjete sloma armiranobetonskih ploča izloženih udaru projektila. Kalibracija numeričkih modela temeljena je na eksperimentalnim rezultatima koje je proveo M. E. Mohamed „Experimental Analysis of Reinforced Concrete Panels Penetration Resistance“. Nelinearna trodimenzionalna numerička simulacija eksperimentalnog istraživanja provedena je koristeći Autodyn, koji je najvjerojatnije jedan od najopširnijih kodova koji se bave problemima penetracije. Provedena je usporedba rezultata dobivenih metodom konačnih elemenata s mjerenjima na terenu te se pokazalo vrlo dobro podudaranje rezultata. Cilj rada bio je numerički proučiti otpornost ferocementnih ploča armiranih različitim brojem slojeva armature na otpornost penetraciji, te dobiveni rezultati pokazuju povećanje otpornosti za nekih 30% pri korištenju ferocementa. Rezultati također pokazuju vrlo malo povećanje otpornosti s povećanjem broja slojeva armature.

Riedel i dr. [48] mjere dinamičku čvrstoću betona pri relevantnoj promjeni brzine deformacije i tlaku. Osmišljen je eksperiment direktnog udara s uzdužnim i poprečnim mjernim uređajima za mjerenje deformacija te je eksperiment analiziran hidrokod simulacijom koristeći elasto-plastični model oštećenja betona. Izračuni i prvi rezultati eksperimenta na mostu pokazuju smanjenje brzine valova naprezanja u uzdužnim i poprečnim mjernim točkama. Planirani eksperiment za utvrđivanje brzine vala, brzine čestica i brzine promjene deformacije iz izmjerenih naprezanja je predviđen i potvrđen na temelju simuliranih mjernih točaka. Najvažnije otkriće je pretpostavka i eksperimentalna potvrda kako se vlačna čvrstoća i oštećenje mogu odrediti pri brzinama deformacija od 10^4 s^{-1}.

Hansson [49] obrađuje teoretsku bazu za materijalni model betona za numeričko modeliranje penetracije projektila. Također opisuje eksperimentalne rezultate koji su korišteni za evaluaciju empirijskih jednadžbi za proboj betona i numeričku analizu proboja betona

zaštitnih objekata. Procjena postojećeg empirijskog modela proboja dovela je do zaključka da model nedovoljno dobro predstavlja ponašanje pentratora u skaliranu ojačanu ukopanu betonsku metu. Jedan od modela je poboljšan kako bi se bolje opisalo ponašanje penetratora.

Zhao i Chen [50] provode numeričke simulacije ponašanja armiranobetonskih ploča izloženih djelovanju različitih količina TNT-a. Dobivene rezultate numeričke simulacije uspoređuju s eksperimentalnim rezultatima te utvrđuju relativno dobro podudaranje oštećenja za sve količine eksploziva.

2.4 Numerički softver

Von Neumann i Richtmayer [51] opisuju metodu za numerički proračun hidrodinamičkih udarnih valova. Jednadžbe su izmijenjene uvođenjem dodatnih izraza koji znatno pojednostavljuju proračun ovisan o veličini koraka, što je najčešći slučaj u numeričkim analizama. Dan je set diferencijalnih jednadžbi pogodnih za numerički proračun te uvjeti koje jednadžbe moraju zadovoljavati kako bi se postigla stabilnost proračuna.

Anderson [52] 1987. godine daje pregled teorijske podloge hidrokod softvera odnosno Lagrangove i Eulerove metode proračuna te njihovih prednosti i mana. Sumira pitanje točnosti i stabilnosti proračuna te predstavlja materijalne modele, jednadžbe stanja i moguće modele sloma.

Benson [53] opisuje algoritme koji se trenutno koriste u modernim hidrokod softverima. Hidrokod opisuje kao kod za rješavanje velikih deformacija, problema prolaznih diferencijalnih deformacija koje se događaju u kratkim vremenskim odsječcima. Iako čvrstoća materijala nema veliku ulogu u rješenju, najčešće je uključena te je to dio kojim se hidrokodovi razlikuju od Eulerovog koda za dinamiku plinova.

Collins [54] 2002. godine piše opširniji uvod u hidrokod modeliranje gdje govori općenito o problemima u hidrokod modeliranju, daje plan modeliranja te opisuje temeljne postavke tj. temeljne parametre proračuna: veličinu elemenata, rubne uvjete, vremensku integraciju, točnost i stabilnost.

Pierazzo i Collins [55] simuliraju udar kometa i nastajanje kratera na površini Zemlje. Pobliže gledano procesi kao topljenje/vaporizacija, urušavanje kratera, tipično za planetarne udare se ne mogu reproducirati u laboratoriju te se samo mogu ispitati numeričkim modeliranjem. Dinamika kontinuuma nastanka kratera udarom poprilično je dobro poznata i uključena u numeričke kodove, međutim, odgovor materijala na udare uvjetovan je određenim materijalnim karakteristikama. Točni materijalni modeli presudni su za ispravno modeliranje nastanka kratera te još uvijek predstavljaju veliki problem povezan s numeričkim modeliranjem udara.

Luccioni i drugi [56] opisuju procjenu tlakova i impulsa nastalih djelovanjem eksplozije koristeći hidrokod softver. Uspoređuju numeričke rezultate s rezultatima dobivenim postojećim analitičkim izrazima za različite skalirane udaljenosti i rubne uvjete. Promatraju mogućnost obje metode da uhvate višestruka odbijanja vala eksplozije. Proučena je i mogućnost korištenja modela sitnije podjele mreže elemenata na mjestima više izloženijim djelovanju eksplozije. Na kraju, provedena je analiza djelovanja eksplozije na AMIA (eng. Argentine Israelite Mutual Association) građevinu napadnutu 1994 u Buenos Aires-u, Argentina. Provedena je dinamička analiza na urbanom okruženju koje odgovara stvarnom rasporedu objekata u ulici u kojoj se nalazi promatrani objekt. Prikazani su i uspoređeni rezultati dobiveni za različite pozicije naboja.

Baudini i Serradeill [57] 2010. godine predlažu novu JWL (Jones-Wilkins-Lee) jednadžbu stanja, koristeći manje ograničavajuću pretpostavku Gruneisenovog faktora predložena od stane W. C. Davisa kako bi se prikazalo veliko širenje i približno CJ (Chapman-Jougueti) stanje. JWL jednadžba stanja u različitim oblicima je široko primijenjena zbog visoke razine točnosti u domeni tlaka i vremena.

Miller i dr. [58] prikazuju napretke u modeliranju djelovanja eksplozije koristeći vezani Lagrangeov/Eulerov algoritam. Rezultati dobiveni vezanim Lagrangeovim/Eulerovim algoritmom su uspoređeni sa simulacijama Eulerovog hidrokoda i simulacijama ConWep algoritma (eng. Conventional Weapons Effects). Trenutni standard za modeliranje djelovanja eksplozija u Lagrangianovom softveru ConWep, empirijskom softveru temeljenom na podatcima tlaka zabilježenim na stvarnim događajima. ConWep je limitiran i ne daje uvijek realne rezultate interakcije udarnog vala i konstrukcije koji se odvijaju na terenu. Eulerovi hidrokodovi pružaju prednost pred ConWep-om u toliko što mogu simulirati interakciju

udarne fronte i plohe izložene djelovanju eksplozije s vjernošću uslijed postojanja radnog fluida. Eulerovi kodovi se raspadaju pri velikim vremenskim periodima koji mogu biti zanimljivi pri procjeni stanja konstrukcija. Zbog toga je korišten hibridni pristup koji povezuje Eulerovo modeliranje eksplozija s Lagrangeovom dinamikom.

Doroševas i Vaičiunas [59] 2012. godine istražuju ponašanje armiranobetonske ploče izložene djelovanju impulsnog opterećenja. Rezultati dobiveni analitičkim izračunom teoretskog eksperimenta uspoređeni su s rezultatima numeričke simulacije u Ansys-u. Zaključeno je da razvijena analitička metoda s izabranim prikladnim vremenom trajanja impulsnog opterećenja omogućuje analizu dinamičkog ponašanja armiranobetonske ploče.

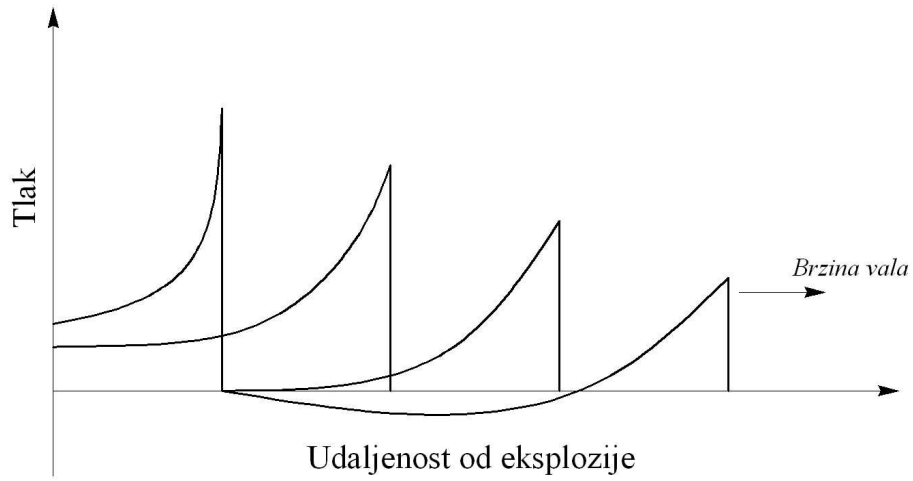
3 EKSPLOZIJE

Eksplozija se može definirati kao pojava brzog otpuštanja velike količine energije. Eksplozije se mogu kategorizirati na temelju svoje prirode kao fizikalni, nuklearni i kemijski događaji. Primjer fizikalne eksplozije je havarija cilindričnog spremnika sa stlačenim plinom, erupcija vulkana ili silovito miješanje dviju tekućina na različitim temperaturama. U nuklearnim eksplozijama otpuštena energija proizlazi iz različitog rasporeda nukleona prilikom preraspodjele protona i neutrona unutar djelujućeg nukleona. Kemijska eksplozija uključuje brzu oksidaciju elemenata goriva (atomi ugljika i vodika) tvoreći eksplozivnu mješavinu. Kisik potreban za reakciju sadržan je unutar tvorevine tako da zrak nije nužan uvjet kako bi došlo do reakcije.

Eksplozivi moraju biti inertni i stabilni kako bi se mogli koristiti, što znači da je eksplozija potaknuta, a ne spontana reakcija. Brzina reakcije (koja je puno veća od gorenja goriva u atmosferi) odrediti će korisnost eksplozivnog materijala za praktičnu uporabu. Većina eksploziva koji se koriste su najčešće kondenzirani, krutine ili tekućine. Kada se izazove reakcija, eksploziv će se raspasti emitirajući toplinu i proizvodeći plin. Brzo širenje plina rezultira stvaranjem šok pritiska u svim krutim materijalima s kojima je eksploziv ili eksplozivni val u kontaktu ako se eksplozija dogodi u mediju kakav je zrak.

Izgaranje je termin kojim se opisuje bilo koja reakcija oksidacije, uključujući one kojima je potreban kisik iz okoline kao i one kojima je kisik sastavni dio. Detonacija je eksplozivna reakcija koja proizvodi udarni val velikog intenziteta. Većina eksploziva se može detonirati ako mu se da dovoljna pobuda. Reakcija je praćena velikim pritiskom i temperaturnim gradijentom na valnoj fronti te je započeta trenutačno. Detonacijski val brzo pretvara kruti ili tekući eksploziv u vrlo topli, gusti, plin pod velikim pritiskom, te se volumen plina, koji je bio eksplozivni materijal, pretvara u izvor jakog eksplozivnog vala. Brzina reakcije, opisana brzinom detonacije, se kreće između 1500 i 9000 ms^{-1}. Samo se oko jedne trećine ukupne kemijske energije oslobodi prilikom detonacije. Preostale dvije trećine se oslobađaju sporije pri eksplozijama u zraku kako se produkti detonacije miješaju s okolnim zrakom i sagorijevaju. Taj proces sagorijevanja ima mali utjecaj na karakteristike vala eksplozije jer je znatno sporiji od detonacije. Učinci eksplozije su u obliku udarnog vala koji se sastoji od

valova velikoga intenziteta koji se šire prema van od izvora eksplozije prema okolnom zraku. Kako se val širi, opada mu snaga, produljuje trajanje i smanjuje brzina.



Slika 3.1 - Opadanje tlaka eksplozije pri povećanju udaljenosti [14]

3.1 Klasifikacija eksploziva

Detonacija jakih eksploziva stvara udarni val, rasprskavanje ili razbijanje materijala, probijanje materijala, proizvodi izdizanje materijala i detonirani u zraku ili pod vodom proizvode zračni ili podvodni tlačni impuls. Slabi eksplozivi se deflagiraju proizvodeći pulsaciju najčešće manje amplitude i dužega trajanja nego jaki eksplozivi. Primjeri su pogonska goriva za ispaljivanje projektila i eksplozivne mješavine kao barut.

Klasifikacija ovih materijala je općenito na temelju njihove osjetljivosti i načina detoniranja. Primarni eksplozivi su oni koji se mogu lako detonirati najobičnijom iskrom, plamenom ili udarcem. Materijali kao mercury fulminate i lead azide su primarni eksplozivi. To su materijali koji se mogu naći u udarnim kapama municije vatrenog oružja. Sekundarni eksplozivi se također mogu detonirati iako malo teže nego primarni. Primjeri su TNT i RDX (ciklonit) između ostalih. U municiji vatrenog oružja, sekundarni eksploziv se koristi kao eksplozivno punjenje čahure.

Trinitrotoluen ($C_7H_5N_3O_6$, 2,4,6-trinitrotoluen, TNT, trotil) je nitrospoj toluena, te najviše primjenjivani vojni eksploziv. To je blijedo-žuta kristalna tvar. Na suncu potamni u narančastu boju. Može se dugo čuvati, a da pri tome ne dođe do promjene karakteristika. Slabo je osjetljiv na udar, pa se njime lako rukuje. Pripada u srednje jake brizantne eksplozive. Zapaljen plamenom na otvorenom prostoru sagorijeva mirnim crveno-žutim plamenom. Upotrebljava se ljevan i prešan, čist ili u smjesi s drugim eksplozivima, kao što su pentrit, heksogen, tetril (tetratol) i amonijev nitrat. Za miniranje i rušenje trotil se preša ili

ljeva u razne oblike koji se nazivaju „trotilski metak“. Može ga se naći u obliku valjka od 75 g, 100 g, 150 g i 200 g, u obliku pravokutnika mase 500 g, te od 25 kg u drvenoj kutiji. Čisti spoj je svijetložute boje, otrovan, zapaljiv i eksplozivan. Gustoća mu je oko 1,654 gcm^{-3}, talište 80,35 °C, a vrelište 295 °C (dolazi do raspada). Energija eksplozije iznosi 4,23 kJg^{-1} pri čemu se ostvaruje detonacijska brzina od 6900 ms^{-1}. Lako se i sigurno tali i lijeva zbog čega se ubrzo nakon otkrića počeo koristiti kao punjenje bombi.

Nitroglicerin je tehnički naziv ester glicerola i dušične kiseline. Dobiva se nitriranjem alkohola glicerola. Poznat je pod starim nazivom nitroglicerin, iako nije nitro-spoj. Kemijska formula na 13 °C glasi: $C_3H_5N_3O_9$ ili $C_3H_5(NO_3)_3$, a na 16 °C: $C_3H_5(ONO_2)_3$. Gustoća mu je na 15 °C: 227,0872 g/mol i 1,599 g/cm^3, a na 13,2 °C 1,1 g/cm^3. Gliceril-trinitrat je teška, slatkasta, uljasta i otrovna tekućina, u čistom stanju bezbojna, krutišta 13 °C. Ne smije se čuvati na temperaturi nižoj od 15 °C, pogotovo kristaliziranog, jer tada postaje vrlo osjetljiv. Zato se čuva na temperaturi od oko 20-25 °C, u tami. Iako ga nije izumio, Alfred Nobel ga je iskoristio za proizvodnju dinamita, stabiliziravši ga miješanjem s infuzorskom zemljom. Dinamit je u povijesti bio vrlo korišteni eksploziv, no zbog visoke osjetljivosti, istisnuli su ga moderniji i stabilniji eksplozivi. Danas ponajviše služi kao lijek kod srčanih stanja (angina pectoris, itd.), te kao plastifikator kod nekih čvrstih goriva. Maksimalna temperatura izgaranja gliceril-trinitrata je oko 4650 °C, a brzina detonacije gotovo 8000 ms^{-1}. Spontani raspad, koji uključuje ispuštanje dušikovih oksida, odvija se iznad temperature od 50 °C.

Eksploziv C4 (kompozicija C-4) je plastični eksploziv žute boje. C4 se sastoji od eksploziva, plastičnog vezivnog materijala, plastifikatora, a obično i markera za obilježavanje, npr. 2,3-dimetil-2,3-dinitrobutana (DMDNB) kako bi se olakšala detekcija eksploziva i identifikacija njegovog izvora. Eksploziv u C4-u je RDX (ciklonit ili ciklotrimetilen trinitramin). On čini oko 91% mase eksploziva C4. Plastifikator je dietilheksil (5,3 %) ili dioktil sebakat, a vezivni materijal je obično poliizobutilen (2,1 %). C4 je jedan od najjačih eksploziva 21. stoljeća, koji nalazi vojnu primjenu. Obično se aktivira elektronskim detonatorima kao što su: sat sa alarmom, akumulator sa žicama i dr.

Korištenje TNT-a kao referentnog eksploziva za određivanje skalirane udaljenosti, *Z,* je univerzalno. Prvi korak u kvantifikaciji eksplozivnog vala od izvora neke druge vrste eksploziva nego TNT je pretvoriti pravu masu naboja u ekvivalentnu masu TNT-a. Najjednostavniji način je množenjem mase eksploziva s faktorom pretvorbe temeljenog na specifičnoj energiji eksploziva i TNT-a (Tabela 3.1).

Tabela 3.1 – Koeficijenti pretvorbe za eksplozive

Eksploziv	Specifična energija mase	TNT ekvivalent
	Q_x (kJ/kg)	Q_x/Q_{TNT}
Mješavina B (60% RDX, 40% TNT)	5190	1,148
RDX (Ciklonit)	5360	1,185
HMX	5680	1,256
Nitroglicerin (tekući)	6700	1,481
TNT	4520	1,000
Eksplozivna želatina (91% nitroglicerin, 7,9% nitroceluloza, 0,9% antracid, 0,2% voda)	4520	1,000
60% Nitroglicerin dinamit	2710	0,600
Semtex	5660	1,250
C4	6057	1,340

3.2 Fragmenti

Pri eksploziji dolazi do nastanka fragmenata koji se raspršuju u prostoru stvarajući dodatnu štetu uz sam tlak eksplozije.

Primarni fragmenti nastaju eksplozijom zatvorenog naboja. Oni su rezultat rasprskavanja spremnika koji je u direktnom kontaktu s eksplozivnim materijalom. Karakteristično za primarne fragmente je vrlo velika početna brzina i veliki broj dijelova relativno malih dimenzija. Za zaštitu od primarnih fragmenata potrebno je ostvariti dovoljnu masu konstrukcije kako bi se spriječilo njihovo puno prodiranje te je potrebno isplanirati elemente konstrukcije tako da ne bi došlo do odbijanja fragmenata unutar zaštićenog prostora.

Sekundarni fragmenti nastaju sudarom udarnog vala s objektima u blizini izvora eksplozije. Pri malim udaljenostima, jačina udarnog opterećenja je jako velika i objekti se mogu slomiti i/ili iskinuti iz temelja. Karakteristika sekundarnih fragmenata je veličina, ali relativno mala brzina. Ti fragmenti mogu uzrokovati jednaku štetu kao i primarni fragmenti, ozljede osoba, oštećenje opreme. Međutim, zaštita od sekundarnih fragmenata je nešto drugačija nego za primarne fragmente. Iako je zaustavljanje prodiranja primarnih fragmenata važno, sekundarni fragmenti predstavljaju drugačiju opasnost zbog svoje veličine i težine.

3.3 Meta

Meta eksplozivnog naboja može biti konstrukcija ili osoba/osobe bilo na otvorenom ili u samoj konstrukciji. Prihvatljive ozljede osoba, oštećenja opreme ili konstrukcije određuju stupanj zaštite. Općenito, oprema i osobe se štite jednako. Međutim, oprema najčešće može odoljeti jačim tlakovima nego osobe, određeni tipovi opreme mogu podnijeti udare

fragmenata dok osobe ne mogu, i na kraju, oprema može podnijeti veća udarna opterećenja jer ih se može izolirati tj. osigurati za konstrukciju.

Osobe i oprema se štite od učinaka eksplozije na sljedeće načine:

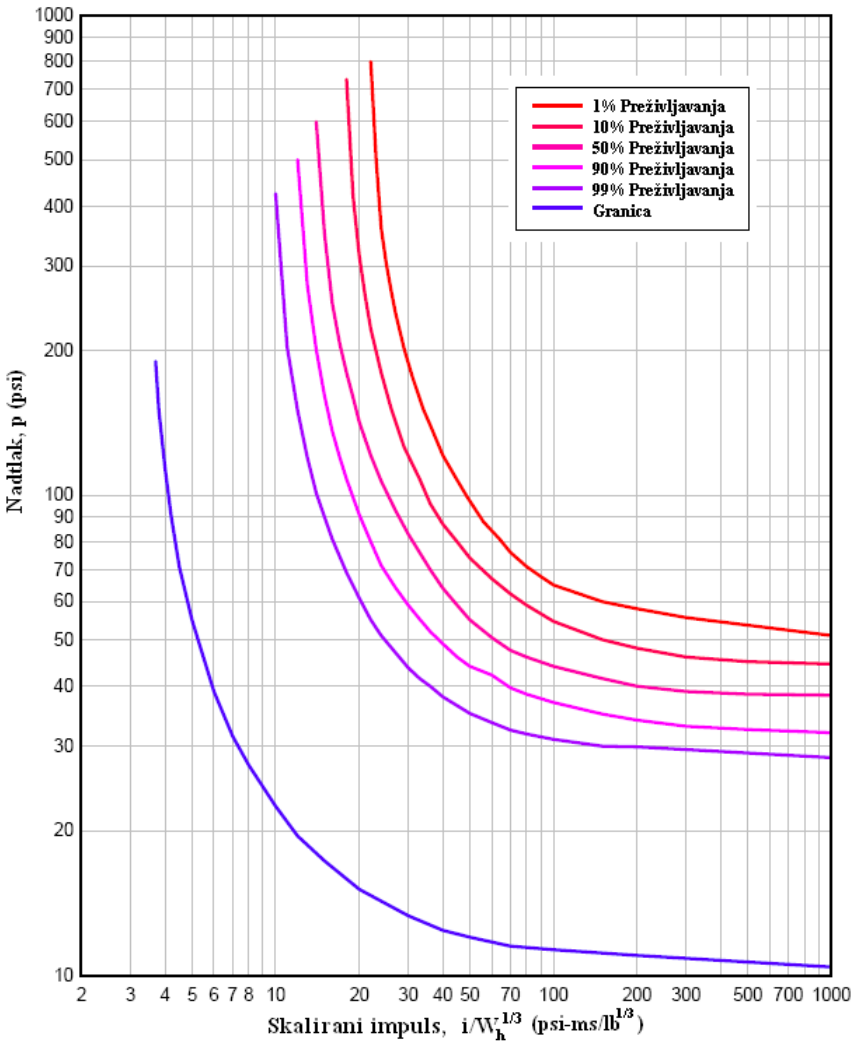
a) dovoljnom udaljenošću između pobude i mete (cilja) kako bi se smanjio intenzitet pobude na prihvatljivu razinu za metu,
b) konstrukcijom koja direktno štiti metu,
c) konstrukcijom koja obuzdava pobudu,
d) kombinacijom navedenih mjera.

3.3.1 Tolerancija osoba

Tolerancija osoba na eksploziju je relativno velika. Međutim, orijentacija osobe (uspravno stajanje, sjedenje, čučanje, okrenutost prema ili bočno u odnosu na val) relativno na valnu frontu kao i oblik valne fronte (brzo ili sporo povećanje, stepenasto opterećenje) značajni su faktori u određivanju stupnja pretrpljenih ozljeda. Ispitivanja su pokazala da tolerancija osoba na eksplozije varira u ovisnosti o jačini udarnog tlaka kao i o trajanju vala. Pokazalo se da je tolerancija na kratkotrajna eksplozivna opterećenja znatno veća od dugotrajnih opterećenja. Ispitivanja pokazuju kako su tkiva koja sadrže kisik u plućima kritični organ pri ozljedama uslijed eksplozija. Otpuštanje mjehurića kisika iz oštećenih plućnih alveola u krvožilni sustav predstavlja najveći broj smrtnih slučajeva (Tabela 3.2 i Slika 3.2).

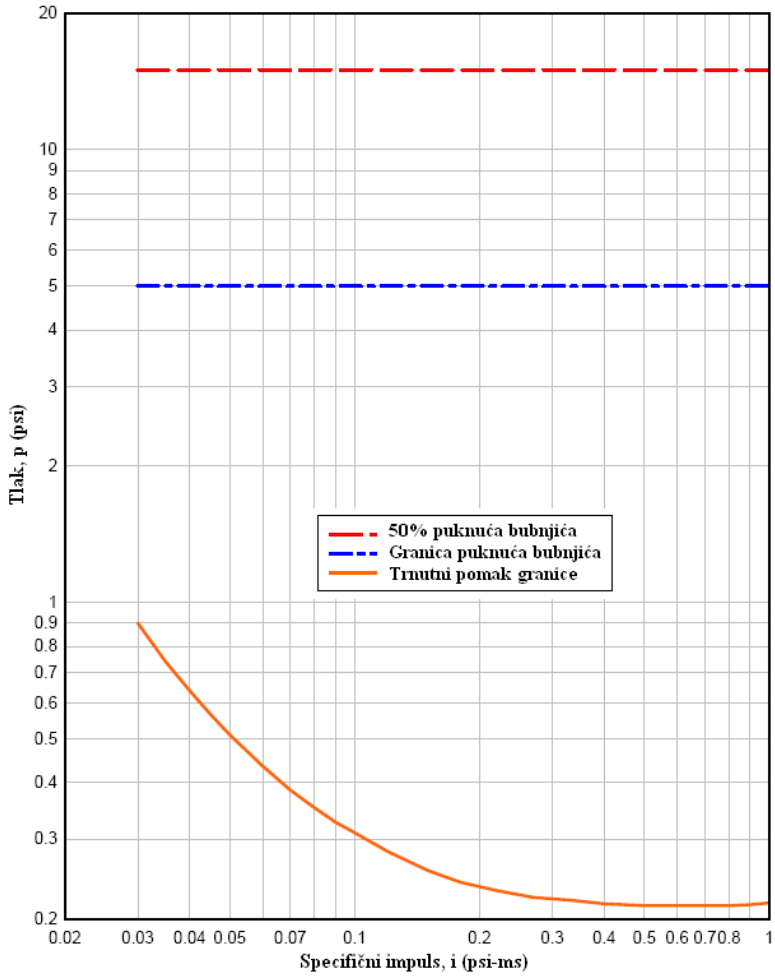
Tabela 3.2 – Utjecaj eksplozije na oštećenje ljudskog organizma

Kritični organ ili događaj	Maksimalni efektivni tlak (kPa)
Puknuće bubnjića	
Granica	35
50 %	105
Oštećenje pluća	
Granica	210-280
50 %	550 i više
Smrtnost	
Granica	690-830
50 %	900-1250
100 %	1380-1750



Slika 3.2 – Krivulje postotka preživljavanja pri oštećenju pluća

Tip tlaka koji će biti maksimalno efektivan ovisi o orijentaciji osobe relativno u odnosu na eksploziju kao i o blizini reflektirajuće podloge te pojavi ubrzanja koje će uzrokovati povećanje tlaka kako eksplozija prolazi kroz otvore. Granica je 210 do 280 kPa refraktiranog tlaka za osobe pri refraktoru (bilo koji položaj), 210 do 280 kPa, ukupnog početnog i dinamičkog tlaka, od toga bi bilo 140 do 175 kPa početnog tlaka i 70 do 105 kPa dinamičkog tlaka za osobe na otvorenom, bilo da stoje ili čuče bočno okrenuti te 210 do 280 kPa početnog tlaka za osobe na otvorenom u čučećem položaju okrenuti eksploziji leđima. Međutim, gornji tlakovi pretpostavljaju da je osoba poduprta i da do ozljeda neće doći uslijed odbacivanja osobe i udara o tvrdu podlogu prilikom pada. U tom slučaju tlakovi koje osobe mogu pretrpjeti su znatno manji od onih koji izazivaju oštećenje bubnjića ili pluća (Slika 3.3).



Slika 3.3 – Oštećenje bubnjića

Potrebno je razmotriti tolerancije osoba na dva tipa udara:

a) ubrzanje ili usporenje tijela izazvano udarom,

b) vibracije tijela kao rezultat vibracija konstrukcije.

Ako subjekt nije povezan s konstrukcijom, on je ranjiv na udar koji je rezultat sudara sa stropovima koji se ruše pod nogama osoba ili odbijanje prilikom kretanja stropova prema gore. Međutim, veća je vjerojatnost od ozljeda prilikom izbacivanja osobe iz ravnoteže uslijed horizontalnog gibanja konstrukcije, što uzrokuje sudare osobe s drugim osobama, opremom, zidovima i dugim površinama. Testovi su pokazali da je sigurna granica brzine gibanja osoba 3 ms^{-1}. Pri 5,5 ms^{-1} postoji 50% vjerojatnosti loma lubanje, a pri 7 ms^{-1} vjerojatnost je gotovo 100%. Ovo se odnosi na sudar s tvrdom, ravnom podlogom za tijela u bilo kojem položaju. Brzina udara od 3 ms^{-1} se smatra prilično sigurnom za osobe s relativno krutim stavom, tako da se mogu tolerirati i veće brzine udara ako je tijelo u fleksibilnijem položaju ili ako je ploština udara veća. Učinak horizontalnog gibanja na stabilnost osoba ovisi o stavu i položaju

tijela, jačini i trajanju ubrzanja. Osobe mogu pretrpjeti horizontalno ubrzanje manje od 0,44 g bez izbacivanja iz ravnoteže.

Tolerancija osoba na udare fragmenata je vrlo mala, međutim, određena zaštita se može pružiti zaštitnim konstrukcijama. Udar primarnih fragmenata se može usporediti s udarom metka. Sekundarni fragmenti mogu izazvati veće ozlijede i pri manjim brzinama zbog svoje veličine i težine. Udar ovih fragmenata već pri brzini od 3 ms^{-1} može izazvati ozbiljne ozlijede (Tabela 3.3).

Tabela 3.3 – Granice teških ozljeda pri udaru fragmenata

Kritični organ	Težina (kg)	Brzina (ms^{-1})	Energija (J)
Trup	>1,13	3	5,4
	0,045	24	13,5
	0,00045	122	3,4
Abdomen i ekstremiteti	>2,72	3	12,2
	0,045	24	12,2
	0,00045	168	6,8
Glava	>3,63	3	16,3
	0,045	31	21,7
	0,00045	137	4,1

3.3.2 Tolerancija opreme

Oštećenje opreme može rezultirati kvarovima koji se mogu podijeliti u dvije klase: trenutačni i trajni. Trenutačni kvarovi, često zvani zatajenja, su karakterizirani trenutnim prestankom normalnog rada, dok su trajni kvarovi povezani sa slomom, što rezultira toliko teškim oštećenjem da opremu više nije moguće koristiti u nekom dužem vremenskom periodu ili uopće. Kapacitet opreme da podnese udar ili vibraciju se naziva „stupanj krhkosti“, a definira se jačinom udara koju oprema može podnijeti, a da i dalje ostane uporabljiva. Stupanj krhkosti za pojedini dio opreme ovisi o čvrstoći opreme (kućišta, komponenata) i prirodi pobude.

Da bi oprema mogla podnijeti udarno ubrzanje u svojoj toleranciji mora biti povezana s konstrukcijom tj. mora ostati povezana s konstrukcijom nakon eksplozije i ne smije se s njom sudariti. U nekim slučajevima postavljaju se sustavi izolacije. Sustavi se sastoje od platforme koja je poduprta oprugama za velike pomake i/ili prigušivačima kada su pomaci mali (Tabela 3.4).

Tabela 3.4 – Vršna ubrzanja za opremu

Oprema	Vršna ubrzanja
Nosači rasvjete	20g do 30g
Teška mašinerija (motori, generatori, transformatori, itd. > 1800 kg)	10g do 30g
Srednje teška mašinerija (pumpe, kondenzatori, AC oprema, 450 kg do 1800 kg)	15g do 45g
Lagana mašinerija (mali motori, < 450 kg)	30g do 70g

3.4 Parametri eksplozije

Prilikom detonacije jakog eksploziva proizvede se topli plin koji može biti pod tlakom od 10 do 30 GPa i temperature između 3000 i 4000 ^{0}C. Zatim se dogodi snažno širenje toga plina koje tjera okolni zrak izvan volumena u kojemu se nalazi. Kao posljedica stvara se sloj komprimiranog zraka ispred plina – udarni val – koji sadrži većinu energije oslobođene eksplozijom. Kako se plin širi dolazi do opadanja tlaka do razine atmosferskog tlaka prilikom kretanja valne fronte eksplozije od njenog izvora. Taj dio se naziva pozitivna faza udarnog vala. Konačno kako se plin nastavlja širiti hladi se i tlak mu opada čak i malo ispod atmosferskog tlaka. Ovo „pre-širenje“ je vezano uz impuls sile čestica plina. Rezultat „pre-širenja“ je suprotan tijek, prema izvoru, pokretan malom razlikom tlakova između atmosfere i tlaka plina. Učinak na udarnu valnu frontu stvaranje je podtlaka (tlak manji od atmosferskog) što predstavlja negativnu fazu udarnog vala. Na kraju se situacija vraća u ravnotežu kako se gibanjem zrak i plin udaljuju od izvora.

Jednadžbe brzine valne fronte eksplozije, U_s, i maksimalnog dinamičkog tlaka, q_s, imaju oblik [1]:

$$U_s = a_0 \sqrt{\frac{6 \cdot p_s + 7 \cdot p_0}{7 \cdot p_0}} \tag{3.1}$$

$$q_s = \frac{5 \cdot p_s^2}{2 \cdot \left(p_s + 7 \cdot p_0\right)} \tag{3.2}$$

gdje su:

p_s vršni statički nadtlak valne fronte,

p_0 tlak okolnog zraka (atmosferski tlak zraka),

a_0 brzina zvuka kroz zrak,

$$a = a_0 \cdot \sqrt{1 + \frac{t}{273}} \qquad a_0 = 331 \text{ m/s}, \tag{3.3}$$

t temperatura zraka.

Brodea (1955.) izvodi jednadžbe za vršni statički nadtlak za blizu (kada je p_s veći od 1 MPa) i za srednje daleko do daleko (kada je p_s između 0,01 MPa i 1 MPa):

$$p_s = \frac{0,67}{Z^3} + 0,1\,\text{MPa} \qquad p_s > 1\,\text{MPa} \tag{3.4}$$

$$p_s = \frac{0,0974}{Z} + \frac{0,1455}{Z^2} + \frac{0,585}{Z^3} - 0,0019\,\text{MPa} \qquad 0,1 < p_s < 1\,\text{MPa} \tag{3.5}$$

gdje su:

Z skalirana udaljenost,

$$Z = \frac{R}{\sqrt[3]{W}}, \tag{3.6}$$

R udaljenost od središta sfernog naboja u metrima,

W masa naboja izražena u kilogramima TNT-a.

Prema Newmark i Hansenu (1961.):

$$p_s = 6784 \cdot \frac{W}{R^3} + 93 \cdot \sqrt{\frac{W}{R^3}} \qquad \text{[bar]}. \tag{3.7}$$

Prema Millsu (1987.):

$$p_s = \frac{0,108}{Z} - \frac{0,114}{Z^2} + \frac{1,772}{Z^3} \qquad \text{[MPa]}. \tag{3.8}$$

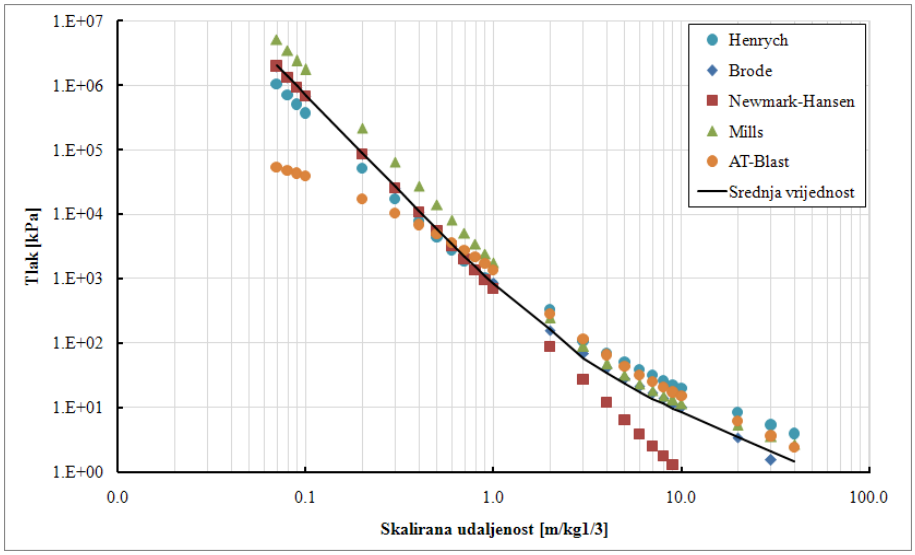
Prema Henrychu:

$$p_s = \frac{1,4072}{Z} + \frac{0,554}{Z^2} - \frac{0,0357}{Z^3} + \frac{0,000625}{Z^4} \qquad za\ 0,1 \le p_s < 0,3\ \text{MPa} \tag{3.9}$$

$$p_s = \frac{0,619}{Z} - \frac{0,0332}{Z^2} + \frac{0,2132}{Z^3} \qquad za\ 0,3 \le p_s < 1,0\ \text{MPa} \tag{3.10}$$

$$p_s = \frac{0,0662}{Z} + \frac{0,405}{Z^2} + \frac{0,3288}{Z^3} \qquad za\ 1,0 \le p_s < 10,0\ \text{MPa} \tag{3.11}$$

Usporedba promjene vršnih tlakova u odnosu na skaliranu udaljenost prema pojedinom autoru dana je na Slika 3.4.

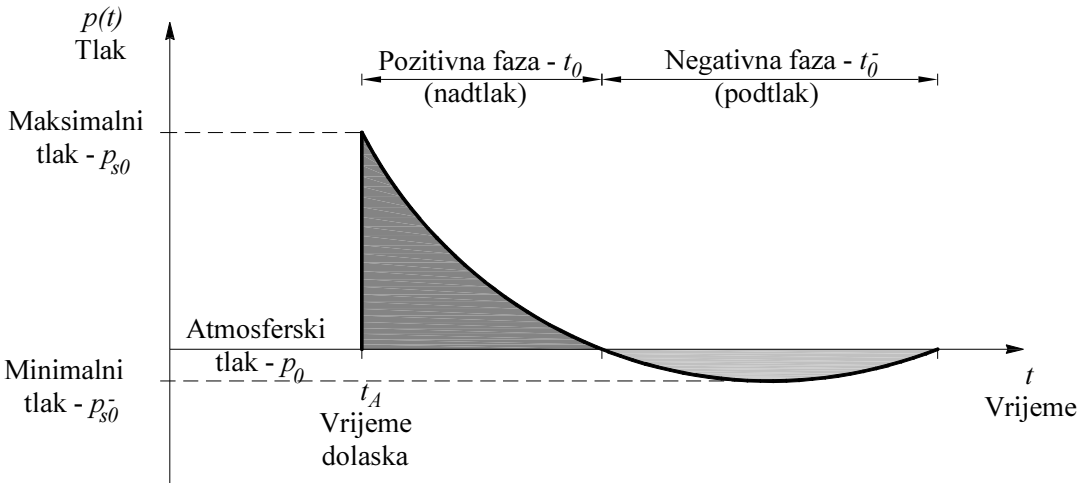


Slika 3.4 – Procijenjene vrijednosti vršnih tlakova prema različitim autorima

Ostali važni parametri vala eksplozije uključuju vrijeme pozitivne faze t_0 (vrijeme za koje je tlak veći od tlaka okolnog zraka) i specifični impuls vala i_s koji je jednak površini ispod krivulje tlak-vrijeme od trenutka nailaska, t_A, do kraja pozitivne faze te je dan izrazom:

$$i_s = \int_{t_A}^{t_A+t_0} p_s(t)dt \,. \tag{3.12}$$

Tipični profil tlaka vala eksplozije u slobodnom zraku dan je na Slika 3.5.



Slika 3.5 – Profil tlaka vala eksplozije

Najveća vrijednost podtlaka (tlaka ispod razine okolnog tlaka zraka) u negativnoj fazi eksplozije označava se s p^-. Brodeovo rješenje za p^- je oblika:

$$p^- = -\frac{0,35}{Z} \quad [\text{bar}] \quad (Z > 1,6) \tag{3.13}$$

Pripadni specifični impuls u ovoj fazi, i_s^-, dan je izrazom:

$$i_s^- \approx i_s \left[1 - \frac{1}{2 \cdot Z} \right]. \tag{3.14}$$

Prilikom analize eksplozije potrebno je poznavati osim navedenih još i sljedeće parametre:

- brzinu valne fronte eksplozije, U_s, izraženu kao:

$$\overline{U} = \frac{U_s}{a_0}, \tag{3.15}$$

- brzinu čestica odmah iza valne fronte, u_s, izraženu kao:

$$\overline{u} = \frac{u_s}{a_0}, \tag{3.16}$$

- parametar oblika valne fronte, b.

4 EKSPLOZIJA KAO OPTEREĆENJE NA KONSTRUKCIJU

4.1 Općenito

Za analizu djelovanja eksplozije na konstrukcije, prema [8], moguće je koristiti sljedeće metode:

a) Empirijske (analitičke) metode,
b) Polu-empirijske metode,
c) Numeričke (eng. first-principle) metode.

Empirijske metode su u biti poveznice s eksperimentalnim podatcima. Većina tih metoda ograničena je obujmom eksperimentalnih podataka koje opisuju. Točnost svih empirijskih metoda opada kako se udaljenost eksplozije smanjuje u odnosu na promatranu metu.

Polu-empirijske metode temelje se na pojednostavljenim modelima fizikalnih procesa. Te metode ovise o obujmu podataka i načinu proučavanja (eng. case study). Njihova točnost je općenito veća nego točnost empirijskih metoda.

Numeričke metode temelje se na matematičkim jednadžbama osnovnih zakona fizike koje opisuju pripadni problem. Ta načela uključuju očuvanje mase, impulsa i energije. Uz to, fizikalno ponašanje materijala se opisuje konstitutivnim odnosima. Ti modeli se najčešće nazivaju računalni modeli dinamike fluida (eng. computational fluid dynamics (CFD) models).

4.2 Empirijsko određivanje parametara eksplozije

Pojednostavljenja u modelima ponašanja materijala i načina interpretacije djelovanja eksplozije, prema [16], dovodi do konzervativnog proračuna konstrukcija. Međutim, nepoznati faktori mogu dovesti do precjenjivanja kapaciteta konstrukcije odupiranju učincima eksplozije. Nepredviđeno refraktiranje udarnih valova, metode izvedbe, kvaliteta konstrukcijskog materijala, itd. razlikuje se za svaku konstrukciju te kako bi se neutralizirale sve te nepoznanice preporučljivo je masu TNT ekvivalenta povećati za 20%. Ta povećana vrijednost težine naboja naziva se efektivna težina naboja.

Razlikuju se tri klase interakcije vala i konstrukcije prilikom eksplozije:

1) Prva klasa je povezana s valom velikog intenziteta: konstrukcija je obavijena i smrskana valom eksplozije. Javljaju se translatorne sile koje nastoje pomaknuti cijelu konstrukciju bočno (sila otpora oblika), ali uslijed veličine i prirode konstrukcije neće doći do pomicanja.
2) Druga klasa je povezana uz val velikoga intenziteta koji djeluje na malu konstrukciju, kao što je npr. automobil. Ovdje će meta također biti obavijena i smrskana valom eksplozije. Postojat će približno jednak nadtlak razbijanja na sve plohe mete, a rezultirajuća translatorna sila će trajati vrlo kratko. Međutim, translatorna sila će uslijed dinamike i/ili sile otpora oblika djelovati dovoljno dugo da izazove pomicanje mete i to pomicanje će uzrokovati veliki dio nastale štete na objektu.
3) Treća klasa je povezana uz djelovanje vala eksplozije nastalog detonacijom relativno malog naboja na relativno veliku konstrukciju. Ovdje je potrebno analizirati zasebno pojedini element konstrukcije budući da je mala vjerojatnost istodobnog opterećivanja svih elemenata konstrukcije, već će oni biti opterećeni u fazama.

4.2.1 Kategorije opterećenja eksplozijom

Opterećenje eksplozijom se može podijeliti u dvije glavne kategorije prema omeđenosti eksplozivnog naboja: omeđene i neomeđene. U Tabela 4.1 dana je podjela kategorija eksplozija u moguće podkategorije.

Tabela 4.1 – Kategorije opterećenja eksplozijom

Omeđenost naboja	Kategorija	Tlačno opterećenje
Neomeđene eksplozije	Eksplozija u slobodnom zraku	Nerefraktirano
	Eksplozija u zraku	Refraktirano
	Eksplozija pri tlu	Refraktirano
Omeđene eksplozije	Potpuna ozraka	Unutarnji impuls Curenje
	Djelomično omeđen	Unutarnji impuls Unutarnji plin Curenje
	Potpuno omeđen	Unutarnji impuls Unutarnji plin

4.2.1.1 Neomeđene eksplozije

Eksplozija u slobodnom zraku uzrokuje val koji se širi od izvora detonacije prema konstrukciji bez ikakvog uvećanja vala.

Eksplozija u zraku je eksplozija koja je smještena na nekoj udaljenosti i visini od konstrukcije pa dolazi do povećanja uslijed odbijanja od tlo, prije kontakta s konstrukcijom. Ovdje postoji ograničenje da su to eksplozije koje se dogode na visini od dva do tri puta visine jednokatne ili dvokatne konstrukcije.

Eksplozija pri tlu je eksplozija koja se dogodi blizu ili na površini tla pa se početni tlak odmah poveća uslijed odbijanja od tlo.

4.2.1.2 Omeđene eksplozije

Ukoliko se eksplozija dogodi unutar konstrukcije, vršni tlakovi povezani s početnom valnom frontom su iznimno velikog intenziteta. Tlakovi se pojačavaju refrakcijom unutar konstrukcije sudarom u plohe konstrukcije, ali uz to ovisno o stupnju omeđenosti, visoka temperatura i akumulacija plinovitih produkata nastalih kemijskim reakcijama pri eksploziji će proizvesti dodatne tlakove i povećanje trajanja opterećenja unutar konstrukcije. Kombinirani učinci tih tlakova mogu prouzročiti rušenje konstrukcije ukoliko konstrukcija nije projektirana da izdrži unutarnje pritiske. Odgovarajuća prozraka smanjuje jakost i trajanje tih tlakova pa je različito djelovanje tlakova u konstrukcijama sa i bez otvora.

4.2.2 Interakcija eksplozije s konstrukcijom

Kako se val širi u zraku, valna fronta obavija konstrukcije koje joj se nalaze na putu te su sve površine pod utjecajem tlaka eksplozije. Jačina i raspodjela opterećenja na konstrukciju proizlazi kao funkcija sljedećih faktora:

a) karakteristika eksploziva, uglavnom ovisi o tipu eksplozivnog materijala, otpuštenoj energiji (manja ili veća detonacija) i masi eksploziva,
b) lokaciji detonacije u odnosu na konstrukciju,
c) jačini i pojačanju tlaka prilikom interakcije s tlom ili samom konstrukcijom.

Vremenski zapis tlaka vala eksplozije najčešće se opisuje kao eksponencijalna funkcija u obliku Friendlanderove jednadžbe [1]:

$$p(t) = p_s \left[1 - \frac{t}{t_0} \right] exp\left\{ -\frac{bt}{t_0} \right\} \tag{4.1}$$

gdje su:

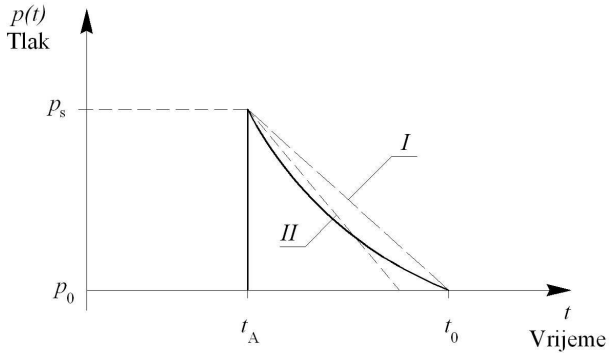
p_s vršni tlak eksplozije,

t_0 trajanje pozitivne faze vala eksplozije,

b parametar oblika vala,

t promatrani trenutak.

Za razne potrebe pojednostavljenja su zadovoljavajuća. Promjena tlaka u vremenu je prikazana na Slika 4.1. Opadanje tlaka se najčešće u proračunu uzima kao linearno smanjenje (Slika 4.1, linija *I*), ali je poželjno očuvati jednaki impuls u idealiziranom valu u odnosu na stvarni profil (ploštine ispod stvarnog i idealiziranog profila su jednake, Slika 4.1, linija *II*).



Slika 4.1 – Idealizacija profila tlak-vrijeme

Kada val eksplozije naiđe na čvrstu prepreku ili objekt koji je gušći od zraka on se odbija i prelama preko njega i ovisno o geometriji i veličini objekta oko njega. Najjednostavniji slučaj je beskonačno veliki kruti zid o koji val udara pod kutom upada 0^0. U tom slučaju, kada val putuje brzinom U_s, on se odbija jer prilikom gibanja dolazi do sudara molekula zraka sa zidom koje se u tom trenutku zaustavljaju te se dalje tlače što izaziva odbijeni nadtlak na zid koji je većega intenziteta nego dolazni nadtlak.

Rankine i Hugenot izveli su jednadžbu za refraktirani nadtlak p_r, pretpostavljajući da se zrak ponaša kao idealni plin sa specifičnim omjerom topline $C_p/C_v=\gamma$:

$$p_r = 2 \cdot p_s + (\gamma + 1) \cdot q_s \,. \tag{4.2}$$

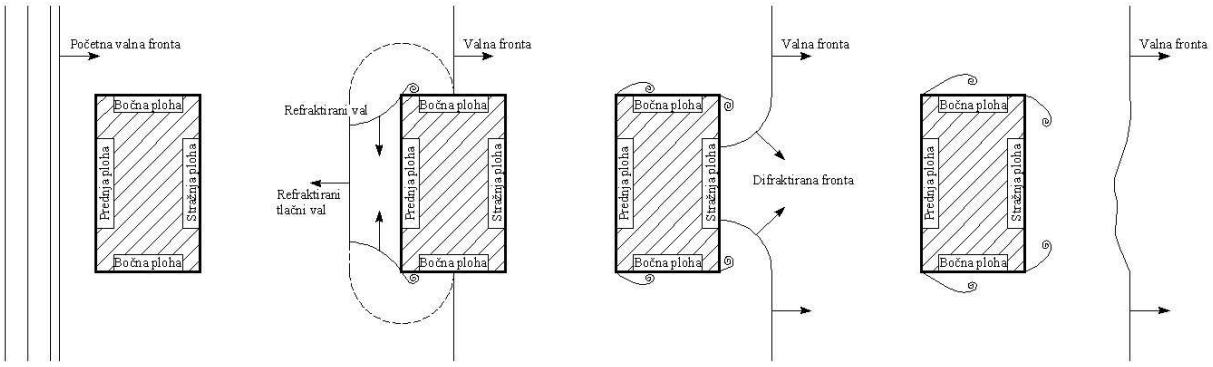
Kada se za zrak uzme da je omjer specifične topline, γ = 1,4 te uvrsti q_s u jednadžbu (4.2) dobije se:

$$p_r = 2 \cdot p_s \left[\frac{7 \cdot p_0 + 4 \cdot p_s}{7 \cdot p_0 + p_s} \right] \tag{4.3}$$

Ako se koeficijent refrakcije C_r definira kao omjer p_r i p_s tada jednadžba daje gornju i donju vrijednost za C_r. Kada je nadtlak, p_s, jako manji od tlaka okolnog zraka (velike udaljenosti, mali naboj) donja vrijednost C_r je 2. Kada je p_s jako veći od tlaka okolnog zraka (manje udaljenosti, veliki naboji) gornja vrijednost C_r je 8. Uslijed raspršenja plina pri malim udaljenostima, mjerenja su pokazala vrijednost C_r do čak 20.

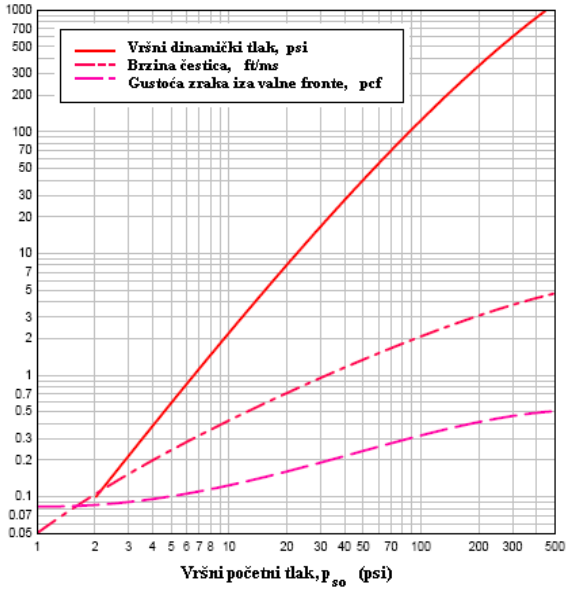
Ako promotrimo nekakvu pravokutnu konstrukciju izloženu eksploziji, Slika 4.2, ona će biti izložena tlakovima na sve svoje plohe. Svaka ploha trpi dvije istodobne komponente

opterećenja. Ogib vala eksplozije oko konstrukcije će obuhvatiti metu i izazvati normalnu silu razbijanja na svaku izloženu plohu. Konstrukcija je gurana prema desno ako je lijeva strana opterećena dok je istovremeno malo gurana prema lijevo kako ogib završava. Sila otpora oblika uzrokuje guranje s lijeve strane konstrukcije što je praćeno usisnom silom na desnoj strani pri prelasku dinamičkog tlaka (vjetar eksplozije) preko i oko konstrukcije.



Slika 4.2 – Prikaz ponašanja vala eksplozije pri prolasku oko konstrukcije [60]

Povećanje tlaka putuje zrakasto iz izvora sa smanjujućom brzinom, U_s, koja je uvijek veća od brzine zvuka u promatranom mediju. Molekule plina iza fronte kreću se manjom brzinom, u. Te brzine čestica su povezane s dinamičkim tlakom, čija se maksimalna vrijednost označava s q_s, ili tlakova vezanih s vjetrom uzrokovanih prolaskom udarnog vala. Kako se udarna fronta širi u sve veći volumen okolnog medija, vršni početni tlak se smanjuje, a trajanje tlaka se povećava.



Slika 4.3 – Promjena dinamičkog tlaka u ovisnosti o vršnom nadtlaku [16]

Valna fronta dolazi do određene lokacije u trenutku t_A, te nakon porasta do maksimalne vrijednost p_{s0}, vršni tlak se smanjuje na vrijednost atmosferskog tlaka u vremenu t_0 što predstavlja pozitivnu fazu. Ovo je praćeno negativnom fazom trajanja t_0^- koja je najčešće znatno dulja od pozitivne faze i karakterizira ju negativan tlak (ispod razine atmosferskog tlaka) s maksimalnom vrijednosti p_{s0}^- kao i obrnuti tijek čestica.

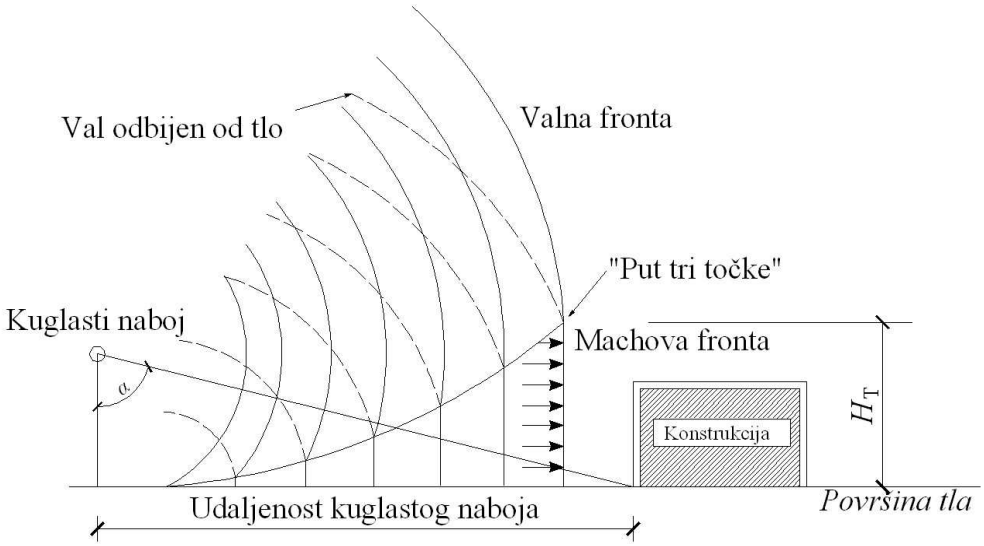
Impuls povezan s udarnim valom je ploština ispod krivulje tlak-vrijeme i označava se s i_s za pozitivnu fazu i i_s^- za negativnu fazu.

Dodatni parametar je valna duljina, nekada potrebna za analizu konstrukcije. Pozitivna valna duljina L_w^+ (L_w^-) je duljina pri danoj udaljenosti od detonacije koja je, u određenom trenutku vremena, podvrgnuta pozitivnom tlaku.

4.2.2.1 Eksplozija u zraku

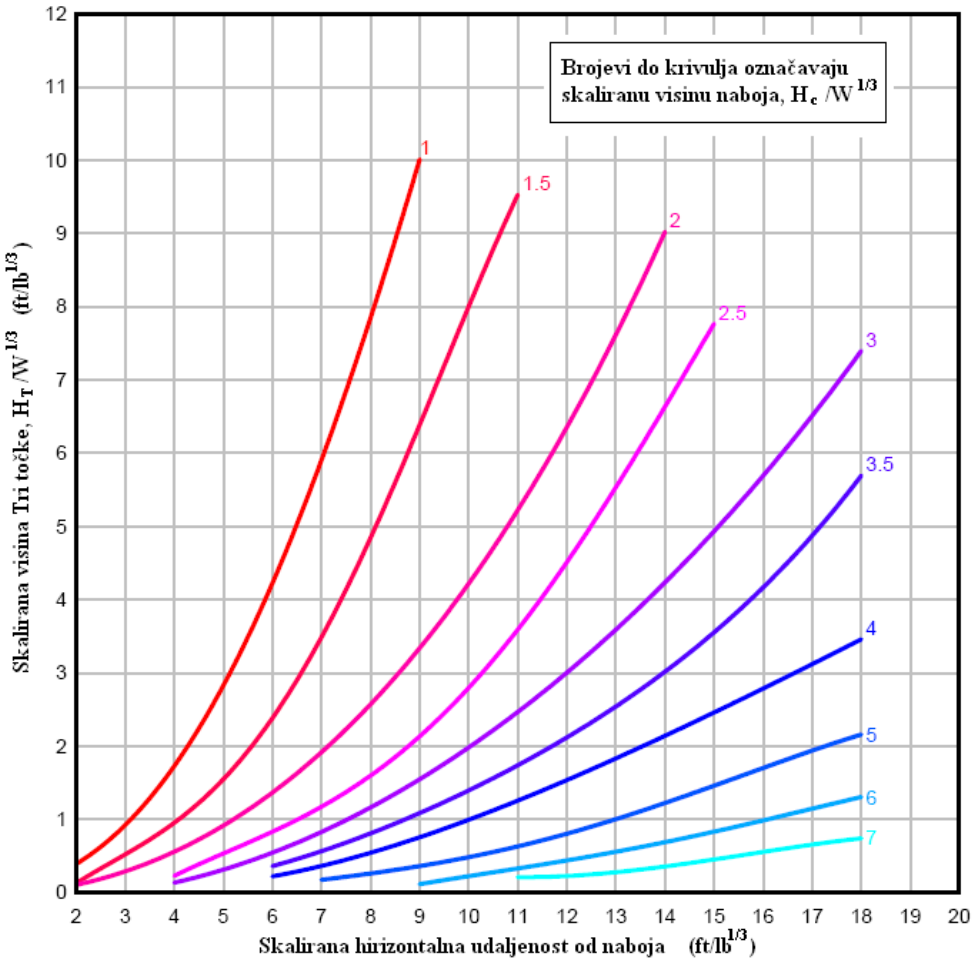
Eksplozija u zraku je fenomen koji nastaje detonacijom eksploziva iznad razine tla na nekoj udaljenosti od konstrukcije tako da se eksplozivni val koji putuje prema konstrukciji odbija od tlo. Kako val dalje putuje duž površine tla, stvara se Machova fronta pri interakciji početnog i odbijenog vala. Odbijeni val je rezultat pojačanja početnoga vala sudarom s tlom.

Po visini Machove fronte javljaju se varijacije u tlaku, ali za proračun se one zanemaruju, te se val promatra kao ravninski val po cijeloj visini fronte (Slika 4.4). Parametri eksplozije se računaju kao za eksploziju na tlu. Dijagrami tlak-vrijeme za Machovu frontu su jednaki kao za početnu frontu samo što su vrijednosti parametara nešto veće.



Slika 4.4 – Eksplozija u zraku

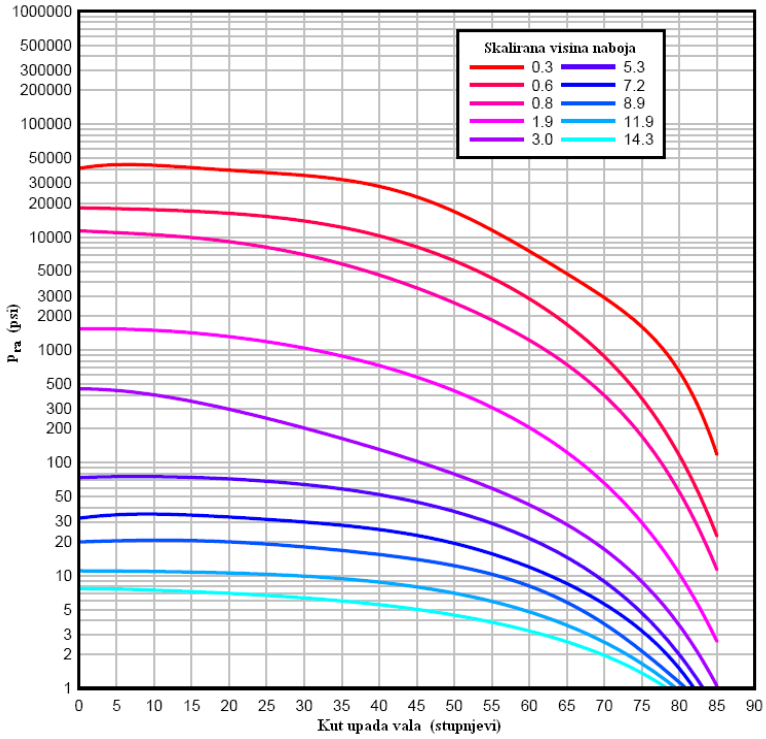
Visina Machove fronte povećava se kako se val giba od središta detonacije. Povećanje visine naziva se put tri točke (eng. the path of the triple point) i nastaje sjecištem početnih, odbijenih i Machovih valova. Smatra se da je konstrukcija pod utjecajem ravninskog vala kada visina tri točke prelazi visinu konstrukcije. Skalirana visina tri točke $H_T/W^{1/3}$ u odnosu na skaliranu udaljenost Z_G i skaliranu visinu naboja $H_c/W^{1/3}$ prikazana je na Slika 4.5.



Slika 4.5 - Skalirana visina tri točke [16]

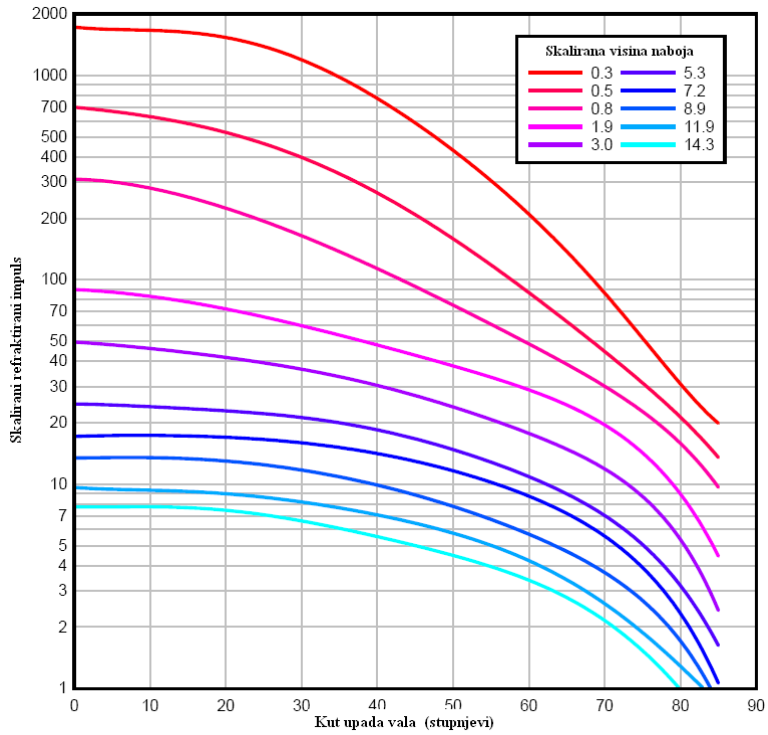
Ako visina tri točke ne prelazi preko visine konstrukcije, tada veličina opterećenja varira ovisno o visini promatrane točke. Veličina tlaka preko tri točke ja manja od tlakova Machove fronte. U većini proračunskih situacija, detonacija će biti dovoljno udaljena od konstrukcije da nema varijacije u tlakovima po visini.

Vršni odbijeni tlak, $p_{r\alpha}$, se određuje pomoću Slika 4.6 koristeći skaliranu visinu naboja iznad tla, $H_c/W^{1/3}$, i kut upada vala, α.



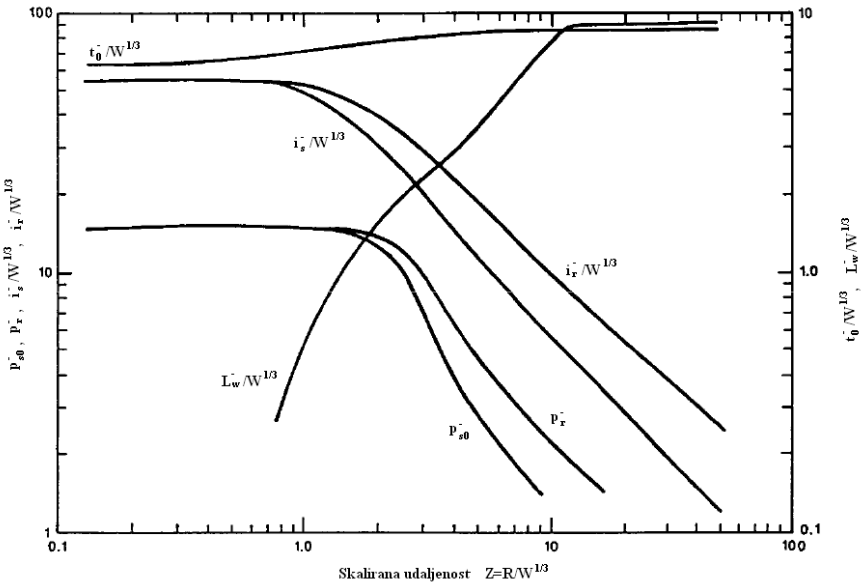
Slika 4.6 – Varijacija odbijenog tlaka kao funkcija kuta upada vala eksplozije [16]

Sličan postupak se primjenjuje za određivanje impulsa, $i_{r\alpha}$, pomoću Slika 4.7.

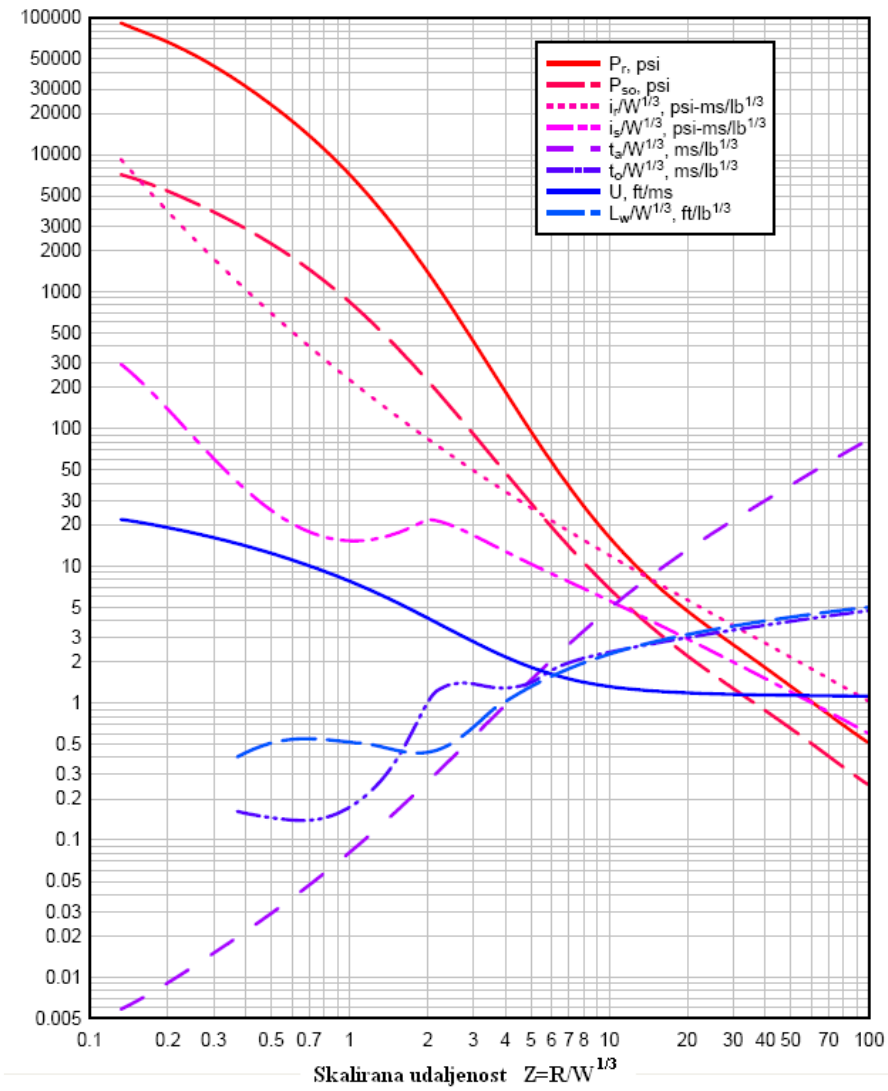


Slika 4.7 – Varijacija odbijenog impulsa u funkciji kuta upada vala eksplozije [16]

Drugi parametri eksplozije se mogu odrediti koristeći Slika 4.8 i Slika 4.9.



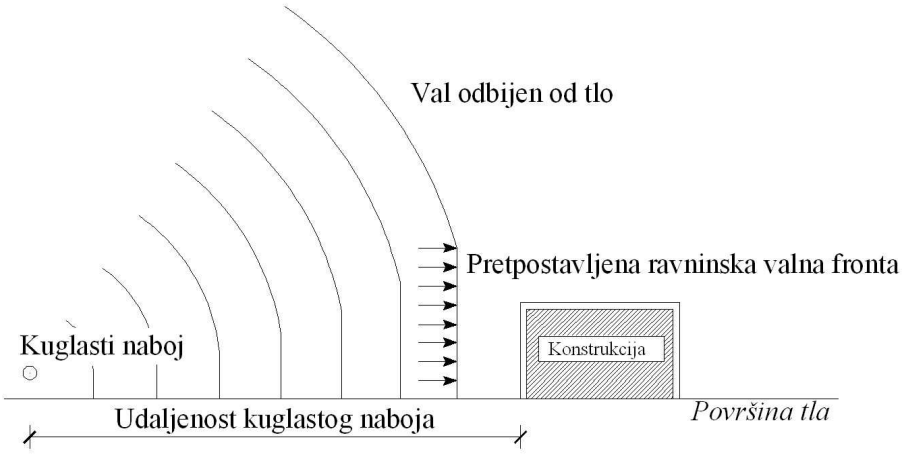
Slika 4.8 – Parametri negativne faze vala eksplozije u zraku [16]



Slika 4.9 - Parametri pozitivne faze vala eksplozije u zraku [16]

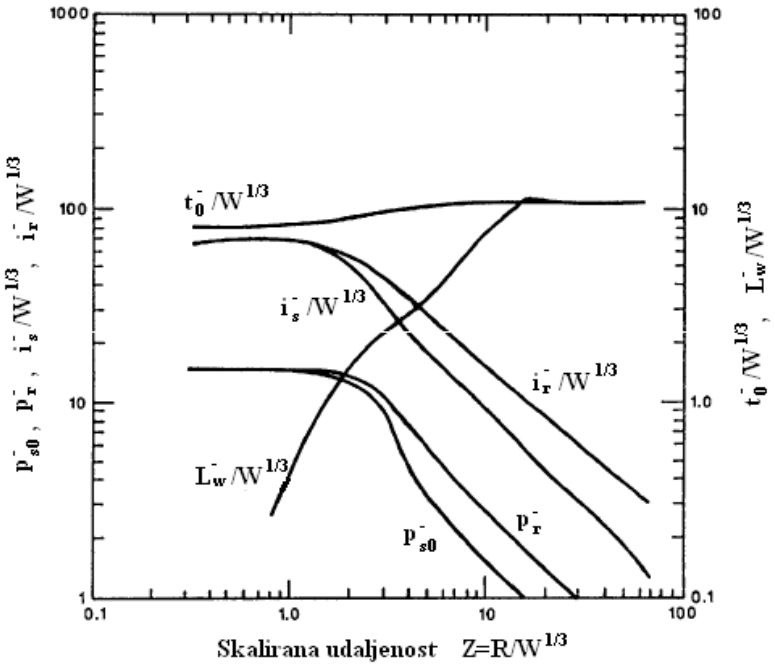
4.2.2.2 Eksplozije pri tlu

Za naboj smješten vrlo blizu tla ili na tlu, prema [11], smatra se kako daje eksploziju pri tlu. Početni val eksplozije je odbijen i pojačan sudarom s tlom te nastaje odbijeni val. Za razliku od eksplozije u zraku, odbijeni val se spaja s početnim valom u točki detonacije i oni tvore jedan val, slične prirode Machovim valovima eksplozije u zraku sfernog naboja (Slika 4.10).

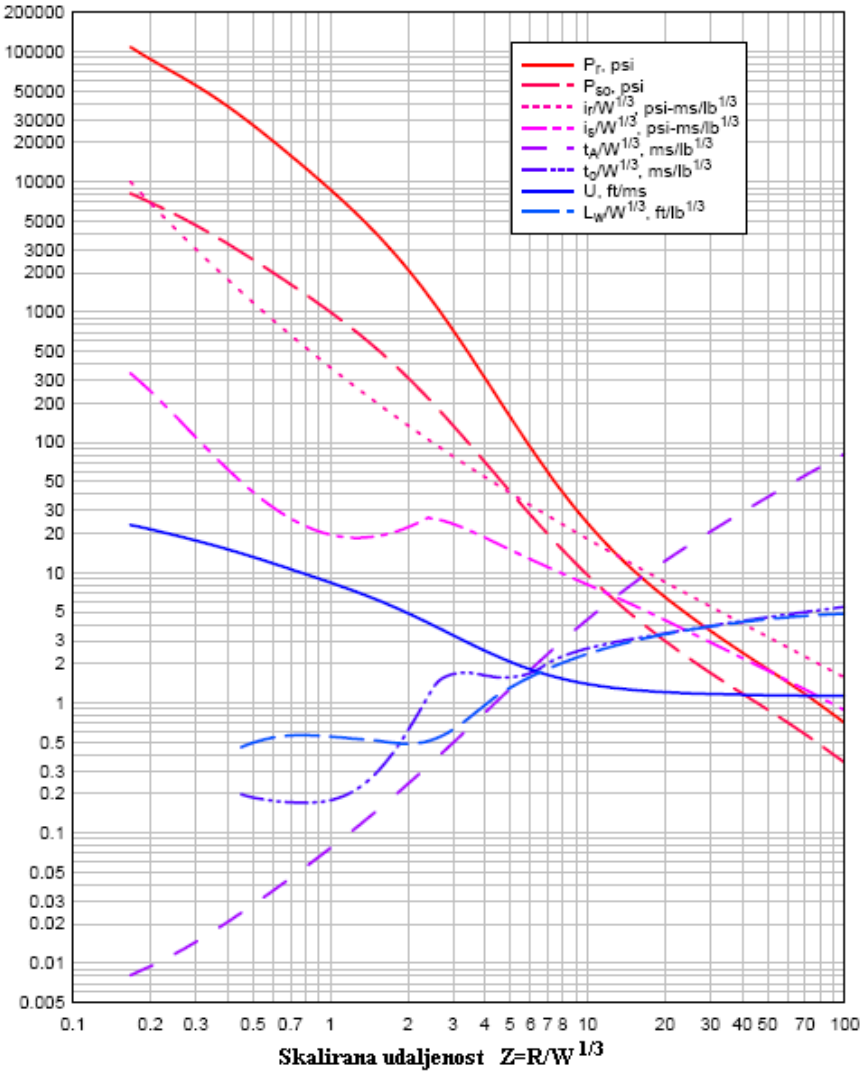


Slika 4.10 – Eksplozija pri tlu

Za eksploziju pri tlu, opterećenje koje djeluje na konstrukciju se računa kao za eksploziju u zraku osim što se parametri teoretske negativne faze određuju prema Slika 4.11, a početni tlak i drugi parametri pozitivne faze prema Slika 4.12.



Slika 4.11 – Parametri negativne faze eksplozivnog vala pri tlu [16]



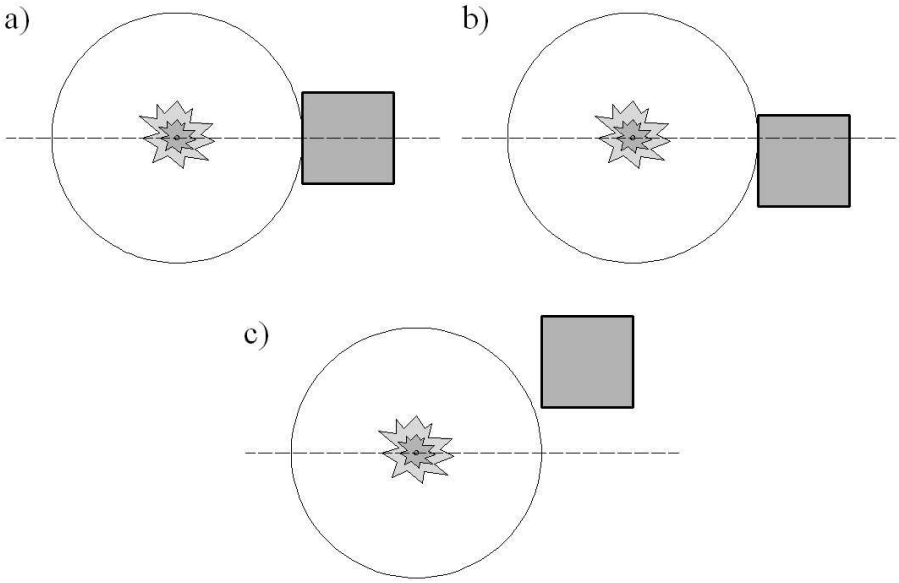
Slika 4.12 – Parametri pozitivne faze vala eksplozije pri tlu [16]

4.2.3 Ekscentrično djelovanje eksplozije

Procjena opterećenja na konstrukciju koja je orijentirana pod određenim kutom u odnosu na eksploziju je komplicirana zbog poteškoća pri određivanju djelujućeg impulsa na pojedini dio konstrukcije. Ovisno o kutu konstrukcije u odnosu na eksploziju i trajanju vala eksplozije u odnosu na veličinu konstrukcije, učinci vala eksplozije se mogu dosta razlikovat, pa tako dobivamo i drugačija ponašanja jedne konstrukcije.

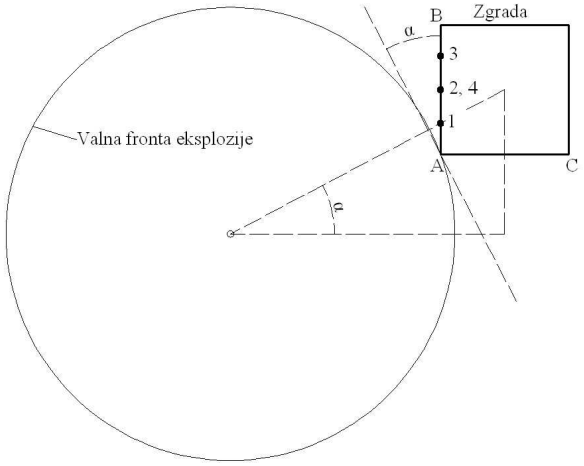
Kada val eksplozije velikoga radijusa i gotovo ravninske valne fronte udari izravno i simetrično o konstrukciju, stvaraju se odbijeni valovi na prednjoj plohi konstrukcije (Slika 4.13a). Na slobodnim rubovima i stranama konstrukcije, gdje je protok vala neprekinut, dolazi do nastanka opterećenja povezanog s ulaznim tlakom. Kao posljedica toga, a imajući u

vidu da se tlak smanjuje s vremenom, postoji kratko razdoblje gdje se javlja tijek iz područja visokog tlaka na opterećenoj plohi prema području niskog tlaka na stranama i vrhu konstrukcije. Ti valovi napreduju okomito prema unutra od slobodnih rubova prema središtu plohe konstrukcije, smanjujući odbijeni tlak kako prelaze preko plohe. To se naziva normalnim čišćenjem (eng. normal clearing).



Slika 4.13 – Slika (a) normalno čišćenje, (b) ekscentrično čišćenje, (c) koso čišćenje [13]

Ako je konstrukcija postavljena nesimetrično na dolazak vala, ali postoji točka na konstrukciji koja je još uvijek okomita na eksplozivni naboj (Slika 4.13b), proces se može opisati kao ekscentrično čišćenje (eng. eccentric clearing). Prethodno opisane metode još uvijek pružaju razumnu procjenu opterećenja jer se širenje valova još uvijek odvija gotovo istodobno i poprečno na plohu u otprilike jednakom vremenu. Situacija prikazana na Slika 4.13c gdje je svaka ploha konstrukcije pod određenim kutom u odnosu na dolazni val eksplozije se naziva koso čišćenje (eng. oblique clearing).



Slika 4.14 – Koso opterećenje [13]

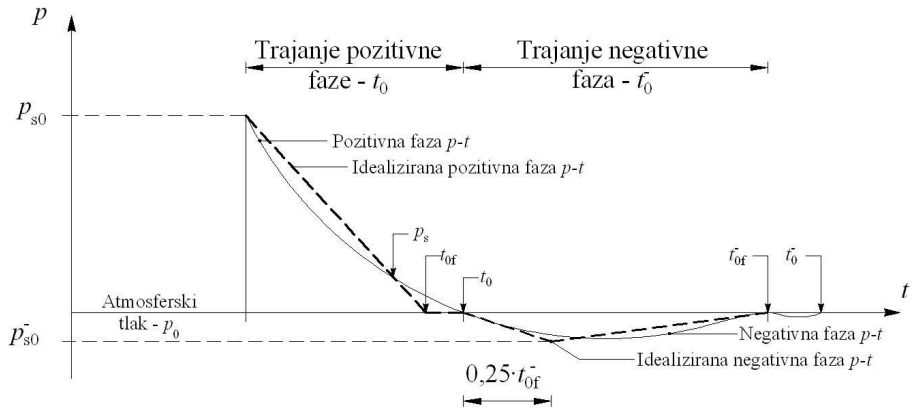
Sa Slika 4.14, prema [13], se može vidjeti kako u slučaju kosog čišćenja postoji znatna vremenska razlika između dolaznog vala na prednji i stražnji rub konstrukcije te ovisno o kutu kosine, može postojati znatan tijek preko promatrane plohe s prednjeg prema stražnjem rubu. To može imati veliki utjecaj na širenje valova.

4.2.4 Tlakovi na plohe konstrukcije

Sile koje djeluju na konstrukciju povezane s valom eksplozije ovise o vršnom tlaku i impulsu početnog i dinamičkog tlaka. Za bilo koje područje tlaka postoje čestice vjetra povezane s valom eksplozije koje uzrokuju dinamički tlak na konstrukcije.

Za tipične uvjete, određena je standardna veza između vršnog nadtlaka, p_{s0}, vršnog dinamičkog tlaka, q_0, brzine čestica, u, i gustoće zraka iza valne fronte, ρ. Jačina dinamičkog tlaka, brzina čestica i gustoća zraka je samo u funkciji vršnog početnog tlaka i neovisna je o veličini eksploziva. Od tri parametra, dinamički tlak je najvažniji za određivanje opterećenja na konstrukciju.

Za proračun je potrebno odrediti varijaciju ili smanjenje početnog i dinamičkog tlaka u vremenu jer učinci na konstrukciju ovise o profilu opterećenja kao i o vršnoj vrijednosti. Oblik početnog vala eksplozije (Slika 4.15) karakterizira nagli porast tlaka do vršne vrijednosti, zatim period smanjenja do atmosferskog tlaka (pozitivna faza) i period u kojem tlak pada ispod razine atmosferskog (negativna faza).



Slika 4.15 – Promjena tlaka u vremenu

Brzina smanjenja početnog i dinamičkog tlaka, nakon prolaska valne fronte je u funkciji vršnog tlaka (negativne i pozitivne faze) te jačine detonacije. Za proračunske svrhe, stvarno smanjenje početnog tlaka može se pretpostaviti trokutnim tlačnim impulsom. Stvarno trajanje pozitivne faze zamjenjuje se fiktivnim trajanjem koje se izražava kao funkcija ukupnog pozitivnog impulsa i vršnog tlaka:

$$t_{\mathrm{of}} = \frac{2 \cdot i}{p}. \tag{4.4}$$

Gornji izraz se može koristiti kako za početni tako i za odbijeni tlak, međutim, tada se uzimaju vrijednosti impulsa za odbijeni tlak i vršna vrijednost odbijenog tlaka.

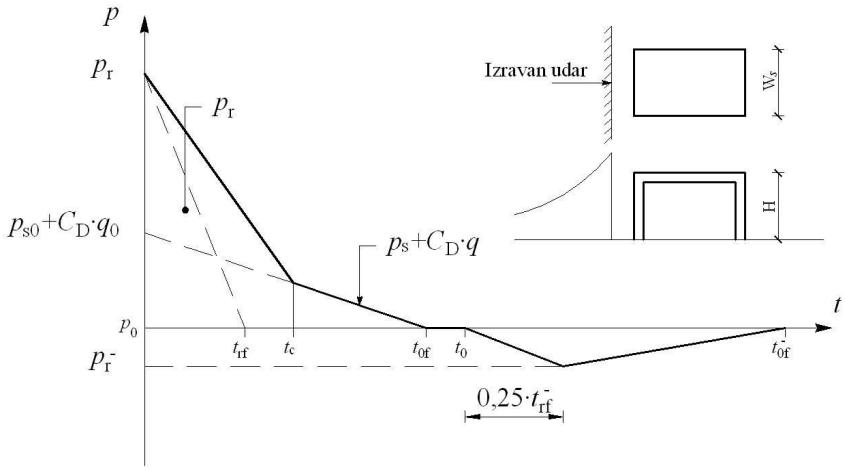
Za određivanje vrijednosti negativne faze primjenjuje se sličan postupak.

$$t_{\mathrm{of}}^- = \frac{2 \cdot i^-}{p^-}. \tag{4.5}$$

Kako je fiktivno trajanje pozitivne faze manje nego stvarno trajanje, stvara se razlika između fiktivne pozitivne faze i početka negativne faze. Tu razliku, prikazanu na Slika 4.15, treba zadržati u analizi zbog zadržavanja redoslijeda različitih faza opterećivanja.

4.2.4.1 Tlak na prednju plohu konstrukcije

Za pravokutne konstrukcije iznad tla u području niskog tlaka, varijacija tlaka u vremenu na plohu okrenutu detonaciji (prednja ploha) kada je stranica paralelna s valnom frontom eksplozije (normalna refrakcija) je prikazana na Slika 4.16.



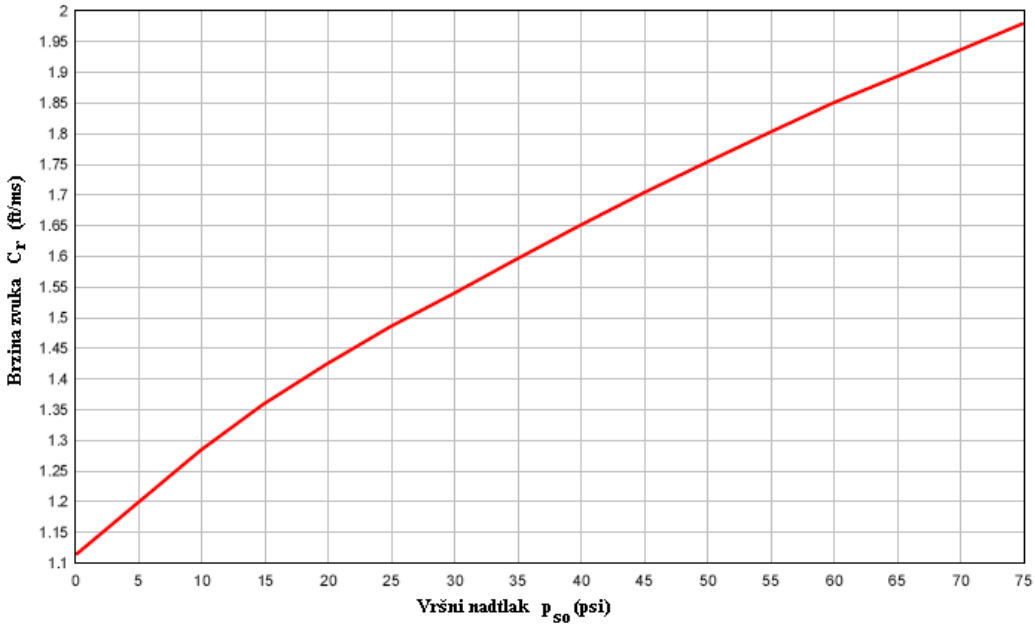
Slika 4.16 – Opterećenje na prednju plohu konstrukcije

Vršni tlak na prednju plohu konstrukcije u vremenu t_A, vremenu nailaska eksplozije, biti će vršni odbijeni nadtlak p_r, koji je u funkciji početnog tlaka (Slika 4.12). Taj tlak će zatim opadati u vremenskom intervalu (t'-t_A) uslijed prolaska vala preko i oko konstrukcije te je on manji od p_r (vršni nadtlak preko i oko konstrukcije će biti p_s). Opadanje nadtlaka na prednjoj plohi konstrukcije nastavlja se dok se tlak ne izjednači s tlakom okolnog zraka. Vrijeme „čišćenja“ (prolaska), t_c, potrebno da se odbijeni tlak spusti na razinu početnoga tlaka može se izraziti kao:

$$t_c = \frac{4 \cdot S}{(1+R) \cdot C_r} \tag{4.6}$$

gdje su:

- S duljina „čišćenja“, koja je jednaka većoj vrijednosti od visine konstrukcije, H ili pola širine konstrukcije, $W/2$ (Slika 4.16),
- R omjer S/G, gdje je G manja vrijednost od visine konstrukcije, H, ili pola širine konstrukcije, $W/2$,
- C_r brzina zvuka u refraktiranom području (Slika 4.17).



Slika 4.17 - Brzina zvuka u refraktiranom području [16]

Tlak koji djeluje na prednju plohu nakon vremena t_c je algebarska suma početnog tlaka p_s i tlaka ovisnog o otporu oblika, $C_D \cdot q$:

$$p = p_s + C_D \cdot q \,. \tag{4.7}$$

Promjena tlaka u vremenu ima oblik:

$$p_s = p_{s0}\left(1 - \frac{t}{t_0}\right)e^{-t/t_0} \quad \text{za} \quad p_{s0} < 0,69\,\text{bar} \tag{4.8}$$

$$q = q_0\left(1 - \frac{t}{t_{0d}}\right)e^{-2t/t_{0d}} \quad \text{za} \quad p_{d0} < 0,69\,\text{bar} \tag{4.9}$$

gdje su:

p_s vršni nadtlak,

q vršni dinamički nadtlak,

t_0 trajanje pozitivne faze (nadtlaka),

t_{0d} trajanje pozitivne faze (dinamičkog nadtlaka).

Koeficijent otpora oblika C_D daje vezu između dinamičkog tlaka i ukupnog translatornog tlaka u smjeru vjetra izazvanog dinamičkim tlakom i varira s Machovim brojem (ili Reynoldsovim brojem u području niskog tlaka) te ovisno o geometriji konstrukcije. Najčešće se uzima jednak 1,0 ili veći za prednju plohu konstrukcije, dok se za bočne, stražnju te krovnu plohu uzima manji od 1,0.

Tabela 4.2 – Vrijednosti koeficijenata otpora oblika

Opterećena ploha	Vrijednost koeficijenta C_D
Prednja ploha konstrukcije	0,8 ÷ 1,6
Stražnja ploha konstrukcije	0,25 ÷ 0,5
Bočna ploha i krov konstrukcije (ovisi o tlaku, kN/m^2)	
od 0 do 172	-0,4
od 172 do 345	-0,3
od 345 do 896	-0,2

Možemo ga i izračunati pomoću jednadžbe:

$$C_D = \frac{energija\ otpora\ oblika}{kinetička\ energija} = \frac{2 \cdot p_d}{\rho \cdot u^2}; \tag{4.10}$$

gdje su:

p_d dinamički tlak,

u brzina čestica.

ρ gustoća:

$$\rho = \frac{p_a}{R \cdot T} \tag{4.11}$$

u kojoj su:

p_a tlak,

R plinska konstanta (287 Jkg^{-1}K^{-1}),

T temperatura.

U području visokih tlakova, gornji postupak može dati fiktivnu krivulju tlak-vrijeme zbog ekstremno kratkog trajanja impulsa. Zbog toga je potrebno provjeriti točnost konstruirane krivulje. Usporedba se vrši konstruiranjem druge krivulje (crtkani trokut na Slika 4.16) koristeći ukupni odbijeni impuls tlaka i_r sa Slika 4.12 za normalno odbijenu valnu frontu (Slika 4.16). Fiktivno trajanje, t_{rf}, odbijene valne fronte računa se prema izrazu:

$$t_{rf} = \frac{2 \cdot i_r}{P_r} \tag{4.12}$$

gdje je p_r vršni odbijeni tlak (Slika 4.12). Krivulja koja daje manje vrijednosti impulsa (ploština ispod krivulje) koristi se u proračunu opterećenja.

Najčešće se koristi samo pozitivna faza krivulje tlak-vrijeme jer negativna faza rijetko ima utjecaja na proračun, ali je za određivanje ukupnog odgovora konstrukcije potrebno uzeti u obzir i negativnu fazu.

Ako je trajanje pozitivne faze eksplozije kraće od vremena ogiba oko konstrukcije, konstrukcija je opterećena po fazama. Konstrukcija opterećena po fazama izložena je tlaku

eksplozije ili na prednju plohu ili na bočne plohe ili na stražnju plohu, ali ne na sve u istom trenutku.

Uzimajući u obzir učinke statičkog nadtlaka na konstrukciju, razlikuju se tri tipa konstrukcije:

a) bez translatornog tlaka (duga pozitivna faza u odnosu na vrijeme ogiba),
b) translatorni tlak uslijed razlike između nadtlaka na prednjoj i stražnjoj plohi (trajanje pozitivne faze približno jednako ili veće od vremena ogiba),
c) translatorni tlak uslijed lokalnog nadtlaka (trajanje pozitivne faze kraće u odnosu na vrijeme ogiba).

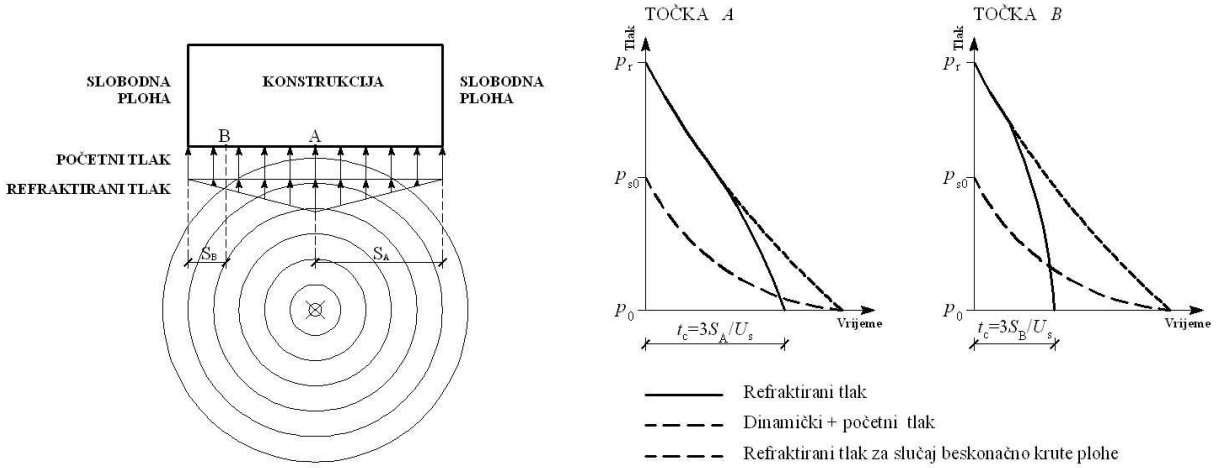
Uzimajući u obzir učinke statičkog nadtlaka i dinamičkog tlaka, mete se mogu podijeliti u tri kategorije:

a) mete otpora oblika: djeluje translatorni dinamički tlak, drobljenje statičkim nadtlakom (duga pozitivna faza u odnosu na vrijeme ogiba),
b) difrakcijska meta: djeluju translatorni tlakovi uslijed dinamičkog i statičkog nadtlaka (trajanje pozitivne faze približno jednako ili dulje od vremena ogiba),
c) meta opterećena po fazama (Slika 4.19): translatorni tlak uslijed dinamičkog tlaka i statičkog nadtlaka, ali samo lokalno (trajanje pozitivne faze je dosta manje od vremena ogiba).

Brzina vala U_s je potrebna kako bi se odredilo vrijeme ogiba vala eksplozije oko konstrukcije. Prema tome se određuje kategorija mete.

Vrijeme ogiba (Slika 4.18):

$$t_c = \frac{3 \cdot S}{U_s}. \tag{4.13}$$

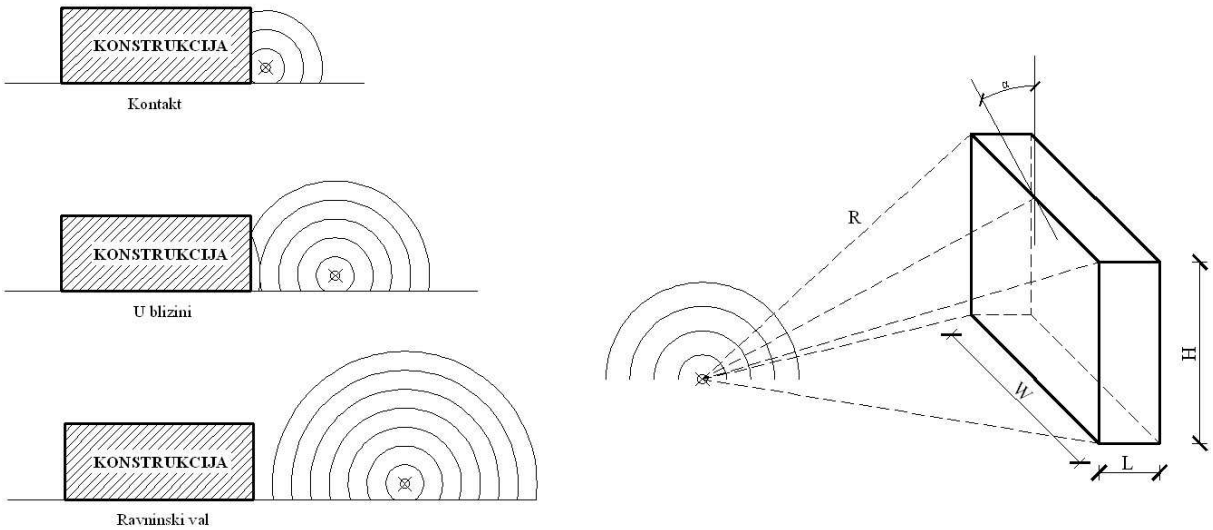


Slika 4.18 – Vrijeme ogiba („čišćenja“) eksplozije oko konstrukcije

Postupak proračuna:

1) Određuje se vrijednost odbijenog tlaka za svaku poziciju na prednjoj plohi konstrukcije za svaku vrijednost R i α,
2) Određuje se prosječni nadtlak na plohu koji se množi površinom plohe i dijeli brojem nosivih elemenata kako bi se dobila vrijednost F_m, prosječna sila na nosivi element,
3) Određuje se prosječni impuls, i, koristeći t_d za promatranu udaljenost i profil tlak-vrijeme.

Tip opterećenja eksplozijom koju konstrukcija mora podnijeti ovisi o proračunskoj opasnosti i tipu konstrukcije. Kada se eksploziv detonira blizu konstrukcije on uzrokuje visoko impulsni, jaki tlak u lokaliziranom području konstrukcije.

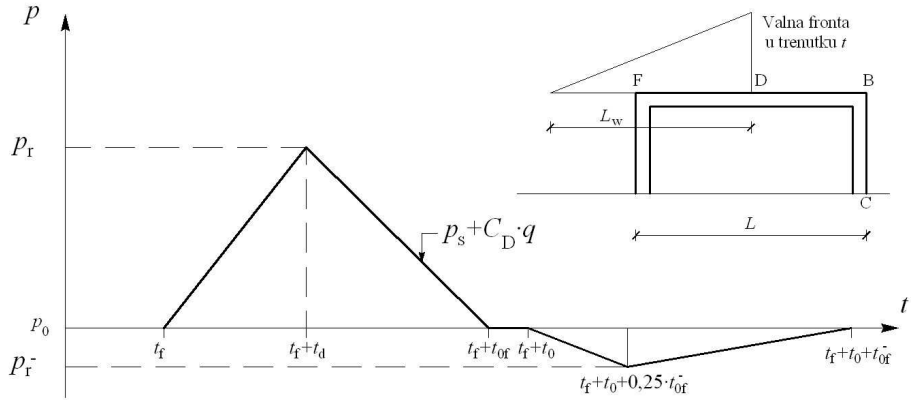


Slika 4.19 – Udaljenost, R, i kut upada, α, za opterećenje na prednju plohu [17]

4.2.4.2 Tlak na krovnu i bočne plohe konstrukcije

Kako val obuhvaća konstrukciju tako dolazi do pojave tlaka na krovnoj i bočnim plohama konstrukcije koji je jednak početnom tlaku u danom trenutku smanjenom za negativni tlak uslijed otpora oblika konstrukcije. Dio površine konstrukcije koji je opterećen u određenom trenutku ovisi o jačini početnog tlaka valne fronte, lokaciji valne fronte i valnoj duljini pozitivne i negativne faze.

Kako bi se točno odredilo ukupno opterećenje na plohu, potrebno je primijeniti postupak analize korak po korak. Ta analiza uključuje određivanje tlakova u različitim točkama (Slika 4.20) u različitim vremenskim trenucima kako bi se odredio ekvivalentni jednoliki tlak u funkciji vremena koji djeluje na rasponu L.



Slika 4.20 – Opterećenje na krovnu i bočne plohe konstrukcije

Kako val obuhvaća krovnu plohu, vršna vrijednost početnog tlaka se smanjuje, a valna duljina se povećava. Kako je prikazano na Slika 4.20, ekvivalentni jednoliki tlak se povećava linearno od trenutka t_f, kada val dođe do početka elementa (točka F) do vremena t_d, kada je dostignuta vršna vrijednost (točka D). Ekvivalentni jednoliki tlak se zatim smanjuje do vrijednosti nula (točka B).

Koeficijent opterećenja, C_E, vrijeme povećanja i trajanje ekvivalentnog jednolikog tlaka se određuju sa Slika 4.21 i Slika 4.22 kao funkcija omjera valne duljine i raspona, L_{wf}/L.

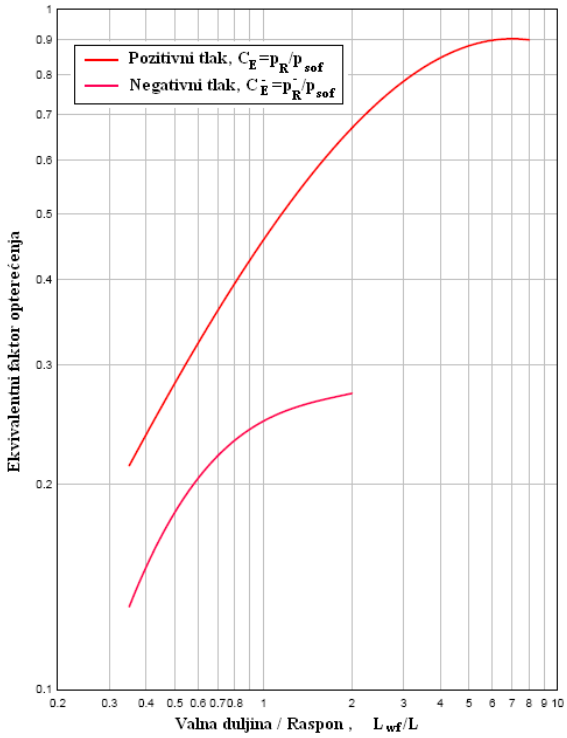
Vršna vrijednost tlaka koji djeluje na krov, p_R, je suma doprinosa ekvivalentnog jednolikog tlaka i tlaka otpora oblika:

$$p_R = C_E \cdot p_{sof} + C_D \cdot q_0 \tag{4.14}$$

gdje su:

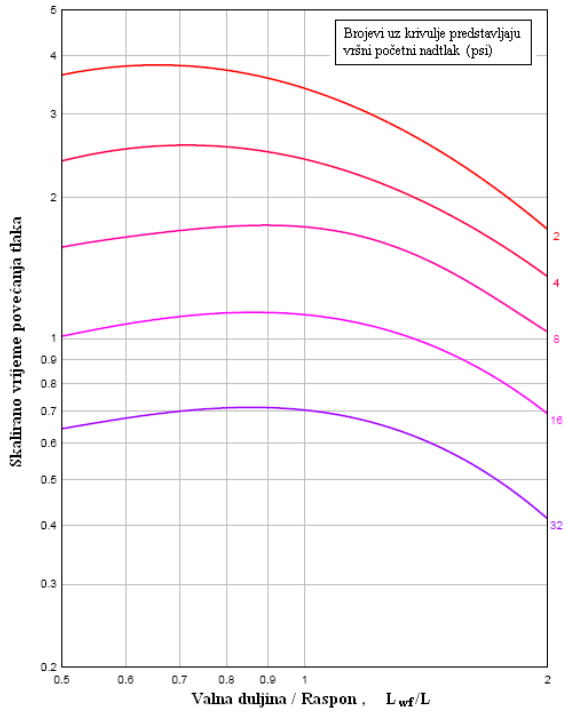
p_{sof} početni tlak u točki F,

q_0 dinamički tlak koji odgovara $C_E \cdot p_{sof}$.

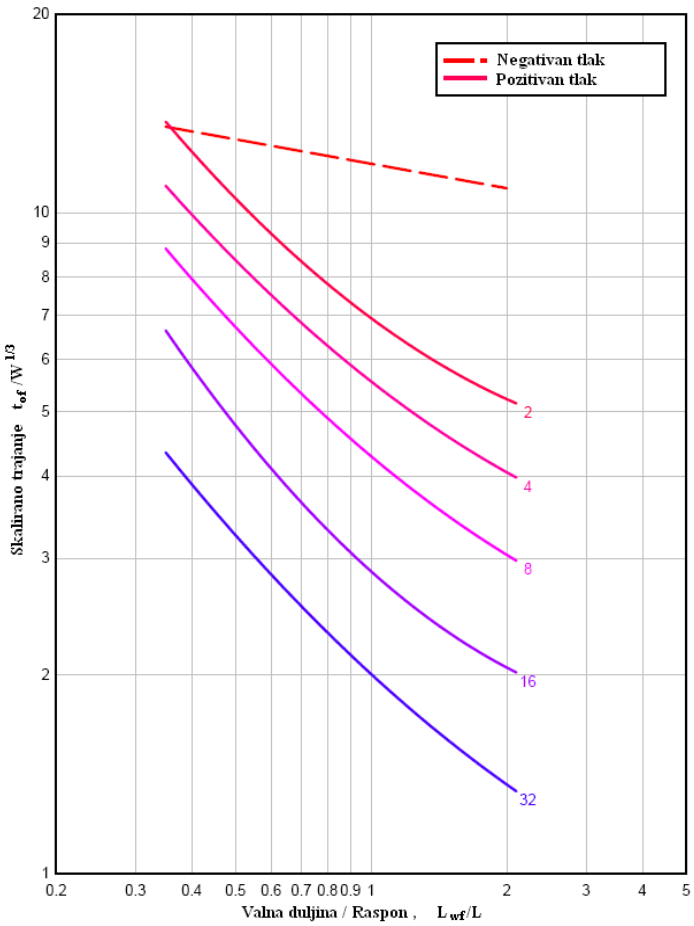


Slika 4.21 – Vršni ekvivalentni tlak na krovnu plohu [16]

Vrijednost negativnog tlaka koji djeluje na krovnu plohu, p_R^-, jednaka je umnošku negativnog koeficijenta opterećenja, C_E^-, i početnog tlaka u točki F, p_{sof}. Vrijednost trajanja ekvivalentnog negativnog tlaka, t_{of}, se određuje sa Slika 4.23. Vrijeme povećanja negativne faze je jednako $0{,}25 \cdot t_{of}$.



Slika 4.22 – Skalirano vrijeme povećanja tlaka na krovnu plohu [16]

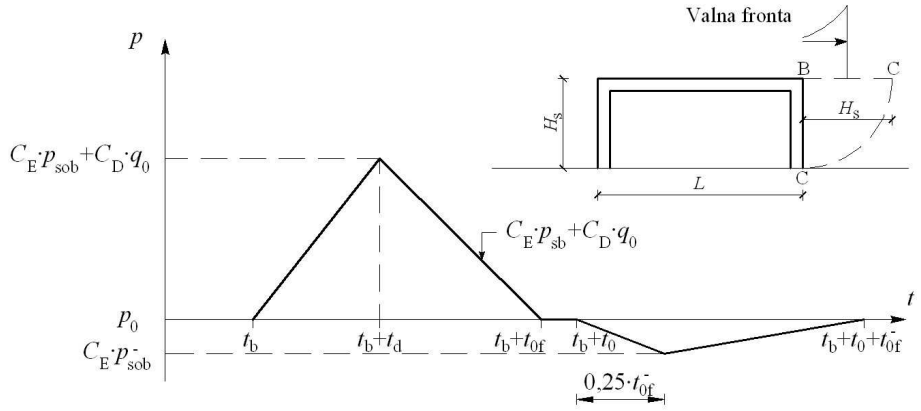


Slika 4.23 – Skalirano trajanje ekvivalentnog tlaka na krovnu plohu [16]

4.2.4.3 Tlak na stražnju plohu konstrukcije

Kako val prolazi krajnjim dijelovima krovne i bočnih ploha tlakovi se šire, stvarajući sekundarne valove koji se dalje šire preko stražnje plohe konstrukcije. U slučaju dugih konstrukcija, sekundarni valovi koji obuhvaćaju stražnju plohu su rezultat „preljeva“ vala s krovne i bočnih ploha. U oba slučaja sekundarni valovi se pojačavaju zbog odbijanja od plohe konstrukcije. Pojačavanje „prelivenih“ valova s krova uzrokovano je odbijanjem vala od tlo pri dnu stražnje plohe, a pojačanje valova „prelivenih“ s bočnih ploha je uzrokovano njihovim međusobnim sudarom u polovici duljine plohe ili sudarom s valom „prelivenog“ s krova.

Za proračun se može koristiti postupak ekvivalentan onomu za određivanje opterećenja na krovnu i bočne plohe (Slika 4.24).



Slika 4.24 – Opterećenje na stražnju plohu konstrukcije

Vršni se tlak zapisa tlak-vrijeme određuje koristeći vršni tlak koji se formira na krajnjem rubu krovne plohe, p_{sob}.

Dinamički tlak otpora oblika odgovara tlaku $C_E \cdot p_{sob}$, dok su preporučeni koeficijenti otpora oblika jednaki onima za krovnu i bočne plohe.

4.2.5 Slijed izračuna opterećenja na pojedine plohe

Korak 1

Odrediti težinu naboja, W; udaljenost naboja od konstrukcije, R_G; visinu naboja, H_c (za eksplozije u zraku) i izmjere konstrukcije.

Korak 2

Primijeniti faktor sigurnosti tj. uvećati količinu naboja za 20%.

Korak 3

Odabrati nekoliko točaka na konstrukciji (prednja ploha, krov, stražnja ploha, itd.) i odrediti parametre eksplozije za svaku odabranu točku.

Za eksplozije pri tlu:

a) Odrediti skaliranu udaljenost naboja: $Z = \dfrac{R}{W^{1/3}}$

b) Odrediti parametre eksplozije pomoću Slika 4.12 za izračunatu skaliranu udaljenost Z:

   Očitati:

   Vršni početni pozitivni nadtlak p_{s0}

   Brzinu valne fronte U

   Skalirani pozitivni početni impuls $i_s/W^{1/3}$

   Skaliranu duljinu trajanja pozitivne faze $t_0/W^{1/3}$

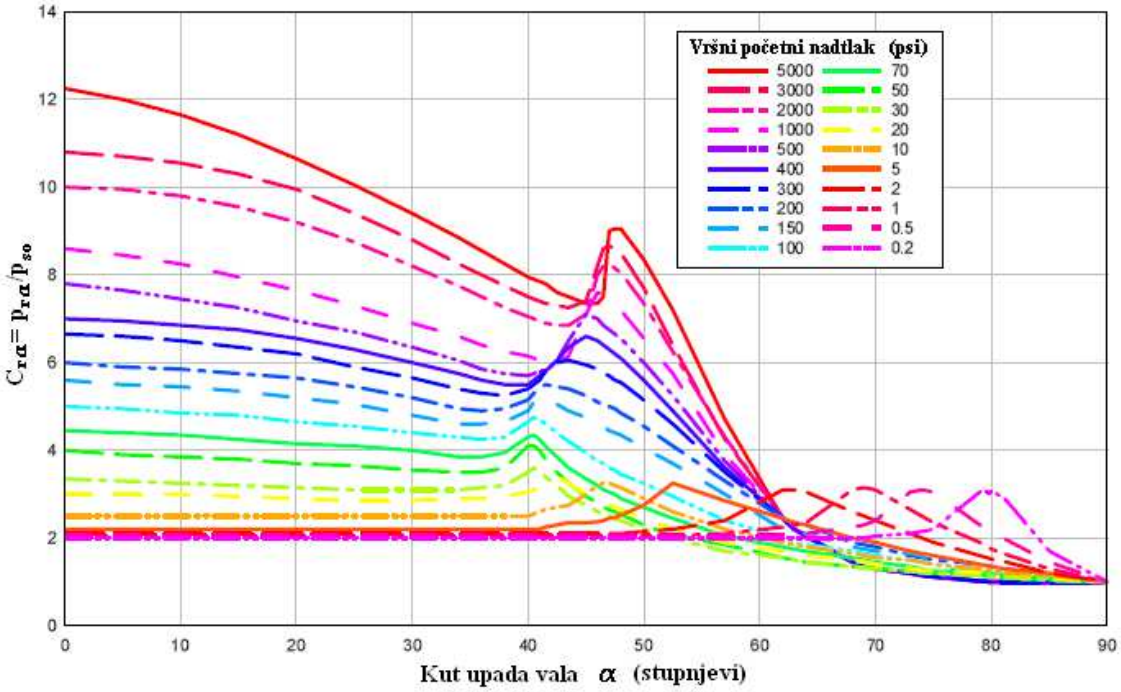
   Skaliranu vrijednost trenutka dolaska vala eksplozije $t_A/W^{1/3}$

Pomnožiti skalirane vrijednosti s vrijednošću $W^{1/3}$ kako bi se dobile apsolutne vrijednosti.

Korak 4

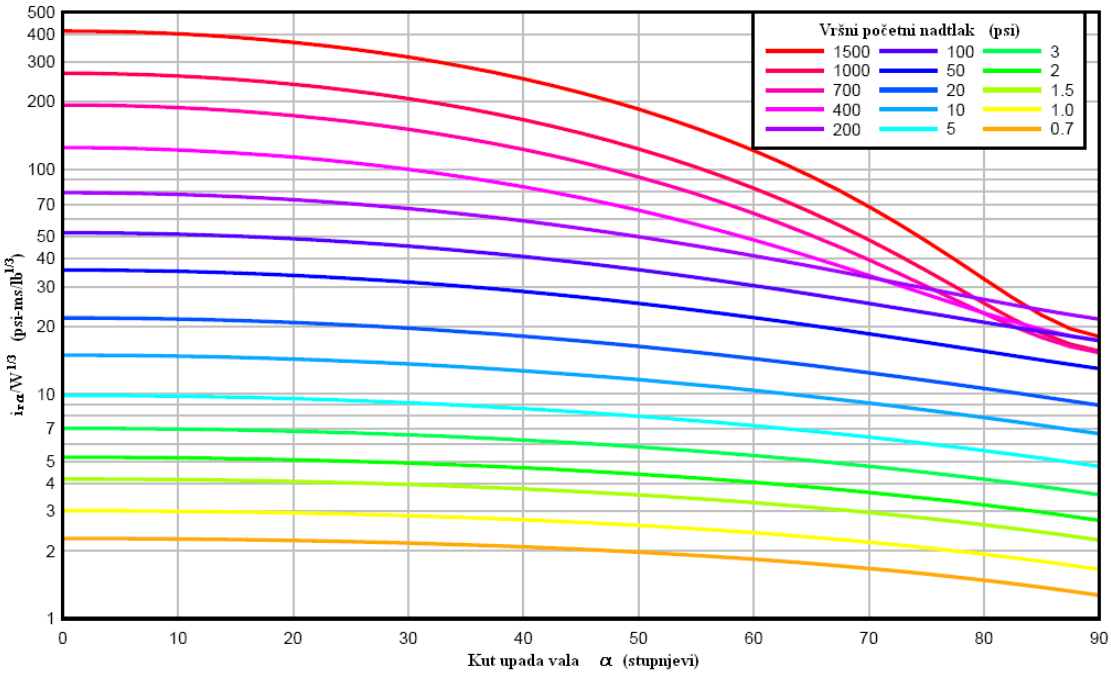
Za prednju plohu

a) Izračunati vršnu vrijednost pozitivnog refraktiranog tlaka $p_{r\alpha}=C_{r\alpha}\cdot p_{s0}$. Očitati koeficijent $C_{r\alpha}$ za p_{s0} sa Slika 4.25.



Slika 4.25 – Koeficijent odbijenog tlaka u odnosu na kut upada vala [16]

b) Očitati skaliranu vrijednost pozitivnog odbijenog impulsa $i_{r\alpha}/W^{1/3}$ sa Slika 4.26 Za p_{s0} i α. Pomnožiti skaliranu vrijednost s vrijednošću $W^{1/3}$ kako bi se dobila apsolutna vrijednost.



Slika 4.26 – Skalirani odbijeni impuls u odnosu na kut upada vala [16]

Korak 5

Odrediti pozitivnu fazu opterećenja na prednju plohu.

a) Odrediti brzinu zvuka u području refraktiranog nadtlaka C_r pomoću Slika 4.17 za vršni nadtlak p_{s0}.

b) Izračunati vrijeme „čišćenja“ t_c

$$t_c = \frac{4 \cdot S}{(1+R) \cdot C_r}$$

Gdje su:

S duljina „čišćenja“, koja je jednaka većoj vrijednosti od visine konstrukcije, H ili pola širine konstrukcije, $W/2$, Slika 4.16,

R omjer S/G, gdje je G manja vrijednost od visine konstrukcije, H, ili pola širine konstrukcije, $W/2$,

C_r brzina zvuka u refraktiranom području (Slika 4.17).

c) Izračunati fiktivnu duljinu trajanja pozitivne faze t_{of}

$$t_{of} = \frac{2 \cdot i_s}{p_{s0}}.$$

d) Odrediti vršni dinamički tlak q_0 sa Slika 4.3 za p_{s0}.

e) Odrediti $p_{s0}+C_D \cdot q_0$. C_D očitati iz Tabela 4.2.

f) Izračunati fiktivno trajanje, t_{rf}, odbijenog tlaka

$$t_{\mathrm{rf}} = \frac{2 \cdot i_{\mathrm{r}\alpha}}{p_{\mathrm{r}\alpha}}.$$

g) Konstruirati krivulju tlak-vrijeme pozitivne faze na prednju plohu konstrukcije. Pravo opterećenje je manje od vrijednosti impulsa uslijed odbijenog tlaka (površina ispod krivulje) ili očišćeni odbijeni tlak s početnim tlakom.

Korak 6

Odrediti negativnu fazu opterećenje na prednju plohu.

a) Očitati vrijednosti Z sa Slika 4.12 za vrijednost $p_{\mathrm{r}\alpha}$ prema koraku 4a i $i_{\mathrm{r}\alpha}/W^{1/3}$ prema koraku 4b.

b) Odrediti $p_{\mathrm{r}\alpha}^{-}$ i $i_{\mathrm{r}\alpha}^{-}/W^{1/3}$ sa Slika 4.11 za odgovarajuću vrijednost Z prema koraku 6a. Pomnožiti skaliranu vrijednost negativnog impulsa s $W^{1/3}$ kako bi se dobila apsolutna vrijednost.

c) Izračunati fiktivno trajanje negativnog odbijenog tlaka

$$t_{\mathrm{rf}}^{-} = \frac{2 \cdot i_{\mathrm{r}\alpha}^{-}}{p_{\mathrm{r}\alpha}}.$$

d) Izračunati vrijeme povećanja negativne faze množenjem t_{rf}^{-} s 0,25.

e) Konstruirati krivulju tlak-vrijeme za negativnu fazu opterećenja.

Korak 7

Odrediti pozitivnu fazu opterećenja na bočne plohe.

a) Odrediti omjer valne duljine i raspona L_{wf}/L na početku raspona.

b) Očitati vrijednosti C_{E}, $t_{\mathrm{d}}/W^{1/3}$, $t_{\mathrm{of}}/W^{1/3}$ sa Slika 4.21, Slika 4.22 i Slika 4.23.

c) Izračunati p_{R}, t_{r} i t_{o}.

d) Odrediti dinamički tlak q_0 sa Slika 4.3 pomoću p_{R}.

e) Izračunati $p_{\mathrm{R}}=C_{\mathrm{E}} \cdot p_{\mathrm{sof}}+C_{\mathrm{D}} \cdot q_0$. Koeficijent C_{D} odrediti prema Tabela 4.2.

f) Konstruirati krivulju tlak-vrijeme za pozitivnu fazu opterećenja.

Korak 8

Odrediti negativnu fazu opterećenja na bočne plohe.

a) Odrediti vrijednosti C_{E}^{-} i $t_{\mathrm{of}}^{-}/W^{1/3}$ za vrijednost L_{wf}/L prema koraku 7a sa Slika 4.21 i Slika 4.23.

b) Izračunati $p_{\mathrm{R}}=C_{\mathrm{E}} \cdot p_{\mathrm{sof}}$ i t_{of}.

c) Izračunati vrijeme povećanja negativne faze množeći t_{of} s 0,25.

d) Konstruiraj krivulju tlak-vrijeme za negativnu fazu opterećenja.

Korak 9

Odrediti opterećenje za krovnu plohu. Pratiti postupak dan za bočne plohe.

Korak 10

Odrediti opterećenje za stražnju plohu. Pratiti postupak dan za bočne plohe. Pretpostaviti da je stražnja ploha zarotirana u horizontalni položaj.

5 NUMERIČKO MODELIRANJE

5.1 Općenito

Numeričko modeliranje djelovanja eksplozija najčešće se izvodi pomoću hidrokod softvera, softvera za dinamičku analizu fluida. Hidrokod je numerički alat za modeliranje ponašanja kontinuiranih medija. U svom najčišćem smislu, prema [54], hidrokod je računalni kod za modeliranje strujanja fluida pri različitim brzinama, ali može biti prilagođen za obradu ponašanja konstrukcija uzimajući u obzir mehaničke karakteristike materijala. Ako je opseg problema izvan granica laboratorijskih ispitivanja ili su uvjeti provedbe eksperimenta previše ekstremni, numeričko modeliranje postaje jedini način proučavanja određenog fenomena, što ga čini prikladnim za simulaciju djelovanja eksplozija. Hidrokod modeliranje ima optimalnu primjenu na vremenski ovisne, nelinearne probleme. Pri tome je potrebno postići ravnotežu između važnih parametara za rješavanje problema i zanemarivanja procesa koji su manje ili uopće nisu važni za promatrani problem.

Modeliranje u hidrokod softverima oslanja se na tri stupa, koji se koriste kako bi se odredile sile koje djeluju na konstrukciju u svakom vremenskom koraku, oni su: Newtnovi zakoni gibanja, jednadžbe stanja i konstitutivni modeli materijala.

U slučaju praktičnih problema, gdje se javlja veliki broj varijabli i velika složenost problema, potrebno je jednadžbe rješavati istovremeno. Jednadžbe ravnoteže hidrokod programa mogu biti izražene u odnosu na materijal one opisuju gibanje (pomak, brzina i ubrzanje) u referentnom koordinatnom sustavu samog kontinuiranog medija. Ta vrsta opisa poznata je kao Lagrangeov (materijalni) model. Osim toga, jednadžbe mogu biti zapisane i u odnosu na fiksni referentni koordinatni sustav i takva formulacija naziva se Eulerov (prostorni) model.

Eulerov model tretira domenu problema s fiksnom mrežom konačnih elemenata te omogućuje prolaz materijala kroz mrežu. Na taj način se Eulerovim pristupom može modelirati interakcija konstrukcije s valom eksplozije i nusproduktima s visokim stupnjem točnosti zbog prisutnosti radnog fluida oko konstrukcije.

Lagrangeovo rješenje pruža prednost u toliko što postoji strukturirana mreža konačnih elemenata koja se kreće s cjelokupnim sustavom što omogućuje promatranje ponašanja

materijala i konstrukcije u velikim vremenskim rasponima. Lagrangeovu metodu često je mnogo brže implementirati i proračunati što skraćuje vrijeme proračuna.

Rješavač koji povezuje Lagrangeovu i Eulerovu metodu (eng. Coupled Lagrangian/Eulerian (CLE) solver) omogućava kombinaciju najboljih karakteristika obje vrste rješenja. Eulerova domena omogućava precizno modeliranje širenja vrućeg plina preko interakcije fluida i konstrukcije, a Lagrangeova domena omogućava prilagodbu mreže konačnih elemenata pri istovremenom izračunavanju materijalnih deformacija [58].

5.2 Osnove modeliranja hidrokod softverima

Diferencijalne jednadžbe koje opisuju kinematičke deformacije kontinuuma mogu se aproksimirati jedino uporabom računala. Postoje tri temeljne tehnike za diskretizaciju diferencijalnih jednadžbi:

1) metoda konačnih diferenci,
2) metoda konačnih elemenata i
3) metoda glatkih hidrodinamičkih čestica (eng Smooth Particle Hydrodynamic technique, SPH).

5.2.1 Metoda konačnih diferenci

U metodi konačnih diferenci prostorne derivacije se zamjenjuju diferencijalnim jednadžbama. Na primjer, za nekakvu funkciju F parcijalna derivacija $\partial F/\partial x$ postaje $\Delta F/\Delta x$ gdje se diference računaju u točkama mreže. Metoda konačnih diferenci je dobro razrađena i jednostavna za uporabu. Međutim, zahtijeva (uglavnom zbog jednostavnosti) pravilnu mrežu (elemente raspoređene u redove i stupce) i zbog toga je potrebno koristiti tehnike pametnog mapiranja koordinata ili algoritam prilagodljivog stvaranja mreže elemenata kako bi se riješili problemi sa složenijom geometrijom. Nadalje, ne postoji izravan način provjere točnosti rješenja te je metoda podložna određenim tipovima numeričke nestabilnosti koje zahtijevaju naknadne ispravke. Općenito, točnost rješenja povećava se smanjivanjem veličine elemenata, međutim, ograničenja na vremenski korak znače manji element pa je potreban i manji vremenski korak, što dovodi do dugotrajnih proračuna.

5.2.2 Metoda konačnih elemenata

Dok metoda konačnih diferenci koristi diskretizaciju prostora problema po dijelovima, metoda konačnih elemenata dijeli prostor u mrežu konačnih elemenata. Elementi mogu biti pravokutni ili zakrivljeni te za razliku od metode konačnih diferenci, ne moraju biti pravilno

raspoređeni u mreži. Zbog toga se kompliciranije geometrije mogu bolje obraditi metodom konačnih elemenata. Funkcije interpolacije, najčešće polinomi, koriste se kao prikaz varijacija varijabli na elementu. Svaki element je povezan s grupom čvorova čija je početna pozicija poznata. Pomaci ovih čvorova su nepoznanice problema. Jednadžbe koje opisuju pomake čvorova izračunavaju se na pojedinom elementu te se rješenja zatim kombiniraju. Kao posljedica toga moguće je postaviti paralelne proračune kako bi se smanjilo ukupno potrebno vrijeme proračuna. Nakon kombiniranja rezultata, sustav jednadžbi koji povezuje sile i pomake u svakoj točki se rješava invertiranjem matrice krutosti koja predstavlja konstitutivnu vezu između naprezanja i deformacija. Jedna prednost te metode je da nakon određivanja pomaka oni se ponovno mogu uvrstiti u početne jednadžbe kako bi se provjerila točnost (dosljednost). Svako neslaganje je izravan uzrok netočnosti rezultata i moguće ju je popraviti tijekom proračuna.

5.2.3 Hidrodinamika glatkih čestica (eng. Smooth Particle Hydrodynamics - SPH)

SPH podrazumijeva kretanje grupe točaka. U bilo kojem trenutku, u bilo kojoj od tih točaka, brzina i toplinska energija su poznate. Masa je također pridružena svakoj točki te se iz toga razloga točke nazivaju česticama. Kako bi se čestice pravilno kretale tijekom vremenskog koraka potrebno je odrediti sile koje djeluju na pripadni fluid. Te sile se određuju koristeći složene tehnike interpolacije kako bi se odredile karakteristike kao što je gustoća u određenoj točki. Metoda je svojstveno Lagrangeova, te zbog toga, posjeduje većinu prednosti formulacije; međutim, SPH se ne raspada kada dođe do velikih deformacija jer čestice nisu međusobno povezane.

Trenutno ne postoji jasna metoda za opis složene reologije materijala, kao čvrstoće, elastičnosti, itd. Štoviše, po prirodi, SPH formulacija ne obrađuje dobro određene tipove rubnih uvjeta što još više ograničava njezinu uporabu. Na kraju, kod problema kao što je udar, gdje gustoća znatno varira (od vrlo velike gustoće cilja do male gustoće pare), SPH ne može pravilno prikazati problem jer su materijali s malom gustoćom predstavljeni s malim brojem čestica.

5.3 Lagrangeova i Eulerova metoda

Kako bi se dobio Lagrangeov opis, mreža konačnih elemenata definirana je na način da predstavlja geometriju problema; točke unutar mreže povezane su s materijalom i kreću se s materijalom. Kako vrijeme prolazi, sve varijable od interesa proračunavaju se za svaku diskretnu točku kontinuuma. Elementi definirani susjednim točkama se deformiraju u veličini

i obliku uslijed sila koje djeluju na njih i konstitutivnih veza između sila i deformacija. S matematičkog gledišta, točke prate put čestica materijala. Masa, moment i energija se transportiraju tokom materijala. Masa unutar ćelije je nepromjenjiva, promjene u gustoći su vezane isključivo za promjenu volumena. Suprotno tome, Eulerov opis temelji se na protoku materijala kroz mrežu. U tom slučaju mreža definira cijeli prostor od značaja. Kako vrijeme prolazi, varijable se računaju na fiksnim točkama mreže. Zbog toga, masa, moment i energija moraju teći po rubovima elementa. Količina toka između elemenata se koristi za proračun novih varijabli unutar pojedinog elementa. U toj formulaciji volumen elementa je nepromjenjiv, a promjene u gustoći su uslijed promjena u masi određenog elementa. Ukoliko problem sadrži više različitih materijala rubovi između različitih materijala moraju se točno definirati granicama elementa. Značajna prednost Lagrangeovog opisa je mogućnost praćenja ponašanja materijala kroz vrijeme unutar bilo kojeg elementa. Zbog toga se mogu modelirati materijali čije karakteristike ovise o prethodnoj povijesti, na primjer, očvršćivanje ili plastični rad.

Veliki nedostatak Lagrangeovog opisa očituje se pri ekstremnim deformacijama. Kako je prethodno napomenuto, volumen, tlak itd. elementa se pretpostavlja pomoću diferencijalnih veza. Te veze postaju netočne kada se oblik elementa znatno promjeni u odnosu na početni četverokut.

U Eulerovoj formulaciji mreža se definira na cijelom prostoru te se unutar mreže odvija kretanje objekata. Tijekom proračuna objekt zauzima određene ćelije u potpunosti, određene ćelije djelomično , a neke nimalo. Druga manjkavost Eulerovog opisa je ta da kako se objekti kreću kroz mrežu tako oni samo djelomično zauzimaju određene ćelije; javlja se problem kako predstaviti ćelije koje su djelomično objekt, a djelomično prostor. Zato za razliku od Lagrangeovog opisa, gdje je slobodna površina jasno definirana, u Eulerovom opisu se slobodna površina ne može pratiti s velikom točnošću. Drugim riječima, mogućnost modeliranja slobodne površine u Eulerovom opisu je puno osjetljivije pitanje veličine mreže nago kod Lagrangeovog opisa.

5.4 Mreža konačnih elemenata, vremenski korak i kontrola „hourglassa“

5.4.1 Općenito

Generiranje mreže konačnih elemenata promatrane geometrije, dodavanje odgovarajućih početnih materijalnih parametara te izbor odgovarajućih rubnih uvjeta su osnovni ulazni

podatci za hidrokod softver. Često se koriste pojednostavljenja kako bi se smanjio broj stupnjeva slobode.

Dva tipa grešaka može se javiti prilikom proračuna koje smanjuju točnost: greška prilikom zaokruživanja i greška odsijecanja. Greška pri zaokruživanju je povezana s točnošću računala na kojemu se izvodi proračun. Te greške se javljaju nakon nekoliko ponovljenih proračuna pri kojima računalo konstantno zaokružuje brojeve na neku značajnu decimalu te se može smanjiti korištenjem visoke preciznosti. Greška odsijecanja, s druge strane, je funkcija tipa proračuna koji se koristi, a ne procesora računala na kojem se proračun provodi. Srž te greške proizlazi iz diskretnog broja točaka kojima se opisuje kontinuirana varijabla te veličina greške ovisi o veličini mreže u vremenu i prostoru.

Valna fronta se matematički prikazuje (tj. idealizira) trenutnim skokom u tlaku, brzini, gustoći i unutarnjoj energiji. Fronta je zapravo proširena fizikalnim mehanizmima ovisnim o brzini deformacije kao što su viskoznost, oštećenje i urušavanje pora [61]. Brze promjene koje se odvijaju na kraćim udaljenostima nego što je najmanja moguća veličina ćelije predstavljaju problem pri numeričkom opisu pomoću konačnih diferencija te je zbog toga potrebno primijeniti poseban pristup pri modeliranju prolaska valne fronte. Jedan pristup za probleme širenja valne fronte je korištenje umjetne viskoznosti [51] koja služi za rasprostiranje valne fronte na nekoliko elemenata, ali čuvajući pri tome narav skoka u materijalnim karakteristikama. Bez takve disipacije, stvaraju se lažne (patvorene) oscilacije u brzini iza fronte, koje mogu „prikriti“ pravo rješenje [52].

5.4.2 Mreža elemenata

Razvoj metoda numeričkih proračuna i računala koja mogu rješavati složene probleme danas omogućava istraživanje pojava vezanih uz djelovanje udarnih valova eksplozije na razne građevinske konstrukcije, što je posebno važno zbog velikih troškova i sigurnosnih pitanja provedbe eksperimenata. Zbog izrazito kratkog trajanja djelovanja vala eksplozije i protoka energije između elemenata, numerički rezultati širenja vala i interakcije s konstrukcijom vrlo su osjetljivi na veličinu mreže konačnih elemenata. Osim toga, nejednolika raspodjela tlakova koju uzrokuje eksplozija pri različitim veličinama mreže stvara gradijente tlaka koji mogu biti bitno različiti [62].

Zbog važnosti parametra veličine mreže konačnih elemenata na rezultate simulacija, ona predstavlja predmet zanimanja većeg broja istraživača. Kroz istraživanja je dokazano kako mreža konačnih elemenata prihvatljiva za jedan slučaj djelovanja eksplozije ne mora biti mjerodavna za nekakav drugi slučaj iako je riječ o sličnim problemima. Iz ovoga proizlazi

kako jednostavna provjera konvergencije veličine mreže ne mora biti dovoljna kako bi zajamčila točne numeričke rezultate. Mreža elemenata koja je dovoljne točnosti za predviđanje nadtlaka eksplozije za velike udaljenosti može biti pregruba za predviđanje slučajeva gdje su udaljenosti male. Zbog toga, ako nije provedena analiza konvergencije mreže za svaki slučaj djelovanja eksplozije nemoguće je odrediti koja je najpovoljnija za potrebnu simulaciju. Štoviše, zbog ograničenja računala i softvera nekada je nemoguće koristiti malu mrežu elemenata u simulacijama. U tim slučajevima potrebno je koristiti grublje mreže, ali to neizbježno vodi greškama. Potrebno je pronaći djelotvoran način smanjenja učinaka veličine mreže na rezultate numeričke analize što vodi i značajnom smanjenju vremena proračuna te ukupne potrebne memorije računala, ali bez znatnih gubitaka na točnosti numeričkih rezultata [63]. Zbog toga je bolje poznavanje utjecaja veličine elemenata na numeričku simulaciju širenja vala i interakcije s konstrukcijom od velike važnosti.

Uslijed nelinearnosti procesa oštećenja mosta izloženog djelovanju eksplozije potrebno je provesti kalibraciju parametara numeričkog modela tj. vremenskog koraka i veličine konačnih elemenata s eksperimentalnim podatcima. Za razliku od elastičnih problema gdje kvalitetnija (finija, sitnija) mreža elemenata i manji vremenski korak daju točnije rezultate, mreža elemenata u slučaju nelinearnih problema pri djelovanju eksplozije može ovisiti o materijalnim karakteristikama. Također, presitna mreža može prouzročiti numeričku nestabilnosti. Kako eksperimentalni podatci o djelovanju eksplozije na mostove nisu dostupni (nema ih jer su preskupi) moguće je provesti kalibraciju mreže elemenata modela koristeći eksperimentalne podatke na drugim komponentama izvedenih od sličnih materijala (armirani beton, čelik, itd.). Iako taj proces ne osigurava potpunu točnost kalibriranog modela, dobiveni rezultati će biti točniji od onih dobivenih koristeći samo parametarsku analizu modela.

U simulacijama konstrukcija s nelinearnim materijalnim karakteristikama proračun najčešće postaje nestabilan i rezultat ne konvergira s veličinom konačnih elemenata. Takvi problemi u nestabilnim materijalnim modelima pri analizama susreću se od 1970-tih godina. Jednodimenzionalno zatvoreno rješenje za materijalne modele neovisne o brzini nanošenja opterećenja sa svojstvom omekšavanja razvili su Bazant i Belytschko (1985) kako bi objasnili te poteškoće. Objasnili su da deformacija materijala neovisnih o brzini opterećenja raste u beskonačnost u jednoj točki gdje materijal postiže stanje nestabilnosti [64]. Zbog toga se deformacije lokaliziraju. Također su pokazali kako disipacija energije nestaje u nekim slučajevima iako raspucavanje materijala uvijek uključuje značajnu disipaciju. Zbog toga modeli s omekšavanjem i neovisnošću o brzini deformacija ne mogu prikazati raspucavanje. Hillerborg i dr.(1976) predlažu rješenje tih problema izjednačavajući disipaciju energije

prilikom stvaranja pukotine s disipacijom energije u elementu koji pokazuje nestabilnost. Na taj način konstitutivna jednadžba ovisi o veličini elementa.

Nekoliko znanstvenika proučavalo je utjecaj veličine mreže konačnih elemenata zasebno ili kao dio istraživanja o korištenju numeričkih alata za analizu širenja vala eksplozije i interakcije s konstrukcijama. Chapman i dr. [65] su u sklopu istraživanja o mogućnostima korištenja Autodyn 2D softvera za simuliranje interakcije vala eksplozije s konstrukcijama proveli opsežnu parametarsku studiju mreže konačnih elemenata kako bi odredili optimalnu veličinu mreže. Rezultati su uspoređeni s rezultatima postojećih eksperimentalnih istraživanja te je zaključeno kako je Autodyn 2D prikladan alat za istraživanje širenja vala eksplozije. Krauthammer i Otani [66] proučavali su utjecaj mreže elemenata, gravitacijskog i dodatnog opterećenja na betonske konstrukcije u simulacijama djelovanja eksplozije te su zaključili kako je veličina mreža vrlo važna za dobivanje dovoljno točnih deformacija i naprezanja u armiranobetonskim elementima. Luccioni i Ambrosini [56] su kao dio istraživanja o eksplozijama u urbanim sredinama proučavali utjecaj veličine mreže konačnih elemenata na širenje vala eksplozije. Zaključili su kako sitnija mreža (10 cm) daje bolje rezultate, ali to može biti prezahtjevno za računalo te se kao alternativa nameće nešto grublja mreža (50 cm) koju je moguće koristiti kako bi se dobili kvalitativni rezultati za usporedbu. Agrawal i dr. [28] u istraživanju interakcije eksplozije s mostom provode kalibraciju mreže konačnih elemenata mosta koristeći rezultate ispitivanja modela sličnih materijalnih karakteristika. Odredili su kako veličina mreže konačnih elemenata zraka od 30 cm, te armiranobetonskih elemenata od 2,5 cm daju dovoljno točne rezultate za inženjersku praksu. Shi i dr. [63] proučavali su odnos skalirane udaljenosti i parametara eksplozije serijom numeričkih simulacija s različitim veličinama mreže konačnih elemenata te su rezultate usporedili s onima dobivenim proračunom prema TM5-1300 [67]. Zaključeno je kako su tlak i impuls manje osjetljivi na veličinu mreže s povećanjem skalirane udaljenosti, a uz to je predložena metoda ispravke vršnih tlakova za grubu mrežu. Nam i dr. [62] odredili su maksimalnu veličinu mreže koja osigurava nezavisne rezultate analize; eliminira razlike u gradijentu opterećenja te smanjuje razliku između energije eksplozije i energije koju element prima. Deng i Jin [31] proveli su parametarsku analizu širenja vala eksplozije u slobodnom zraku kao dio istraživanja o oštećenju mosta uzrokovanu djelovanjem eksplozije. Zrak su numerički modelirali s četiri različite veličine konačnih elemenata: 40, 50, 80 i 100 mm. Analiza rezultata pokazuje kako blizu detonacije gdje je mreža konačnih elemenata sitnija, a udaljenost između točke detonacije i objekta manja, vrijednost vršnog nadtlaka se bolje poklapa s empirijskim rezultatima. Za veće udaljenosti učinak veličine mreže konačnih

elemenata je relativno mali. Točnost pretpostavke, ali i mjerenih podataka je manja za manje u odnosu na veće udaljenosti naboja od promatrane konstrukcije. Razlog tomu je najvjerojatnije složenost fenomena eksplozije. Na osnovu rezultata simulacija zaključili su kako mreža zraka veličine 5 cm osigurava djelotvoran prijenos opterećenja i dostatnu pouzdanost rezultata. Kao dio istraživanja na djelovanje eksplozija na ovješene mostove, Tang i Hao [33] proveli su test konvergencije numeričkog modela (veličine mreža: 1,56 mm, 3,13 mm, 6,25 mm, 12,50 mm i 25,0 mm). Zaključeno je kako je optimalna veličina mreže 6,25 mm, ali uslijed složenosti modela ta mreža nije primijenjena na cijeli model. Problem je riješen postupnim povećanjem mreže s udaljenošću od mjesta detonacije.

Iako ta istraživanja daju nekakve prijedloge o odabiru odgovarajuće mreže konačnih elemenata, daljnja istraživanja su potrebna iz sljedećih razloga:

a) utjecaj veličine mreže na pojedini parametar eksplozije je još uvijek nepoznat te je potrebno definirati njihovu vezu sa skaliranom i pravom udaljenošću,
b) predloženi korekcijski faktori eliminiraju greške nastale korištenjem grube mreže te su ispravni samo za potrebnu mrežu veličine manje od 10 mm.

5.4.3 Vremenski korak

Problem stabilnosti je vrlo važan u numeričkom rješavanju parcijalnih diferencijalnih jednadžbi. U nedostatku iskustva u numeričkim izračunima može se vrlo lako predvidjeti postojanje problema nestabilnosti, no on je dominantan problem u gotovo svim izračunima. Njegov utjecaj vidljiv je u prirodi svih algoritama za rješavanje jednadžbi, temeljno je on od osobite važnosti u linearnoj algebri budući da stabilnost često zahtjeva korištenje implicitnih i polu-implicitnih rješenja čija primjena uključuje velike sustave diskretnih jednadžbi. Vezu stabilnosti i konvergencije prvi su uspostavili Courant, Fridrichs i Lewy (CFL) 1920-ih [68], a pobliže razjasnio Neumann u 1940-ima [51]. CFL članak je postavio teoretsku podlogu za praktično rješavanje konačnih diferenci te posebno naglasio temeljnu potrebu za konvergencijom proizvoljne numeričke sheme što je kasnije postalo poznato kao CFL uvjet.

CFL uvjet, matematički izrečeno glasi; za bilo koji (x,t), matematička domena zavisnosti je sadržana u numeričkoj domeni zavisnosti: $X(x,t) \subseteq X_0(x,t)$.

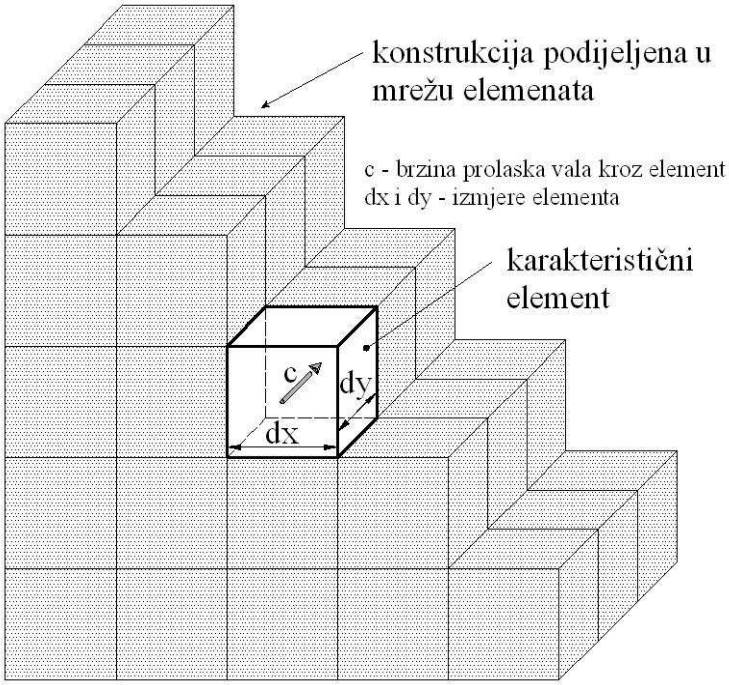
Teorem: CFL uvjet je nužan uvjet za konvergenciju numeričke aproksimacije parcijalne diferencijalne jednadžbe, bilo linearne ili nelinearne.

A priori, CFL uvjet je nužan uvjet za konvergenciju.

Teorem: Neka je $\{S_k\}$ pouzdana aproksimacija dobro postavljenog linearnog početnog problema. Tada je CFL uvjet nužan uvjet za stabilnost $\{S_k\}$.

Prednost CFL uvjeta je ta da ga je vrlo lagano primijeniti na nekakav problem. Njegova mana je ta što je potreban, ali ne nužno dovoljan uvjet konvergencije. Za praktične probleme CFL uvjet često pretpostavlja zadovoljavajuće granice stabilnosti, ali ne uvijek, te ga je zbog toga potrebno dopuniti pažljivom analizom.

Modeliranje u Ansys-u koristeći eksplicitnu vremensku integraciju ograničeno je CFL (Courant-Fridrichs-Lewy) uvjetom. Ovaj uvjet govori kako je vremenski korak ograničen iz razloga da pobuda (val naprezanja) ne može proći put veći nego što je najmanja izmjera karakterističnog elementa u mreži konačnih elemenata u jednom vremenskom koraku (Slika 5.1) [59].



Slika 5.1 – Karakteristični konačni element

Većina hidrokodova koristi eksplicitnu vremensku integraciju za pronalaženje rješenja u vremenu; odnosno, funkcije pri novom vremenskom koraku se određuju pomoću poznatih funkcija iz prethodnog vremenskog koraka.

Izbor veličine mreže elemenata prostora i vremenskog koraka je važno pitanje pri korištenju hidrokod softvera. Simulaciju je potrebno provesti s dovoljno visokom rezolucijom kako bi se riješile sve bitne varijacije toka u prostoru i vremenu. Međutim, te zahtjeve potrebno je

uravnotežiti sa specifikacijama dostupnog hardvera i vremena potrebnog za dovršenje simulacije.

U mnogim situacijama, najveći odgovarajući vremenski korak je limitiran Courantovim uvjetom o širenju zvučnog signala. Taj vremenski korak, dt_{cou}, je minimalno vrijeme koje je potrebno da zvuk prođe cijelu duljinu ćelije:

$$dt_{\mathrm{cou}} < min\left(\frac{dx}{c}, \frac{dy}{c}\right) \tag{5.1}$$

gdje su:

dx i dy izmjere ćelije,

c brzina zvuka u materijalu od kojega je izrađen element.

Prvo što hidrokod izračuni zahtijevaju je to da nije prekršen Courantov uvjet o širenju zvučnog vala. Drugo je ograničenje vremenskog koraka na dobro provjereni uvjet da fluid ne može prijeći više od jedne duljine ćelije u danom vremenskom koraku, odnosno:

$$dt < min\left(\frac{dx}{|u|}, \frac{dy}{|v|}\right) \tag{5.2}$$

što je poznato kao Couchyjeva granica ili granica konvektivnog toka.

Zadnje ograničenje na vremenski korak radi veće numeričke stabilnosti je vezano uz tenzor naprezanja. Kada se uzmu u obzir učinci viskoznosti, bitan uvjet koji je potrebno zadovoljiti za svaku ćeliju je:

$$dt < \left[\frac{2\cdot(\lambda+2\eta)}{\rho}\left(\frac{1}{dx^2}+\frac{1}{dy^2}\right)\right]^{-1} = \frac{\rho\cdot dx^2\cdot dy^2}{2\cdot(\lambda+2\eta)\cdot\left(dx^2+dy^2\right)} \tag{5.3}$$

gdje su:

λ ukupna viskoznost,

η posmična viskoznost

Što znači da se impuls mora raširiti manje od jedne duljine ćelije po vremenskom koraku.

5.4.4 Kontrola „hourglassa“

Posljedica korištenja četverostranih elemenata konstantnog naprezanja je pojava čvorova s energijom jednakom nuli. Ti modovi nazivaju se „hourglass“ modovi prema svojim oblicima. Modovi ne daju otpor naprezanjima unutar elementa te njihova deformacija neobuzdano raste. Ukoliko nije uključen nekakav mehanizam koji kontrolira taj rast, element će se do kraja simulacije okrenuti iznutra prema van [53].

Postojanje i priroda „hourglass“ moda se može izvesti iz vrlo jednostavnog razmatranja. Jedan element ima osam stupnjeva slobode, dva za svaki čvor. Tri moda za kruto tijelo, dva translatorna i jedno rotacijsko koja ne smiju biti pod djelovanjem naprezanja. To ostavlja pet nezavisnih modova deformacije koji su pod djelovanjem naprezanja, ali u dvodimenzionalnim problemima postoji samo tri naprezanja koja pružaju otpor. Dva moda, „hourglass“ moda, tada nisu pod djelovanjem naprezanja.

Proučimo element početnog oblika četverokuta te pomaknimo donja dva čvora jedan prema drugome za iznos δ te gornja dva čvora za iznos δ jedan od drugoga. Dvije materijalne linije povezane s ξ^i kroz središte elementa ostaju nedeformirane te je deformacija u središtu jednaka nuli. Neće se razviti nikakvo naprezanje otpora uslijed deformacije. Taj mod deformacije naziva se x_1 „hourglass“ mod, dok je x_2 mod, x_1 mod zarotiran za četvrtinu punog kruga. Potrebno je primijetiti kako je središte elementa jedino mjesto u elementu u kojemu je deformacija jednaka nuli. Za x_1 mod, jedina komponenta deformacije je ε_{11} i ona je linearna funkcija x_2 moda. U teoriji savijanja jednostavnih greda, deformacija ima linearnu raspodjelu kroz cijelu debljinu elementa. Zbog toga se „hourglass“ modove može promatrati kao modove savijanja u slučajevima četverostranih elemenata. Kako je savijanje najčešće važan dio rješenja, potrebno je kontrolirati neobuzdani rast „hourglass“ modova, ali ih ne u potpunosti suzbiti jer se u protivnom konstrukcija ponaša previše kruto.

Postojanje „hourglass“ modova je poznato od ranih dana korištenja metode konačnih diferencija. Najčešći pristup ovome problemu, kontroliranja „hourglass“ modova je dodati viskozno prigušenje jednadžbama očuvanja inercije. Iznimka je Flanagan i Belytschko metoda koja koristi krutost umjesto viskoznosti. Belytschko je pokazao kako odgovarajući odabir krutosti rezultira superkonvergentnim ponašanjem za male deformacije linearno elastičnih problema. Iako metoda s krutošću radi bolje nego s viskoznošću za veliki broj problema, njezina uporabljivost je limitirana kod osnosimetričnih hidrodinamičkih problema.

Kontrola „hourglassa“ ima dva dijela:

- definiranje oblika modova,
- definiranje sile otpora.

Niti jedan dio nije jedinstveno definiran u literaturi te prikladnost pojedine metode ovisi o problemu.

1.1.1.1 Definiranje oblika modova

„Hourglass“ brzina je polje brzina umanjeno za polje brzina vezano uz kruto tijelo i modove deformiranja. Kako postoji osam stupnjeva slobode u četverostranom elementu, polje brzina

se može izraziti preko osam modova. Izbor osam čvorova nije jedinstven dok god su oni linearno nezavisni. Jedan izbor je dva translacijska moda, kruti rotacijski mod, čisti posmični mod, dva moda razvlačenja u y i z smjerovima te dva „hourglass“ moda. Posmični i rotacijski modovi uključuju y i z komponente brzine, dok ostali modovi uključuju samo jednu komponentu brzine. Kako bi se pojednostavila analiza, krute rotacije i čisti posmik se zamjenjuju s y i z posmičnim modovima. Mod čistog posmika je jednak polovini y i z posmičnog moda, dok je kruta rotacija jednaka polovini razlike y i z posmičnog moda.

1.1.1.2 Definiranje sile otpora

Kao i pri definiranju modova, postoji nekoliko načina uklanjanja „hourglass“ modova. Viskozne ili elastične sile se mogu dodati jednadžbama inercije ili se oblici modova mogu koristiti kao filtar „hourglass“ brzina. Najjednostavniji način, a ujedno i najpopularniji u Lagrangianovim hidrokodovima, je dodavanje viskoznog prigušenja jednadžbama inercije.

1.1.1.3 Hourglass u Autodynu

Kako volumenski elementi u Autodynu imaju samo jednu integracijsku točku u sredini elementa vrlo su osjetljivi na „hourglass“ problem. Ti modovi daju kretanje krutog tijela te dolazi do samo-deformiranja mreže konačnih elemenata što uništava riješenje. 2D i 3D Lagrangian volumenski i plošni elementi u Autodynu koriste „hourglass“ kontrolu kako bi uklonili modove nulte energije deformacije. Sile algoritma „hourglasss“ kontrole disipiraju energiju prilikom odupiranja modovima nulte energije. U Autodyn-u, se ta energija računa i akumulira u unutarnjoj energiji elementa. U verziji 6.1, „hourglass“ energija se akumulira nezavisno o unutarnjoj energiji kao bi se omogućilo korisnicima pregled i procjenu utjecaja „hourglass“ energije na simulaciju [69]. Volumenski elementi koji predstavljaju beton te štapni elementi koji predstavljaju armaturu moraju biti jednake duljine kako bi se smanjio „hourglass“ učinak deformacije volumenskih elemenata. Hourglass deformacija ili drugi modovi nulte energije, izazivaju širenje oštećenja u reduciranim volumenskim elementima te zbog toga mogu smanjiti čvrstoću. Bolje rješenje bilo bi definirati armaturne šipke također kao volumenske elemente. Međutim, zahtijevalo bi manju veličinu mreže elemenata kako bi se pravilno definirala geometrija. Kako bi se spriječilo, „hourglass“ koeficijent je povećan na 0,15 što predstavlja minimalnu vrijednost koja sprječava stvaranje lažnih (prividnih, patvorenih) modova.

5.5 Numeričko određivanje parametara eksplozije

Eksploziju je moguće zadati na dva načina. Prvi je direktna primjena valne fronte na plohe konstrukcija, gdje se valna fronta određuje koristeći empirijske izraze, a drugi je simuliranjem detonacije kako bi se dobila interakcija vala i plohe konstrukcije.

Postoje tri vrste analiza:

a) *Simetrična sferična analiza* – se izvodi korištenjem jednodimenzionalne formulacije Eulerovih jednadžbi s početnim izrazima koji uzimaju u obzir preostale prostorne smjerove. To je osnovni prvi korak svake analize, te se koristi za modeliranje dijela prostora od središta (sfernog) naboja do najbliže reflektirajuće plohe u promatranom problemu. Očigledno je vrlo važno postići dobru točnost, jer je moguće dobiti finu prostornu rezoluciju korištenjem jednodimenzionalne formulacije, čak i s vrlo skromnim mogućnostima računala s kojim se vrši proračun.

b) *Simetrična radijalna analiza* – se temelji na dvodimenzionalnoj formulaciji Eulerovih jednadžbi, opet postoje početni izrazi koji uzimaju u obzir preostale prostorne smjerove. Općenito, većina praktičnih problema ima period radijalne simetrije tijekom kojeg val putuje preko površine tla dok ne stigne do konstrukcije, prepreke ili obilježja tla koje prekida simetriju. Potrebna su računala vrlo velikog kapacitet za takve vrste analiza.

c) *Trodimenzionalna analiza* – je potrebna za analizu praktičnih problema. Vrlo bitni faktori za trodimenzionalne probleme su algoritam rješenja i kapacitet računala. Najvjerojatnije kako bilo koji kapacitet računala neće nikada biti dovoljan da zadovolji potrebe istraživača. Tako se postavlja važno pitanje koju razinu točnosti je potrebno ostvariti i hoće li proračun dati korisne/suvisle rezultate.

Postoji dva razreda trodimenzionalnih problema:

1) Područje interesa je udaljeno od eksploziva i/ili se proteže preko malog područja prostora. Nema reflektirajućih površina (barijera, jaraka itd.) između naboja i područja zanimanja, osim možda površine tla.
2) Područje interesa je blizu eksplozije i/ili se proteže preko velikog područja prostora.

Prvi razred problema je tipiziran jednom konačnom konstrukcijom, često udaljenom od izvora eksplozije, bez reflektirajućih površina u području interesa, osim tla. Taj tip problema najmanje je zahtjevan u pogledu iskorištenja kapaciteta računala, jer jedno ili dvodimenzionalni dijelovi analize mogu obuhvatiti cijelu udaljenost od središta naboja do najbliže plohe konstrukcije. U ovome trenutku, analiza se nastavlja u tri dimenzije u vrlo

kratkom vremenu koje je potrebno da val eksplozije udari o konstrukciju. Taj pristup omogućava postizanje dobrih rezultata s relativno skromnim iskorištenjem ukupnih resursa računala.

Drugi razred problema može prouzročiti znatno veće poteškoće. Ukoliko je skalirana udaljenost od središta naboja do najbliže reflektirajuće površine mala, kao što bi bilo kada bi se eksplozivna naprava detonirala na ulici, na primjer, opseg jednodimenzionalne analize bi bio ograničen. To, pak, zahtijeva finiju mrežu konačnih elemenata od početka modeliranja problema, ukoliko prirodna difuzivnost (prisutna u svim numeričkim modelima) nije ozbiljno narušila kvalitetu rješenja. Slično, ukoliko val eksplozije napreduje relativno velikom udaljenošću prije nego dostigne točke od interesa potrebna je finija prostorna rezolucija za cijelu analizu. Takvi problemi zahtijevaju vrlo velike količine računalnih resursa te su neizbježni kompromisi prilikom modeliranja [6].

Kao preliminarni korak simulaciji djelovanja vala eksplozije učinjena je usporedba parametara eksplozije numeričkog modela s analitičkim izračunom. Analitički izračun parametara eksplozije učinjen je koristeći tablice dane u [16] za eksploziju pri tlu u odnosu na skaliranu udaljenost Z, te je ovo uspoređeno s parametrima dobivenim numeričkim izračunom u računalnom programu A.T.-Blast, programu za proračun parametara eksplozije te Autodyn-u, u kojem je urađena sama simulacija širenja vala eksplozije. Tabela 5.1 prikazuje dobivene rezultate te se vidi vrlo dobro poklapanje dobivenih parametara prema čemu se može zaključiti kako se eksplozija može simulirati u programskom paketu Autodyn s dovoljnom točnošću.

Tabela 5.1 – Parametri eksplozije

Proračun	Skalirana udaljenost (Z)	Brzina valne fronte (U)	Vrijeme udara valne fronte (t_a)	Tlak (P_{s0})	Impuls (i)
	m/kg$^{1/3}$	m/ms	ms	kPa	kPa-ms
Analitički	1,0	2,59	0,080	6895	138
A.T.-Blast	1,0	2,56	0,080	6910	135
Autodyn	1,0	2,30	0,075	6250	153

Zrak je modeliran s jednadžbom stanja za idealni plin u kojoj je tlak povezan s energijom preko empirijskog izraza

$$p = (\gamma - 1)\rho e \tag{5.4}$$

gdje su:

ρ gustoća zraka,

e specifična unutarnja energija,

γ konstanta.

Jednadžba predstavlja jednu od najjednostavnijih jednadžba stanja. Zrak je plinoviti materijal pa nema mogućnost prijenosa naprezanja te kao takvom nije pridružena nikakva zakonitost promjene čvrstoće ili sloma već on služi samo kao medij koji prenosi udarne valove eksplozije nastale detonacijom.

Detonacija je proces u kojemu se materijal eksploziva pretvara u plin te je najčešće taj proces završen na samome početku simulacije. Slično kao i zrak, eksplozivni materijal nema nikakvu čvrstoću niti slom. Eksploziv je modeliran s Jones-Wilkins-Lee (JWL) [57] jednadžbom stanja:

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{R_1\chi}\right)e^{-R_1\chi} + B\left(1-\frac{\omega}{R_2\chi}\right)e^{-R_2\chi} + \frac{\omega}{\chi} \tag{5.5}$$

gdje su:

p hidrostatski tlak,

χ specifični volumen ($1/\rho$),

e specifična unutarnja energija,

A, R_1, B, R_2,ω eksperimentalno određene konstante [70].

Materijalne karakteristike TNT-a dane su u Tabela 5.2, a zraka u Tabela 5.3.

Tabela 5.2 – Materijalne karakteristike TNT-a

TNT		
Jednadžba stanja	JWL	
Referentna gustoća	1,63	[g/cm^3]
Parametar A	3,738E+08	[kPa]
Parametar B	3,747E+06	[kPa]
Parametar R_1	4,15	
Parametar R_2	0,90	
ω	0,35	
C-J brzina detonacije	6,930E+03	[m/s]
C-J energija po jedinici volumena	6,000E+06	[kJ/m^3]
C-J tlak	2,100E+07	[kPa]
Početna energija	3,681E+06	[mJ/mg]

Tabela 5.3 – Materijalne karakteristike zraka

Zrak		
Jednadžba stanja	Idealan plin	
Referentna gustoća	1,225E-03	[g/cm^3]
γ	1,40	
Referentna temperatura	288,20	[K]
Specifična toplina	717,60	[J/kgK]
Početna energija	2,068E+05	[mJ/mg]

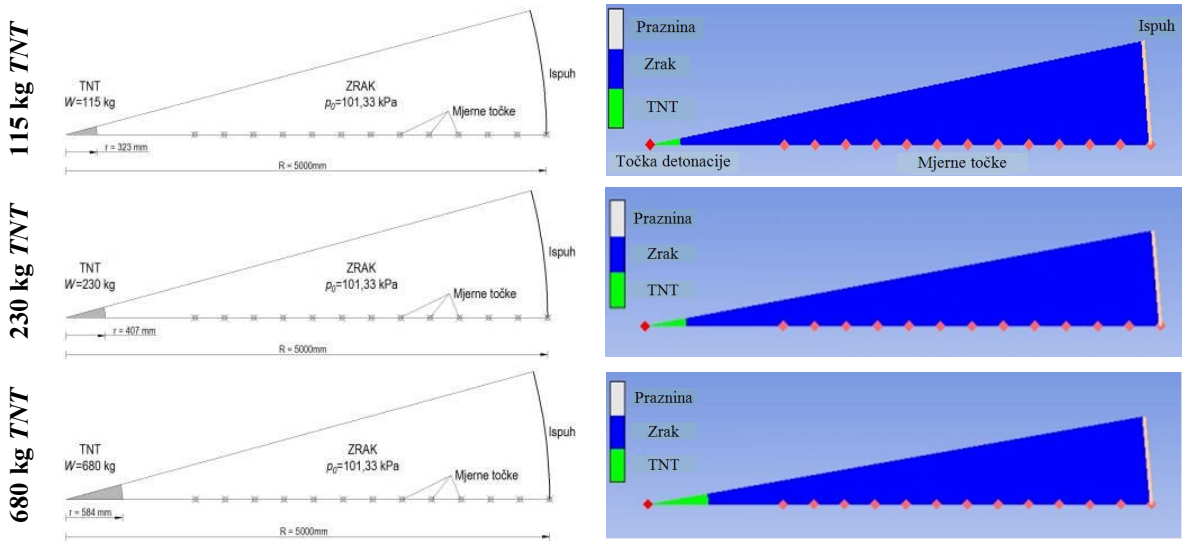
5.5.1 Numerički model eksplozije u zraku

Kako bi se proučio utjecaj veličine mreže konačnih elemenata na vršne tlakove eksplozije, simulirana je detonacija različitih količina eksploziva koristeći Autodyn hidrokod softver. Kako se val eksplozije radijalno širi od središta eksplozije sa sferičnom valnom frontom, moguće je koristiti uvjete simetrije pri simulaciji koji predstavljaju jednodimenzionalni osnosimetričan model. To znatno smanjuje vrijeme proračuna. Slika 5.2 prikazuje numeričke modele u Autodyn-u. Zrak i eksploziv su modelirani koristeći Eulerovu mrežu elemenata. Točka detonacije postavljena je u središte naboja, a mjerne točke na pravilnim razmacima kako bi se omogućilo bilježenje promjene tlaka vala na različitim skaliranim udaljenostima. Na kraju zračnog prostora, kroz koji putuje val eksplozije, postavljen je rubni uvjet koji omogućava slobodan prolaz vala kroz rub modela i na taj način spriječen nastanak odbijenog vala i povećanja tlaka. Korištene su tri količine naboja koje odgovaraju nosivosti prtljažnika automobila, karavana i kombija (Tabela 5.4).

Tabela 5.4 – Količine eksploziva ovisne o tipu vozila

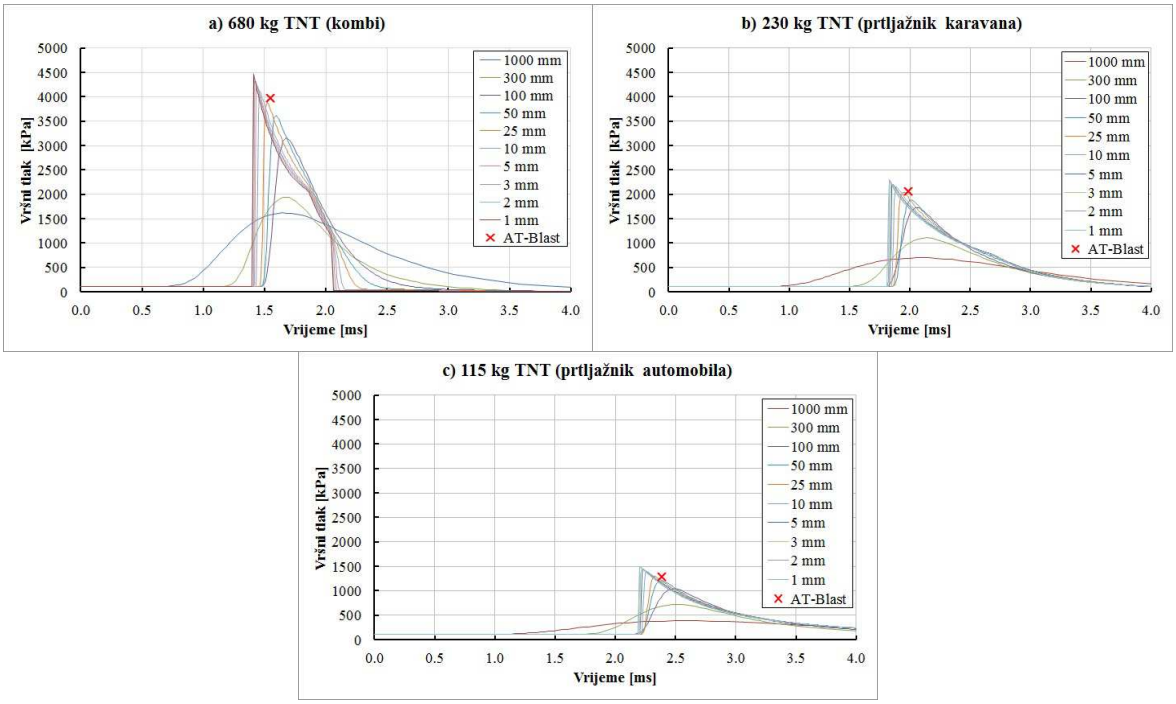
Tip vozila	Masa naboja [kg]
Prtljažnik automobila	115
Prtljažnik karavana	230
Kombi	680
Kamion	2270
Kamion s prikolicom	13610
Kamion s dvije prikolice	27220

Skalirana udaljenost varira od 0,2 m/kg$^{1/3}$ do 1,1 m/kg$^{1/3}$ pri čemu je udaljenost središta naboja do zadnje mjerne točke 5 m. Numerička simulacija provedena je za 32 različite veličine mreža zraka (Slika 5.6). Slika 5.2 prikazuju shemu numeričkog modela te gotovi numerički model u Autodyn-u.

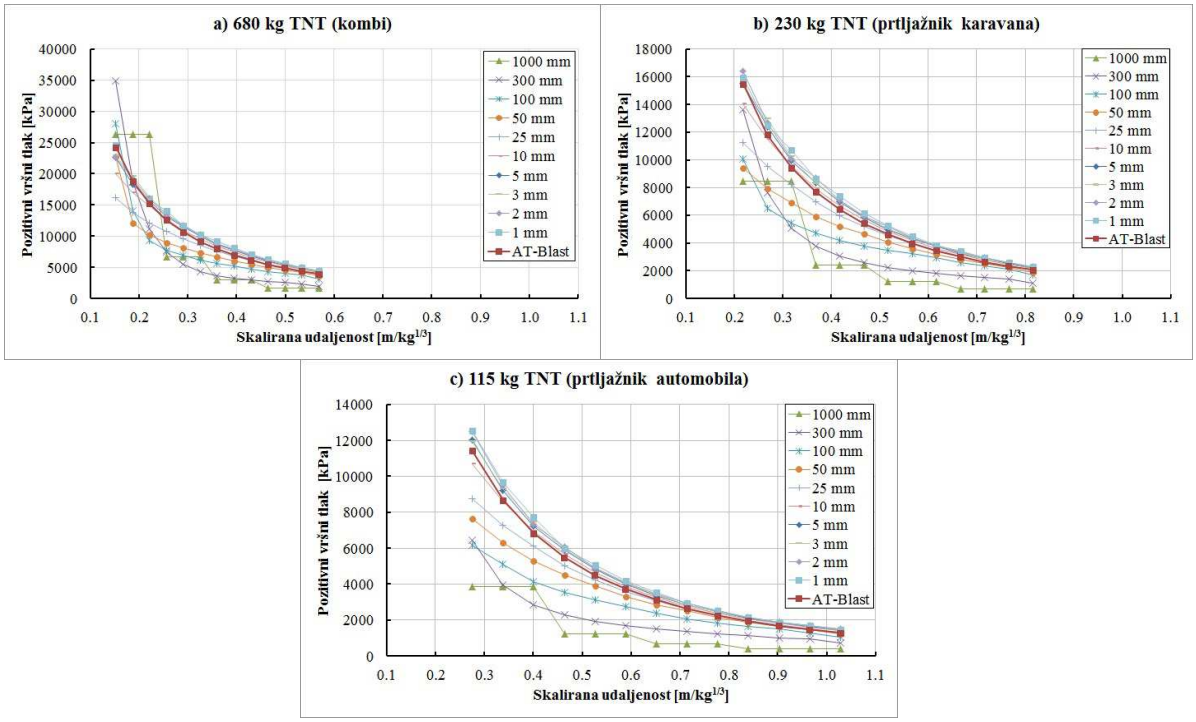


Slika 5.2 – Plan i numerički model eksplozije u zraku

Slika 5.3 prikazuje promjena tlaka vala za različite količine eksploziva i mreže konačnih elemenata u vremenu, a Slika 5.4 promjenu tlaka pri povećavanju udaljenosti naboja od mjerne točke (skalirane udaljenosti) u ovisnosti o veličini mreže elemenata. Zbog preglednosti dobivenih rezultata na slikama nisu prikazane krivulje dobivene za sve 32 simulacije već su prikazane neke od krivulja kako bi se vidio trend promjene tlaka u ovisnosti o promjeni mreže elemenata zraka.



Slika 5.3 – Profil tlaka eksplozije u ovisnosti o veličini elemenata mreže zraka



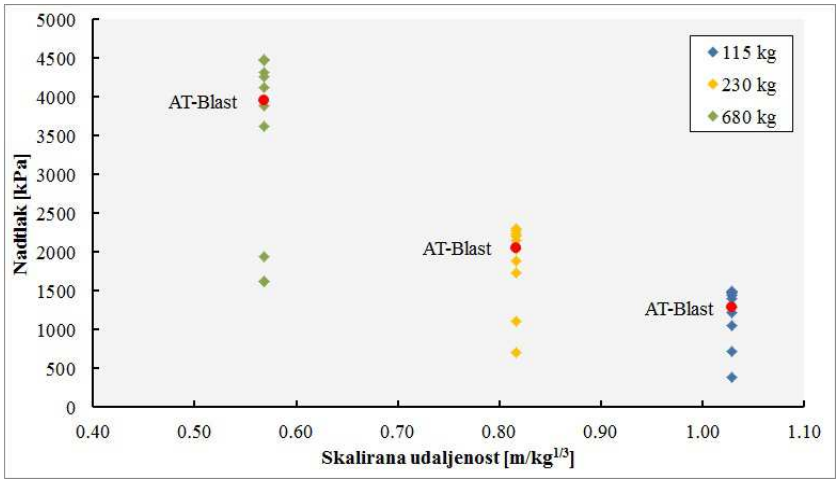
Slika 5.4 – Promjena tlaka eksplozije u ovisnosti o skaliranoj udaljenosti i veličini mreže elemenata zraka

Rezultati dobiveni 1D numeričkom simulacijom uspoređeni su s rezultatima dobivenim A.T.-Blastom, softverom za analitičko određivanje parametara eksplozije. Parametri dobiveni A.T.-Bastom smatrani su referentnima jer ih softver računa na temelju empirijskim izrazima dobivenim regresijskom analizom eksperimentalnih rezultata. Može se uočiti kako smanjivanjem veličine mreže tlakovi konvergiraju referentnim vrijednostima. Za manje veličine mreža (1 mm, 2 mm, 3 mm, 5 mm) tlakovi prelaze referentne vrijednosti što se može objasniti netočnošću mjerenja tlakova tijekom eksperimenta (mjerni instrumenti su izloženi vrlo visokih tlakova i temperaturi što ima značajan utjecaj na mjerne senzore [71]). Razlika u tlakovima jasno se može vidjeti u Tabela 5.5. Tlak dobiven numeričkom simulacijom s najmanjom razlikom, od 2%, u odnosu na referentnu vrijednost je za veličinu mreže od 25 mm. Na Slika 5.3 prikazani su profili tlaka za pojedinu količinu eksploziva. Rezultati pokazuju da povećanje veličine mreže uzrokuje spljoštenje krivulje tlaka, a brzina povećanja tlaka postaje sporija, odnosno, nema naglašenog skoka u tlaku u trenutku dolaska vala.

Tabela 5.5 – Usporedba vršnih tlakova u ovisnosti o veličini mreže zraka (udaljenosti točke detonacije i mjerne točke 5 m)

Veličina zraka [mm]	TNT mass 115 kg Tlak [kPa]	115 kg Relativna greška [%]	230 kg Tlak [kPa]	230 kg Relativna greška [%]	680 kg Tlak [kPa]	680 kg Relativna greška [%]
A.T.-Blast	***1278,02***		***2052,44***		***3954,10***	
1000	384,05	69,95	697,08	66,04	1617,36	59,10
900	546,98	57,20	880,12	57,12	1921,37	51,41
800	676,91	47,03	1015,01	50,55	2000,24	49,41
700	545,11	57,35	1174,88	42,76	2364,66	40,20
600	673,69	47,29	974,74	52,51	1696,97	57,08
500	567,50	55,60	1152,74	43,84	1798,59	54,51
400	777,40	39,17	1039,21	49,37	1738,88	56,02
300	717,11	43,89	1107,14	46,06	1942,57	50,87
200	804,67	37,04	1249,39	39,13	2394,67	39,44
100	1042,29	18,44	1726,91	15,86	3155,83	20,19
90	1054,57	17,48	1775,71	13,48	3262,36	17,49
80	1166,31	8,74	1772,32	13,65	3368,53	14,81
70	1128,81	11,68	1842,80	10,21	3399,95	14,01
60	1156,02	9,55	1828,95	10,89	3470,10	12,24
50	1211,22	5,23	1888,41	7,99	3621,49	8,41
45	1219,51	4,58	1924,07	6,25	3661,08	7,41
40	1239,22	3,04	1970,98	3,97	3688,07	6,73
35	1246,69	2,45	1971,14	3,96	3759,82	4,91
30	1277,27	0,06	2012,91	1,93	3820,77	3,37
25	***1288,31***	***0,81***	***2041,23***	***0,55***	***3877,93***	***1,93***
20	1328,49	3,95	2077,53	1,22	3955,38	0,03
15	1359,00	6,34	2112,70	2,94	4018,16	1,62
10	1396,31	9,26	2151,82	4,84	4124,68	4,31
9	1472,24	15,20	2167,73	5,62	4143,66	4,79
8	1483,31	16,06	2282,78	11,22	4368,90	10,49
7	1426,40	11,61	2190,49	6,73	4205,75	6,36
6	1493,34	16,85	2280,28	11,10	4409,23	11,51
5	1441,99	12,83	2203,87	7,38	4253,69	7,58
4	1472,57	15,22	2255,47	9,89	4359,26	10,25
3	1461,57	14,36	2228,22	8,56	4315,15	9,13
2	1488,16	16,44	2297,31	11,93	4482,20	13,36
1	1481,31	15,91	2264,35	10,32	4463,28	12,88

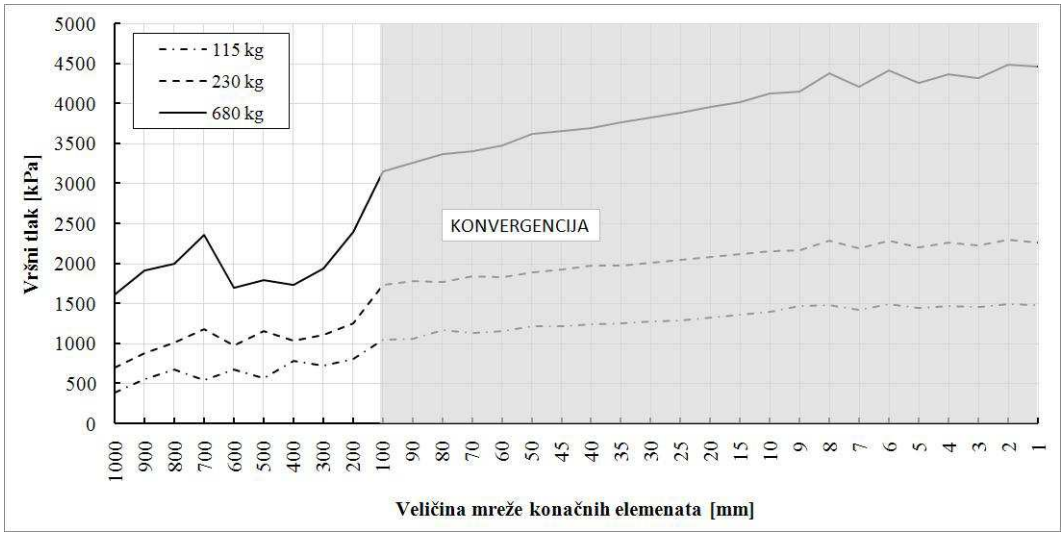
Slika 5.5 prikazuje odnos veličine vršnog tlaka eksplozije dobivenog A.T.-Blastom u odnosu na vršne tlakove dobivene za različite veličine mreže elemenata zraka.



Slika 5.5 – Tlakovi u ovisnosti o veličini mreže i skaliranoj udaljenosti

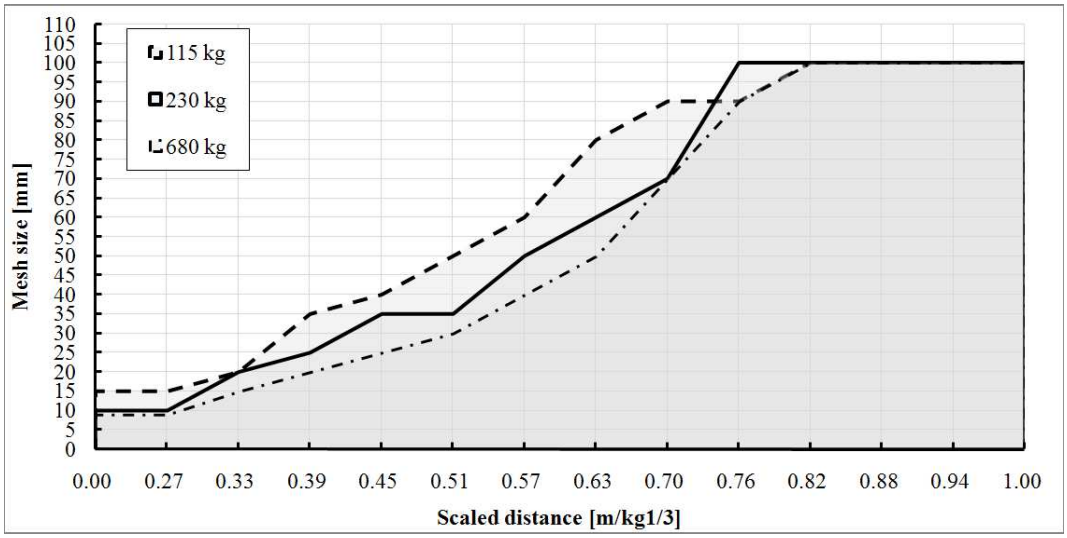
Analizom dobivenih rezultata možemo zaključiti kako veličina mreža konačnih elemenata zraka od 25 mm daje najbližu vrijednost tlaka eksplozije pretpostavljenoj mjerodavnoj vrijednosti dobivenoj A.T.-Blast programom. Dovoljno točne vrijednosti tlaka (oko 9% razlike u odnosu na vrijednosti dobivene A.T.-Blastom) dobivaju se i s nešto većom mreže, 50 mm, pa koristeći ovu veću mrežu možemo znatno uštedjeti na duljini proračuna i veličini modela bez velikih gubitaka na točnosti.

Ako se prikaže promjena tlaka u ovisnosti o promjeni skalirane udaljenosti (Slika 5.5) tada se može vidjeti kako se povećanjem skalirane udaljenosti tlak smanjuje, što podupire početnu pretpostavku. Trend je jednak za sve veličine mreže konačnih elemenata zraka. S manjim mrežama tlakovi su bliži referentnoj vrijednosti dobivenoj A.T.-Blastom, ali se za manje skalirane udaljenosti dobiva veliko raspršenje rezultata. Temeljem toga može se zaključiti kako su tlakovi za veće skalirane udaljenosti manje osjetljivi na veličinu elementa zraka nego za manje udaljenosti. Slika 5.6 prikazuje trend konvergencije vršnih tlakova u ovisnosti o veličini mreže elemenata zraka.



Slika 5.6 – Tlakovi u ovisnosti o veličini mreže

Prikaz veličine mreže elemenata zraka u ovisnosti o normaliziranoj skaliranoj udaljenosti može poslužiti za određivanje prihvatljive domene veličine mreže. Mreža za koju je razlika tlakova u odnosu na A.T.-Blast manja od 15%, smatra se dovoljno točnom za inženjersku praksu. Prihvatljive veličine mreže za tri količine TNT-a dane su na Slika 5.7 i u Tabela 5.6. Skalirana udaljenost je normalizirana s maksimalnom vrijednošću za pojedinu količinu TNT-a kako bi se lakše prikazale ovisnosti. Može se vidjeti kako se povećanjem skalirane udaljenosti povećava i veličina prihvatljive mreže ili drugim riječima kao se povećava udaljenost konstrukcije od mjesta detonacije tako se u simulacijama mogu koristiti grublje mreže konačnih elemenata zraka.

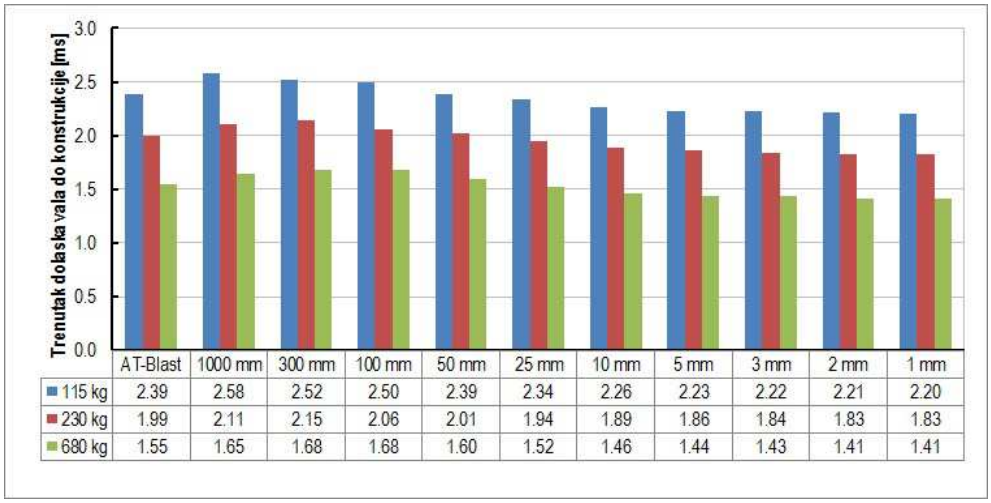


Slika 5.7 – Ovisnost veličine mreže o normaliziranoj skaliranoj udaljenosti

Tabela 5.6 – Prihvatljive veličine mreže

115 kg TNT-a		230 kg TNT-a		680 kg TNT-a	
Z [m/kg1/3]	Veličina mreže zraka [mm]	Z [m/kg1/3]	Veličina mreže zraka [mm]	Z [m/kg1/3]	Veličina mreže zraka [mm]
0,00	15,00	0,00	10,00	0,00	9,00
0,28	15,00	0,22	10,00	0,15	9,00
0,34	20,00	0,27	20,00	0,19	15,00
0,40	35,00	0,32	25,00	0,22	20,00
0,46	40,00	0,37	35,00	0,26	25,00
0,53	50,00	0,42	35,00	0,29	30,00
0,59	60,00	0,47	50,00	0,33	40,00
0,65	80,00	0,52	60,00	0,36	50,00
0,71	90,00	0,57	70,00	0,40	70,00
0,78	90,00	0,62	100,00	0,43	90,00
0,84	100,00	0,67	100,00	0,46	100,00
0,90	100,00	0,72	100,00	0,50	100,00
0,97	100,00	0,77	100,00	0,53	100,00
1,03	100,00	0,82	100,00	0,57	100,00

Veličina mreže također utječe na trenutak udara vala eksplozije. Neki autori zaključuju kako je trenutak udara neovisan o veličini mreže, ali ako se uzme u obzir da se vrijeme pri analizi eksplozija mjeri u milisekundama tada razlike za različite veličine mreža postoje. Ako razmotrimo razliku od ±15%, kao u tlakovima, tada sva vremena ulaze u tu domenu, ali trend je da se smanjenjem veličine mreže smanjuje i vrijeme potrebno da val udari u konstrukciju. Ako je mreža dovoljno sitna tada ona više ne utječe na trenutak udara, kao što se može vidjeti na Slika 5.8. Pri grubljim mrežama profil tlaka nema izraženi vrh u vrijednostima, odnosno profil je spljošteniji pa je trenutak maksimalnog tlaka uzet kao trenutak udara u konstrukciju.

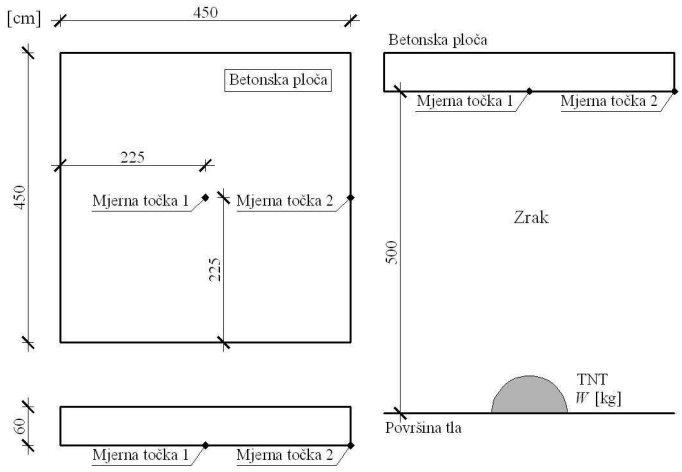


	AT-Blast	1000 mm	300 mm	100 mm	50 mm	25 mm	10 mm	5 mm	3 mm	2 mm	1 mm
115 kg	2.39	2.58	2.52	2.50	2.39	2.34	2.26	2.23	2.22	2.21	2.20
230 kg	1.99	2.11	2.15	2.06	2.01	1.94	1.89	1.86	1.84	1.83	1.83
680 kg	1.55	1.65	1.68	1.68	1.60	1.52	1.46	1.44	1.43	1.41	1.41

Slika 5.8 – Trenutci dolaska vala eksplozije u ovisnosti o veličini mreže zraka

5.5.2 Numerički model eksplozije pri tlu

Preliminarnom simulacijom modela nadvožnjaka utvrđeno je kako promjena veličine mreže elemenata zraka uzrokuje velike promjene u vrijednostima odbijenih tlakova eksplozije. Zbog toga se pristupilo parametarskoj analizi numeričkog modela kako bi se odredila optimalna gustoća mreže zraka. Modelirani su reducirani numerički modeli koji pri većim gustoćama mreža ne zahtijevaju veliku količinu računalne memorije, ali opet dovoljno složeni za određivanje mjerodavne mreže. Modelirana je betonska ploča izmjera 450 x 450 cm i debljine 60 cm, odnosno središnji isječak pločaste rasponske konstrukcije analiziranoga nadvožnjaka. Ploča je smještena na udaljenosti 500 cm od središta detonacije sfernog naboja (Slika 5.9).

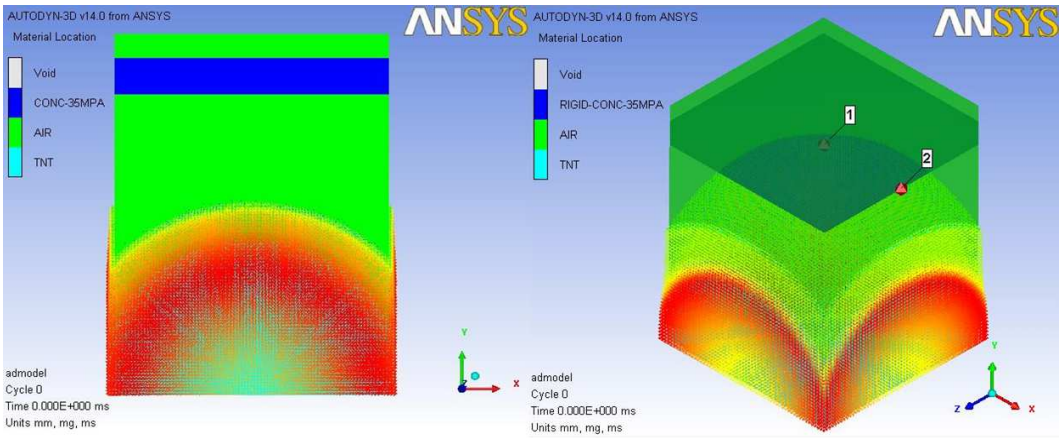


Slika 5.9 – Geometrija ploče i položaj u okolini

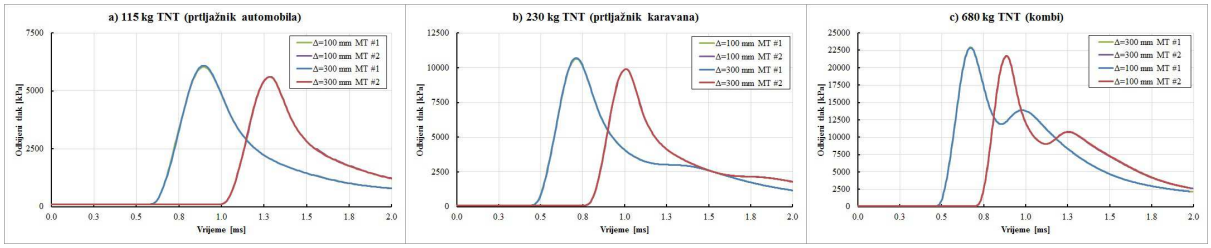
Provedena je 3D simulacija kako bi se odredila promjena odbijenog tlaka u vremenu na konstrukcijski element za eksploziju pri tlu. Parametarska analiza simulacije eksplozije pri tlu

provedena je za sedam veličina mreže zraka: 20 mm, 25 mm, 30 mm, 50 mm, 100 mm, 200 mm i 300 mm. U modelu su zrak i eksploziv (TNT) modelirani Eulerovom mrežom dok je konstrukcijski element (ploča) modeliran Lagrangeovom mrežom. Mjerne točke postavljene su ispod krute ploče kako je prikazano na Slika 5.10. Ploča je modelirana kao apsolutno kruti element kako bi se izbjegao utjecaj materijalnih karakteristika (deformiranje ploče) na odbijanje vala. Korištene su tri količine eksploziva koje odgovaraju prtljažniku automobila, kavana i kombija, prethodno navedene u

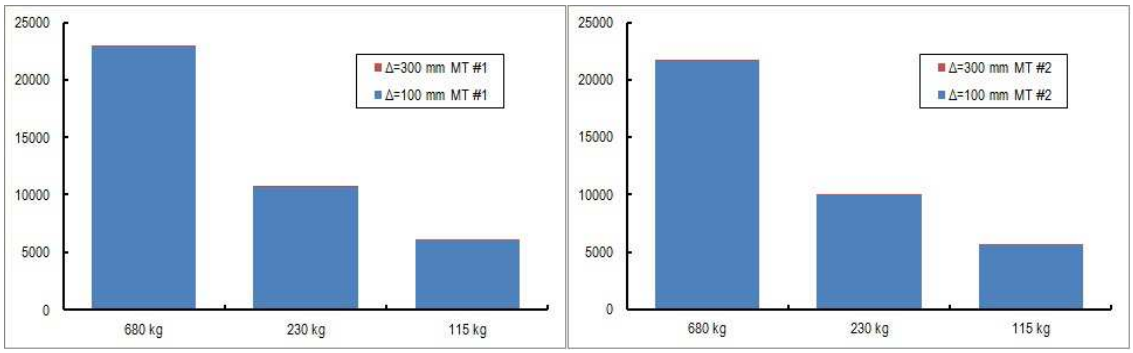
Tabela 5.4. Naboj je smješten na udaljenosti od 5 m tj. na površini prometnice koja prolazi ispod nadvožnjaka što predstavlja skalirane udaljenosti od 0,57 m/kg$^{1/3}$ te 0,82 i 1,03 m/kg$^{1/3}$. Na modelu su primijenjena dva rubna uvjeta: na dnu je postavljen rubni uvjet koji omogućuje odbijanje vala eksplozije dok je na preostalih pet ploha postavljen rubni uvjet koji omogućuje ispuh tj. prolazak vala eksplozije izvan volumena zraka. Na ovaj način simulirano je pojačanje vala odbijanjem od prometnicu, a izbjegnuto pojačanje odbijanjem od bočnih ploha, čime je dobivena stvarna situacija eksplozije ispod mosta. Kako bi se smanjilo vrijeme proračuna simulacija je provedena u dvije faze. Prva faza sadržavala je samo simuliranje širenja vala eksplozije detonacijom naboja do trenutka kontakta s konstrukcijskim elementom (pločom). Druga faza je sadržavala simulaciju interakcije vala eksplozije s konstrukcijom, ali su prethodno rezultati dobiveni simulacijom samoga širenja vala preslikani u model simulacije interakcije. Prilikom simulacije korištena je veličina mreže zraka od 50 mm te veličina mreže konstrukcijskog elementa od 100 mm i 300 mm. Analizom dobivenih rezultata vidi se kako je došlo do povećanja vala uslijed odbijanja od konstrukcijskog elementa te kako veličina mreže krutog konstrukcijskog elementa nema nikakav utjecaj na veličinu odbijenog tlaka. Ovo jasno pokazuju dijagrami na Slika 5.11 i Slika 5.12.



Slika 5.10 – Numerički model ploče u okolini



Slika 5.11 – Tlakovi vala odbijenog od konstrukcije

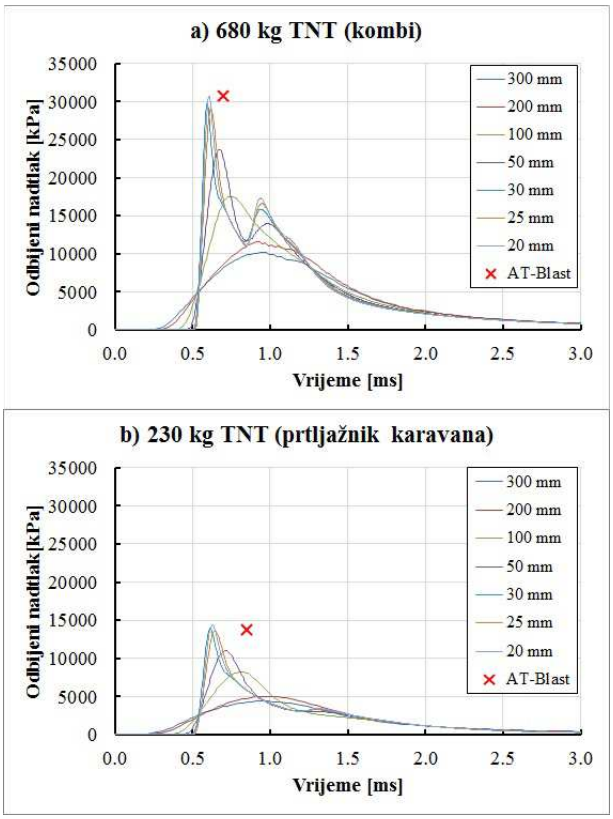


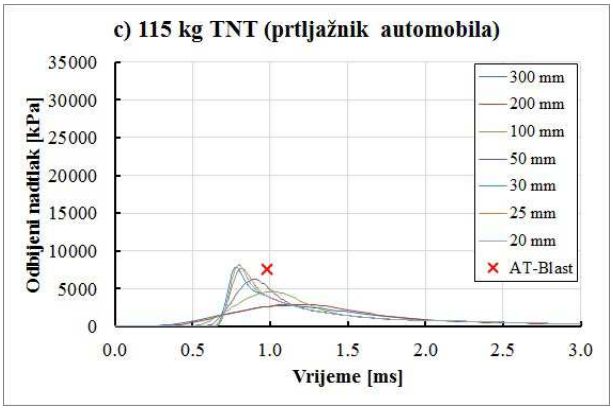
Slika 5.12 – Razlike u tlakovima za različite veličine mreže konačnih elemenata ploče

Rezultati dobiveni 3D analizom također su uspoređeni s rezultatima dobivenim pomoću A.T.-Blasta koji su smatrani referentnima. Usporedba je pokazala kako su tlakovi najbliži referentnoj vrijednosti dobiveni za veličinu mreže od 25 mm u analizi s 115 kg i 230 kg TNT-a s minimalnom razlikom u tlakovima od oko 2%. Analiza 680 kg TNT-a zahtijeva nešto manju veličinu mreže, 20 mm, ako uzmemo u obzir 2% razlike u odnosu na referentnu vrijednost (Tabela 5.7). Profili odbijenih tlakova u odnosu na A.T.-Blast prikazani su na Slika 5.13. Povećanje s atmosferskog do vršnog odbijenog tlaka postaje sporije te oblik krivulje postaje spljošteniji kako se povećava veličina mreže te se vrijednosti tlakova smanjuju. Profil tlaka ima dodatni skok nakon početne vršne vrijednosti što je uzrokovano odbijanjem tlaka i to je jasno vidljivo na Slika 5.13a. Smanjenjem veličine mreže tlakovi konvergiraju referentnoj vrijednosti ovisnoj o masi naboja kao što je prikazano na Slika 5.14.

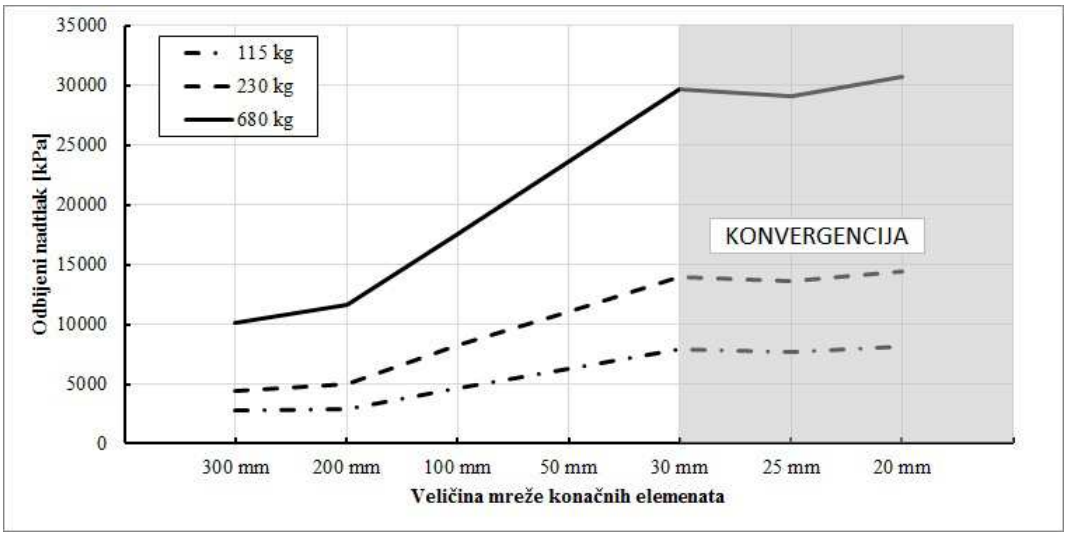
Tabela 5.7 – Usporedba odbijenih tlakova u ovisnosti o veličini mreže zraka

Veličina mreže zraka	Masa TNT-a					
	115 kg		230 kg		680 kg	
	Tlak [kPa]	Relativna greška [%]	Tlak [kPa]	Relativna greška [%]	Tlak [kPa]	Relativna greška [%]
A.T.- Blast	***7553,90***		***13738,63***		***30696,49***	
300 mm	2802,58	62,90	4380,32	68,12	10147,20	66,94
200 mm	2942,94	61,04	5017,11	63,48	11604,40	62,20
100 mm	4642,72	38,54	8238,86	40,03	17544,20	42,85
50 mm	6234,66	17,46	11017,70	19,80	23672,40	22,88
30 mm	7873,81	4,24	13941,40	1,48	29645,00	3,43
25 mm	***7710,54***	***2,07***	***13610,30***	***0,93***	***29075,50***	***5,28***
20 mm	8159,06	8,01	14393,00	4,76	***30751,30***	***0,18***



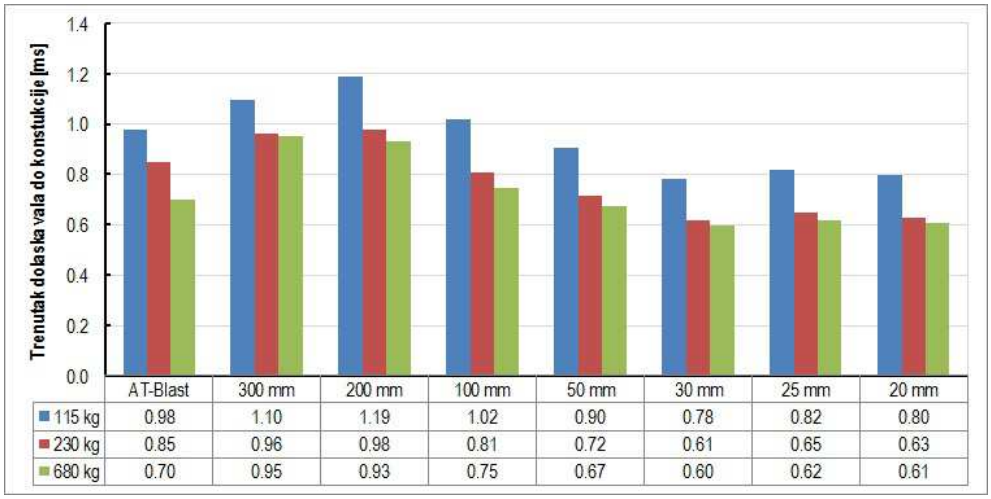


Slika 5.13 – Odbijeni tlak-vrijeme profil za različite veličine mreže konačnih elemenata



Slika 5.14 – Odbijeni tlakovi u ovisnosti o veličini mreže konačnih elemenata

Uzimajući u obzir razliku od ±15% svi trenutci dolaska vala do konstrukcije su unutar domene. Analizirajući rezultate prikazane na Slika 5.13 i Slika 5.15 vidi se da numeričke simulacije daju nešto ranije trenutke udara vala u odnosu na A.T.-Blast. Slično početnim tlakovima trend je da manja mreža elemenata skraćuje vrijeme potrebno da val doputuje do konstrukciju te ako je mreža dovoljno sitna ona više ne utječe na trenutke dolaska.



	AT-Blast	300 mm	200 mm	100 mm	50 mm	30 mm	25 mm	20 mm
115 kg	0.98	1.10	1.19	1.02	0.90	0.78	0.82	0.80
230 kg	0.85	0.96	0.98	0.81	0.72	0.61	0.65	0.63
680 kg	0.70	0.95	0.93	0.75	0.67	0.60	0.62	0.61

Slika 5.15 – Trenutci dolaska odbijenog vala u ovisnosti o veličini mreže zraka

Budući da veličina mreže konačnih elemenata zraka u numeričkim simulacijama eksplozija ovisi o specifičnom slučaju do sada nije bilo preporuka o izboru veličine mreže. Mreža elemenata zraka koja pruža dovoljnu točnost simuliranja djelovanja eksplozije za velike udaljenosti može biti pregruba za predviđanje slučajeva gdje su udaljenosti male što znači potrebu smanjenja veličine mreže, ali uslijed ograničenog kapaciteta radne memorije računala nekada je nemoguće koristiti dovoljno sitnu mrežu. Tada je potrebno koristiti grublje mreže, ali ovo neizbježno vodi greškama. Kako bi se dala preporuka o optimalnoj veličini mreže zraka provedena je parametarska analiza konvergencije veličine mreže konačnih elemenata za eksploziju u zraku i pri tlu te su se dobivene vrijednosti parametara eksplozije usporedile s vrijednostima dobivenim iz A.T.-Blasta. Razlika rezultata od 15% u odnosu na A.T.-Blast je odabrana kao dovoljno točna za inženjerske potrebe.

U sva tri slučaja, gruba mreža uzrokuje produljenje profila tlaka bez jasnog trenutka dolaska fronte vala. Budući da je profil tlaka spljošteniji, teško je odrediti točan trenutak dolaska fronte vala pa je trenutak maksimalnog tlaka prihvaćen kao trenutak dolaska. Sitnijom mrežom se dobivaju rezultati koji su bliži stvarnim uvjetima eksplozije što se jasno vidi kroz naglašeniji gradijent tlaka te posljedično i naglašeniji vršni tlak te trenutak dolaska. Primijećeno je kako grublja mreža ne može prikazati negativnu fazu profila tlaka te se na temelju toga može reći kako nedostatak negativne faze u profilu tlaka jasno ukazuje na pregrubu mrežu konačnih elemenata.

Koristeći Tabela 5.5 i Slika 5.6 moguće je brzo odrediti maksimalno dopuštenu veličinu mreže zraka za eksploziju u zraku ovisno o količini eksploziva i skaliranoj udaljenosti. Za eksplozije pri tlu konvergencija rezultata postignuta je za veličinu mreže zraka od 30 mm.

Već ta veličina mreže pokazuje sve detalje profila tlaka dok grublja mreža ne pokazuje sekundarni skok u profilu nakon vršnog odbijenog tlaka.

Opći zaključak je da povećanje tlaka od atmosferskog do maksimalnog postaje sporiji, oblik profila tlaka postaje spljošteniji te maksimalni tlak, bilo odbijeni ili upadni, postaje manji s povećanjem veličine mreže konačnih elemenata. Npr. ako se u obzir uzme skalirana udaljenost od 1,03 $m/kg^{1/3}$, što predstavlja udaljenost 5 m od prometnice do donje plohe rasponske konstrukcije te 115 kg TNT-a, veličina mreže zraka, za eksploziju u zraku, od 100 mm daje prihvatljive rezultate ako uzmemo u obzir 15%-tnu razliku u odnosu na A.T.-Blast, ali je potrebno uzeti veličinu mreže od 30 mm ako se radi o odbijenom tlaku tj. eksploziji pri tlu.

Vrijednosti dobivene A.T.-Blastom pretpostavljene su kao referentne, ali su eksperimentalna istraživanja potrebna kako bi se potvrdili numerički rezultata. Uzmemo li u obzir da su eksperimenti opasni i skupi, test konvergencije se nameće kao najbolji pristup određivanja veličine mreže konačnih elemenata.

6 NUMERIČKI MODELI NADVOŽNJAKA

6.1 Općenito o nadvožnjacima (mostovima)

Mostovi se sastoje od dva sustava glavnih dijelova, a to su gornji i donji ustroj mosta. Gornjim ustrojem mosta podrazumijeva se sve što se nalazi iznad ležajeva mosta u što pripada rasponski sklop (glavni i poprečni nosači) sa svom potrebnom opremom (pješački hodnik, vijenci, rubnjaci, asfalt-betonski zastor, rasvjeta, ograda, odbojna ograda). Donjim ustrojem mosta podrazumijeva se sve što se nalazi ispod ležajeva mosta, u što pripada krajnji oslonac (upornjaci), središnji oslonci (stupovi) te temelji mosta (plitki ili duboki temelji).

Rasponski sklop mosta je dio mosta kojim se odvija prometovanje preko prepreke. Postoji više vrsta rasponskih sklopova: pločasti, rebrasti, sandučasti te različite varijacije rasponskih sklopova. Većina nadvožnjaka na prometnicama su kratkog ili srednjeg raspona pa se koristi jedan od prva dva tipa rasponskih sklopova, pločasti ili rebrasti. Ovisno o tipu poprečnog presjeka mosta i načinu oslanjanja u literaturi su dane vrijednosti optimalnih raspona [72]. Tabela 6.1 daje pregled optimalnih raspona cestovnih betonskih grednih mostova.

Tabela 6.1 – Optimalni rasponi cestovnih betonskih grednih mostova raznih sustava [m]

	Sustav mosta	Nenapeta armatura	Napeta armatura
Pune ploče	slobodno oslanjanje	***15***	25
	kontinuirani sklop	20	30
Rebrasti poprečni presjek	slobodno oslanjanje	***20***	45
	kontinuirani sklop	20	45
Sandučasti poprečni presjek	slobodno oslanjanje	/	45
	kontinuirani sklop stalne visine	/	110
	kontinuirani sklop promjenjive visine	/	300

Osnovni uvjeti koje treba razmotriti pri odabiru poprečnog presjeka su [72]:

1) raspon i odabrani statički sustav rasponskog sklopa,
2) raspoloživa visina ili željena vitkost (omjer d/L),
3) način izvedbe,
4) odnos promjenjivog i stalnog opterećenja (q/g).

U Tabela 6.2 su dani odnosi rasponskog sklopa i konstruktivne visine poprečnog presjeka mosta na temelju kojih se određuje visina rasponskog sklopa.

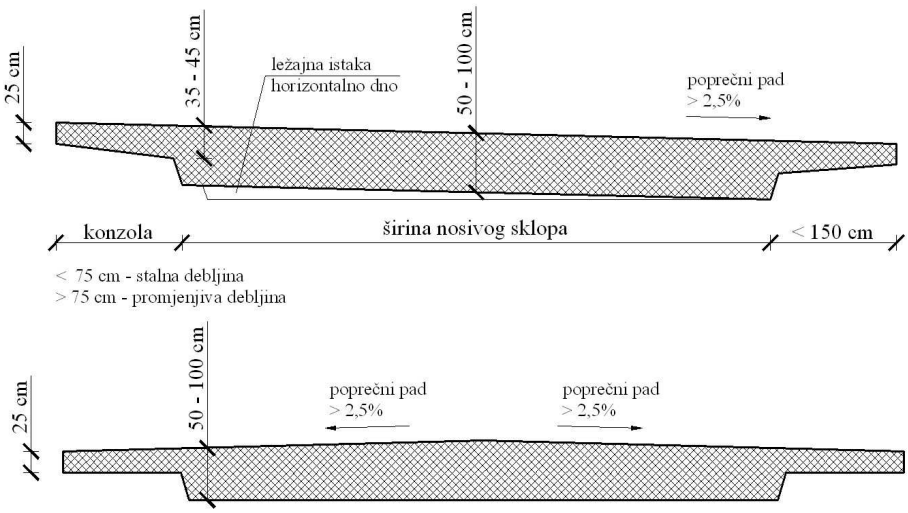
Tabela 6.2 – Odnos raspona i konstruktivne visine grednih mostova raznih sustava; L/H

Sustav mosta			Nenapeta armatura	Napeta armatura
Pune ploče H=0,5-1,0m (bolje <0,9m)	slobodno oslanjanje		***17***	22
	kontinuirani sklop		22	28
Rebrasti poprečni presjek	slobodno oslanjanje		***14***	18
	kontinuirani sklop		16	20
Sandučasti poprečni presjek	slobodno oslanjanje		17	21
	kontinuirani sklop stalne visine		18	25
	Kontinuirano	L/H_p	/	33-50
	H_{promj} ($H_0 \approx 3H_p$)	L/H_0	/	12-20

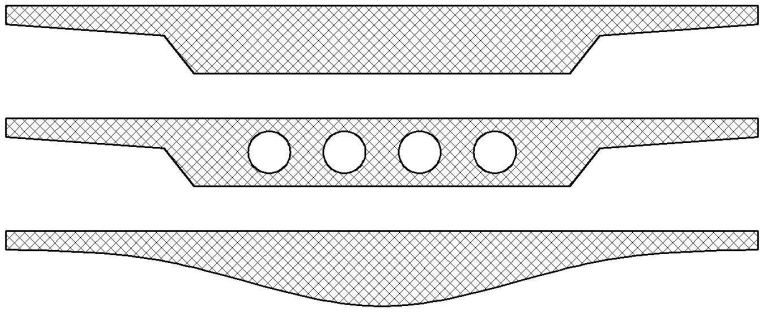
H_0 – visina iznad oslonca; H_p – visina u sredini raspona.

6.1.1 Pločasti rasponski sklop

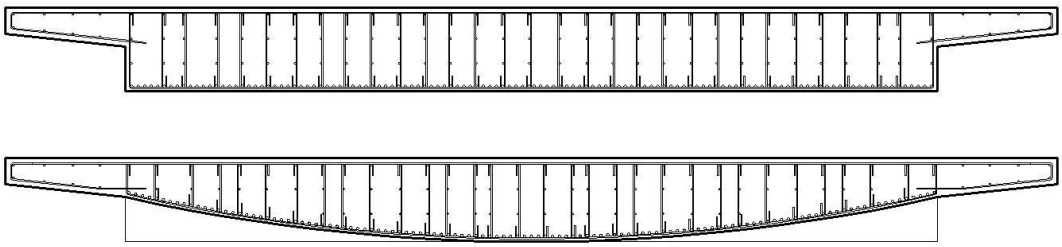
Najjednostavnija rasponska konstrukcija je puna ploča (Slika 6.1). Armatura je jednostavna, potrebna je najmanja količina oplate i ugradnja betona je laka. S druge strane zahtijeva veliku količinu ugrađenog betona što povećava vlastitu težinu te rezne sile u konstrukciji. Budući je opterećenje na širini kolničke plohe znatno veće od onoga izvan nje, poprečni presjek ploče se najčešće oblikuje tako da se približno počev od rubova kolničke plohe tvore znatno tanji prepusti, ali nije preporučljivo izvoditi suviše velike konzole jer su tada rubovi ploče jako opterećeni. Ploče su osobito prikladne za kose i tlocrtno zakrivljene mostove te one promjenjive širine, što se nerijetko susreće u cestovnim čvorištima. Ploče puna presjeka izvanredno su statički neučinkovite i to jednako one od armiranog betona i prednapete. Naime, imaju vrlo nepovoljan omjer momenta tromosti i ploštine presjeka. Zbog toga su se sve do nedavno izvodile olakšane ploče ošupljena presjeka. U estetskom pogledu povoljno djeluju trapezasti i zaobljeni presjeci (Slika 6.2). Zaobljeni presjek je osim u estetskom smislu zanimljiv i sa stajališta otpornosti na djelovanje eksplozija. Pretpostavlja se kako zaobljena donja ploha poprečnog presjeka povoljno utječe na otpornost smanjujući direktno opterećenu plohu mosta. Odbijanje vala eksplozije odvija se pod određenim kutom što znači kako ne dolazi do dodatnog pojačanja vala uslijed sudara čestica zraka. Slika 6.3 prikazuje tipičan raspored armature pločastog mosta.



Slika 6.1– Geometrija pločastoga sklopa



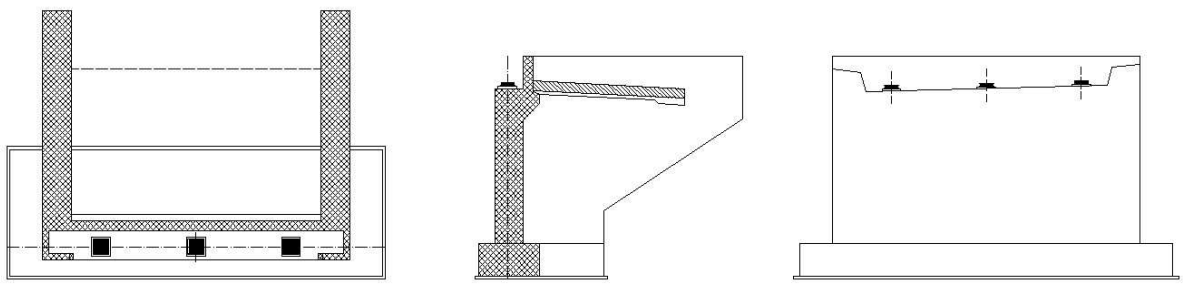
Slika 6.2 – Mogućnosti oblikovanja poprečnog presjeka pločastoga sklopa



Slika 6.3 – Raspored armature pločastog sklopa

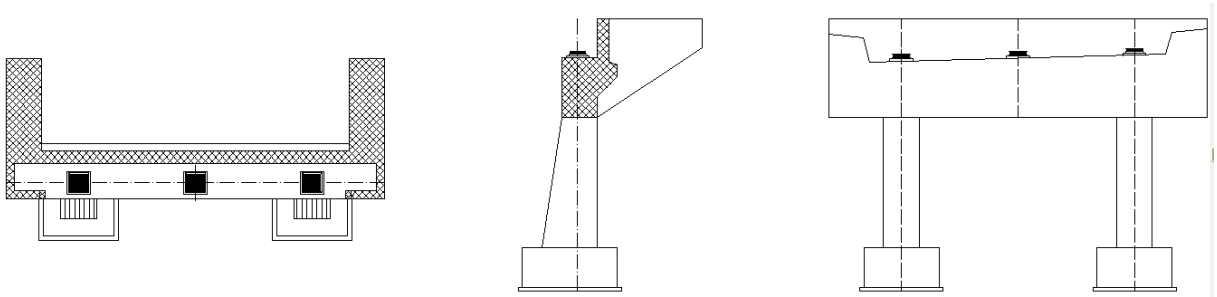
6.1.2 Upornjaci

Upornjaci su krajnji oslonci mosta pri kojima prestaje most, a počinje nasip. Imaju dvojaku ulogu, a to je prenijeti prometno opterećenje s rasponske konstrukcije na tlo te spriječiti prodor nasipa ispod rasponske konstrukcije kako bi se omogućilo sigurno prometovanje ispod mosta. Najčešće se izvode u dva osnovna tipa: masivni te olakšani (Slika 6.4 i Slika 6.5).



a) tlocrt b) presjek c) pogled

Slika 6.4 – Masivni upornjak



a) tlocrt b) presjek c) pogled

Slika 6.5 – Olakšani upornjak

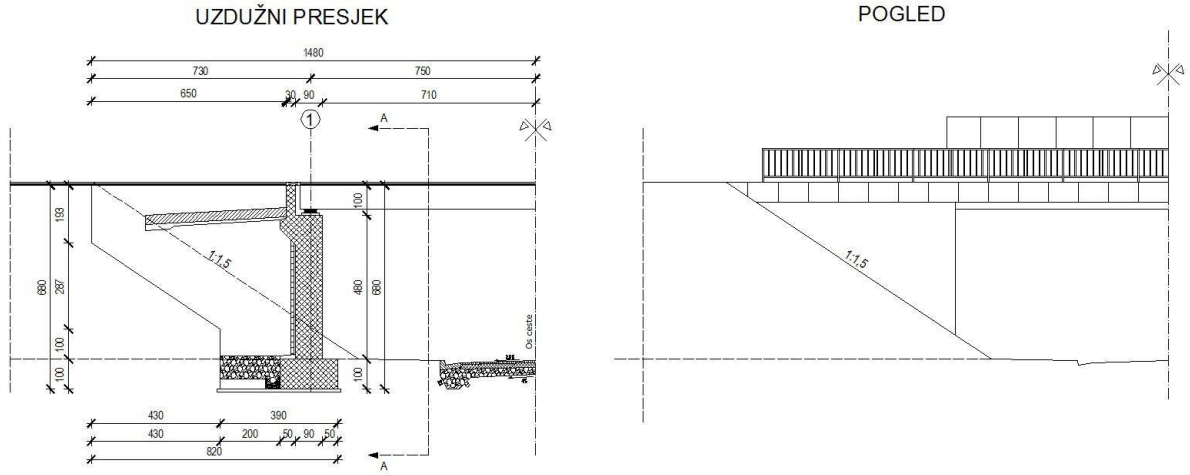
6.1.3 Nasip

Prometnica se vodi po nasipu do točke u kojoj okolnosti zahtijevaju prijelaz na most, koji se uređuje oblikovanjem upornjaka i kraja nasipa uz upornjak. Prijelaz često zna biti problematičan zbog diferencijalnih slijeganja tla. Način gradnje mosta često ograničava izvedbu nasipa uz krajnje potpore prije izvedbe sklopa pa se nasipi rade naknadno po dovršetku upornjaka ili čak nakon dovršetka čitave građevine. Prilikom izvedbe nasipa obavezno se mora predvidjeti drenaža prostora iza upornjaka, oblik nasipa, oblogu nasipa, berme za pristup dijelovima sklopa, stepenice za pristup mostu po nasipu te način zbijanja nasipa.

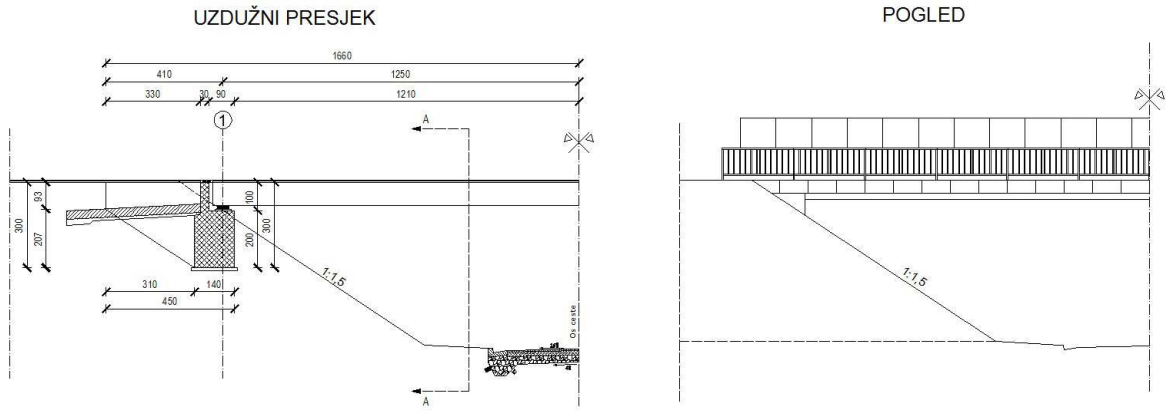
Pored sastava i zbijenosti nasipa, na kakvoću rješenja znatno utječe i njegovo oblikovanje u okolici upornjaka, te oblaganje ili ozelenjivanje raslinjem. Kod oblikovanja pokosa bitno je ustanoviti najstrmiji dopustivi nagib ploha (u našim prilikama često se u projektima odabire nagib 1:1,5 no on za neke materijale nije dostatan). Ukoliko plohe nije moguće oblikovati dopustivim nagibom, treba pribjeći oblaganju ili izvesti potporne zidove. Na rješenje nasipa također bitno utječe i izbor tipa upornjaka (masivni, minimalni ili upornjak na nasipu) oblikovanje krila (usporedna, okomita ili kosa u odnosu na uzdužnu os ceste na mostu) te načina temeljenja.

Postoji razlika u obliku nasipa pri masivnom i olakšanom upornjaku. Nožica nasipa masivnog upornjaka seže do dna zida upornjaka te je ispod mosta cijeli zid upornjaka otkriven. Za razliku od masivnog upornjaka kod olakšanog upornjaka nasip prolazi kroz upornjak i seže do tla stvarajući kosu plohu ispod mosta.

Uslijed različitog oblika nasipa ispod mosta pretpostavlja se i različiti utjecaj djelovanja vala eksplozije. Očekuje se povećanje valne fronte eksplozije kod mostova s upornjakom s propuštenim nasipom uslijed odbijanja vala o kosu plohu nasipa. U oba slučaja nasip mosta pretpostaviti će se kao apsolutno kruti od kojega dolazi do idealnog odbijanja valne fronte. Nasip je mogće pretpostaviti kao apsolutno kruti materijal zbog velike zbijenosti nasutog materijala i dodatne obloge najčešće betonskim pločama. Slika 6.6 i Slika 6.7 prikazuju dva tipa nadvožnjaka koji će se analizirati na djelovanje vala eksplozije.



Slika 6.6 – Nadvožnjak s masivnim upornjakom – Tip 1



Slika 6.7 – Nadvožnjak s propuštenim nasipom – Tip 2

6.2 Numerički modeli pojedinih elemenata nadvožnjaka

Numerički model nadvožnjaka napravljen je u programskom paketu Ansys. Podmodul Workbench predstavlja dio programa u kojemu se izvodi definiranje materijala, geometrije i početnih parametara proračuna. Detaljnije definiranje procesa proračuna obavlja se u podmodulu Autodyn koje se povezuje sa Workbenchom te povlači sve prethodno definirane parametre.

Modeliranje započinje definiranjem materijalnih karakteristika elemenata. U poglavlju 7 (Modeli materijala) detaljnije su opisani materijalni modeli koji su dani na izbor za modeliranje djelovanja eksplozije. Potrebno je zadati materijalni model rasponske konstrukcije, upornjaka, nasipa, eksplozivne naprave te okoline u kojoj je sve smješteno. Rasponska konstrukcija modelira se kao armiranobetonska konstrukcija što znači da ju je potrebno modelirati iz dva materijala: betona i armature.

Program pruža mogućnost odabira materijalnog modela betona eksperimentalno određenog na uzorcima podvrgnutim impulsnim opterećenjem (udarom) što je najbliži materijalni model ponašanja pri eksploziji. To je RHT (Riedel-Hiermaier-Thoma) model detaljnije opisan u poglavlju Modeli materijala. Predloženi faktori odgovaraju za proizvoljnu klasu betona. Moguće je zadati bilo koju klasu betona (tj. čvrstoću) te se pomoću predloženih faktora preračunaju ostali parametri modela. Usporedbom predefiniranih modela za dvije klase betona C35/45 i C140/155 vidi se razlika u nekim parametrima modela što znači da je bolje izvršiti eksperimentalno ispitivanje za odabranu klasu betona kako bi se odredili točni parametri i tako dobili što točniji modeli. Za takva eksperimentalna istraživanja potreban je uređaj koji ima mogućnost ispitivanja s povećanom brzinom deformacija, što ispitivanja čini skupim i nedostupnim. Kada bi htjeli modelirali realni most, trebalo bi provesti eksperimentalno ispitivanje parametara betona na uzorcima izvađenim iz realne konstrukcije što dodatno sve poskupljuje, jer bi takva ispitivanja tada trebalo napraviti za svaki most koji se želi modelirati. Dani modeli s preporučenim parametrima mogu dovoljno točno predstaviti ostale klase betona pa je izbjegnuto skupo određivanje parametara ispitivanjem. Izabrana je kvaliteta betona C35/45 s pripadnim parametrima danim u Tabela 6.3.

Osim osnovnih parametara čvrstoće betona u model je uključena i simulacija sloma materijala pri dosezanju vlačne čvrstoće. Na model betona nije dodatno primijenjen dinamički faktor uvećanja (eng. Dynamic Increase Factor, DIF) jer je model posebno razvijen za dinamička djelovanja.

Tabela 6.3 – Parametri RHT modela za beton klase C35/45

Parametar	Mjerne jedinice	NSC, 35 MPa (Riedel, 2000)
G_{el}	GPa	16,7
f_c	MPa	35,0
f_t/f_c	/	0,10
f_s/f_c	/	0,18
A_{fail}	/	0,00
B_{fail}	/	1,60
N_{fail}	/	0,61
$Q_{2.0}$	/	0,6805
BQ	/	0,0105
$G_{el}/(G_{el}-G_{pl})$	/	2,0
$f_{t,el}/f_t$	/	0,70
$f_{c,el}/f_c$	/	0,53
Cap option	/	Active
B_{fric}	/	1,60
N_{fric}	/	0,61
α	/	0,032
δ	/	0,036
D_{RHT1}	/	0,04
D_{RHT2}	/	1,00
$\varepsilon_{min}^{failure}$	/	0,01
ShratD	/	0,13

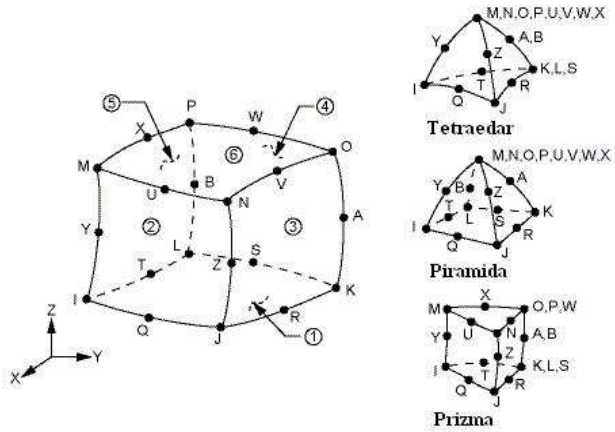
Za armaturu je odabran bilinearni kinematički elasto-plastični model. Kako nije bilo eksperimentalnog ispitivanja karakteristika armaturnog čelika odabrao se taj teoretski model kao interpretacija ponašanja armature. Odabrana je kvaliteta armature B500B s pripadnim karakteristikama danim u Tabela 6.4. Na statičke veličine primijenjen je DIF kako bi se simuliralo dinamičko ponašanje armature. Obzirom na procijenjenu brzinu deformacije armature pri eksploziji od 1000 s^{-1} primijenjen je DIF u iznosu od 1,51 za granicu popuštanja te 1,14 za vlačnu čvrstoću, a preračunate dinamičke karakteristike armature dane su u Tabela 6.4.

Tabela 6.4 – Statički i dinamički parametri odabrane armature B500B

B500B	E [N/mm^2]	f_y [N/mm^2]	ε_y [%]	f_u [N/mm2]
Statički	210000	500	0,238	540
Dinamički	210000	755	0,238	615,6

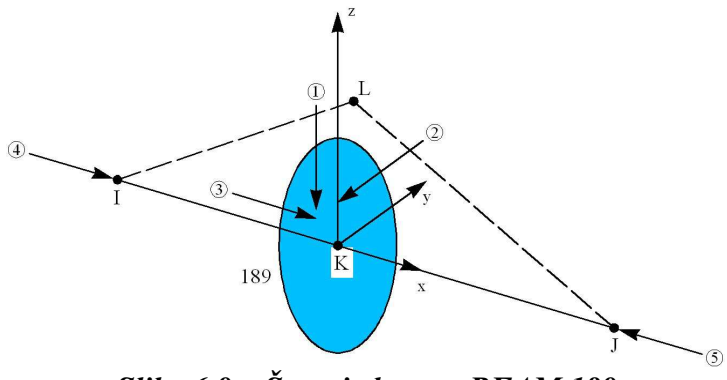
Armirani beton je dobiven spajanjem karakteristika RHT betona i bilinearno-kinematičkog modela armature. Betonski elementi su modelirani volumenskim (eng. solid) konačnim elementima, dok je armatura modeliranja štapnim (eng. beam) konačnim elementima. Štapni

elementi su smješteni unutar volumenskih elemenata te su oni međusobno povezani kontaktnim algoritmom (eng. body interaction) kojime osiguravamo zajedničko ponašanje pod opterećenjem. Volumenski element je tipa SOLID 186, 20–čvorni volumenski konačni element (Slika 6.8). Element višega reda kojim se mogu modelirati nepravilni oblici bez ikakvog gubitka na točnosti rezultata (kompatibilni deformabilni oblik prikladan za modeliranje zakrivljenih rubova). Element je definiran s 20 točaka s tri stupnja slobode, translacija u x, y i z smjeru. Može imati bilo kakvu prostornu orijentaciju te mu se može zadati plastičnost, puzanje, očvršćivanje, itd.



Slika 6.8 – Volumenski element SOLID 186

Štapni element je tipa BEAM 189, 2-čvorni štapni element (Slika 6.9). Temelji se na Timoshenkovoj teoriji pa su učinci poprečne deformacije uključeni u proračun. Element je definiran s dvije točke sa šest stupnjeva slobode, translacija u x, y i z smjeru te rotacija oko x, y, i z osi. Prikladan je za linearne i nelinearne proračune, a poprečni presjek se jednoliko skalira kao funkcija uzdužne deformacije pri nelinearnoj analizi kako bi se očuvao volumen elementa. Omogućava velike deformacije.



Slika 6.9 – Štapni element BEAM 189

6.3 Kontaktni elementi

Problem kontakta elemenata je vrlo nelinearan i zahtijeva značajne računalne mogućnosti kako bi se mogao riješiti [73].

Kod kontaktnih elemenata javljaju se dva osnovna problema:

1) Najčešće nije poznato područje koje dolazi u kontakt prije provedenog proračuna. Ovisno o opterećenju, materijalu, rubnim uvjetima i drugim faktorima, površine mogu doći u kontakt vrlo nepredvidljivo i naglo.
2) U većini kontaktnih problema potrebno je uzeti u obzir trenje. Postoji nekoliko zakona trenja i modela koji se mogu birati i svi su nelinearni. Trenje u odgovoru modela može uzrokovati vrlo kaotična rješenja te stvarati probleme u konvergenciji rješenja.

Ako u modelu nije potrebno uzeti u obzir trenje tada se pretpostavlja povezana interakcija između modeliranih tijela. Drugi pristup je koristiti jednadžbe rubnih uvjeta ili spriječene pomake umjesto kontaktnih elemenata.

6.3.1 Klasifikacija kontakta

Kontaktni problemi mogu se podijeliti u dvije osnovne skupine [73]:

1) Kruto-elastični: jedna ili više kontaktnih površina se smatraju krutima (imaju puno veću krutost u odnosu na deformabilni element u kontaktu). Bilo koji slučaj kontakta mekog materijala s tvrdim materijalom može se pretpostaviti kao kruto-elastični kontakt.
2) Elastično-elastični: uobičajeniji tip kontakta. U tome slučaju oba (ili svi) kontaktni elementi su deformabilni (imaju slične krutosti).

6.3.2 Kontaktni element između površina

ANSYS podržava kruto-elastični i elastično-elastični kontaktni element između površina. Ti elementi koriste ciljnu površinu (eng. target surface) i kontaktnu površinu (eng. contact surface) za stvaranje kontaktnog para [73]:

- ciljna površina se modelira jednim od sljedećih elemenata: TARGET 169 ili TARGET 170 (za 2D i 3D)
- kontaktna površina se modelira jednim od sljedećih elemenata: CONTA 171, CONTA 172, CONTA 173 i CONTA 174.

Kako bi se formirao kontaktni par potrebno je zadati jednake konstantne parametre za ciljnu i kontaktnu površinu.

Kontaktni elementi između površina imaju nekoliko prednosti u odnosu na kontaktne elemente između točaka CONTA 175 [73]:

- moguće ih je primijeniti na elemente nižeg i višeg reda (odnosno na elemente s rubnim točkama i točkama u sredini stranica),
- pružaju bolje kontaktne rezultate u tipičnim inženjerskim situacijama (normalni tlakovi, naprezanja uslijed trenja),
- nema ograničenja o obliku ciljne površine, površinska diskontinuiranost može biti fizičkog karaktera ili uslijed diskretizacije.

6.3.3 Korištenje kontaktnih elemenata

U problemima koji uključuju kontakt između dvije površine, jedna površina se najčešće smatra ciljnom površinom, a druga kontaktnom površinom. Za kruto-elastični kontakt ciljna površina je uvijek kruta ploha, a kontaktna površina je deformabilna ploha. Za elastično-elastični kontakt obje površine, ciljna i kontaktna, vezane su za deformabilno tijelo. Te dvije površine zajedno čine kontaktni par. Za definiranje 2D kontaktnog para koriste se kontaktni elementi TARGET169 u kombinaciji s CONTA171, CONTA172 ili CONTA175. Za definiranje 3D kontaktnog para koriste se kontaktni elementi TARGET170 u kombinaciji s CONTA173, CONTA174 ili CONTA175. Svaki je kontaktni par definiran određenim konstantnim vrijednostima parametara.

6.3.4 Koraci u kontaktnoj analizi

Osnovni koraci u analizi kontaktnog problema između površina su:

1) Definirati geometriju i mrežu,
2) Prepoznati kontaktni par,
3) Označiti kontaktnu i ciljnu površinu,
4) Definirati ciljnu površinu,
5) Definirati kontaktnu površinu,
6) Odrediti parametre kontakta,
7) Definirati kretanje ciljne površine (samo kruto-elastični kontakt),
8) Definirati rubne uvjete,
9) Definirati mogućnosti rješenja i korake opterećenja,
10) Riješiti kontaktni problem,
11) Kritički pregledati rješenja.

6.3.5 Prepoznavanje kontaktnih parova

Potrebno je prepoznati gdje će se ostvariti kontakt tijekom deformiranja modela. Nakon što su prepoznate moguće kontaktne površine one se definiraju pomoću ciljnog i kontaktnog elementa, koji će zatim pratiti kinematiku procesa deformiranja. Ciljni i kontaktni elementi koji čine kontaktni par međusobno su povezani preko zajedničkih jednakih parametara.

Kontaktna zona može biti proizvoljna, međutim, za optimalno rješenje (govoreći u smislu vremenskog trajanja računalnog izračuna) može se definirati manje, lokalizirane kontaktne zone, ali je opet potrebno paziti da zone budu dovoljne kako bi se s njima obuhvatio promatrani (potrebni) kontakt. Različiti kontaktni parovi se definiraju različitim parametrima. Nema ograničenja broja kontaktnih površina.

Ovisno o geometriji modela (i mogućim deformacijama) može doći do interakcije više ciljnih površina unutar jedne zone kontaktne površine. U tome slučaju potrebno je definirati više kontaktnih parova (koristeći preklapanje kontaktnih elemenata), svaki sa svojim setom parametara.

6.3.6 Definiranje kontaktnih i ciljnih površina

Kontaktnim elementima spriječeno je prodiranje u ciljne površine, međutim, ciljni elementi mogu prodrijeti u kontaktnu površinu. Za kruto-elastični kontakt jasna je klasifikacija: ciljna površina je uvijek kruta površina, a kontaktna površina je uvijek deformabilna površina. Za elastično-elastični kontakt izbor koja će površina biti ciljna, a koja kontaktna može uzrokovati različitu razinu prodiranja i na taj način utjecati na točnost rješenja.

Upute za određivanje ciljnih i kontaktnih površina [73]:

- ako konveksna površina dolazi u kontakt s ravnom ili konkavnom površinom, ravna/konkavna površina je ciljna površina,
- ako jedna površina ima finiju mrežu, a druga grublju, površina s finijom mrežom je kontaktna površina, a površina s grubljom mrežom ciljna površina,
- ako je jedna površina kruća od druge, mekša površina je kontaktna površina, a kruća ciljna površina,
- ako su elementi višega reda podmetnuti ispod jedne od vanjskih površina te elementi nižega reda ispod druge, površina koja je podmetnuta s elementima višega reda je kontaktna površina, a površina podmetnuta s elementima nižega reda je ciljna površina,
- ako je jedna površina veća od druge površine, kao na primjer gdje jedna površina omeđuje dugu, veća površina je ciljna površina.

6.3.7 Nesimetrični u odnosu na simetrični kontakt

Nesimetrični kontakt definiran je kao kontaktni problem kod kojega su svi kontaktni elementi na jednoj površini, a svi ciljni elementi na drugoj površini. To se još naziva i kontakt s proračunom u jednom prolazu (eng. one-pass contact). Najčešće je to najbolji način modeliranja kontakta između površina. Međutim, u nekim slučajevima nesimetrični kontakt ne daje zadovoljavajuće rezultate. U tim slučajevima može se definirati da obje plohe budu i ciljne i kontaktne površine. Tada se može definirati dva seta kontaktnih parova između kontaktnih elemenata. To se još naziva simetrični kontakt (eng. two-pass contact). Očigledno da je simetrični kontakt manje učinkovit što se tiče vremena izračuna od nesimetričnog. Specifične situacije koje zahtijevaju uporabu simetričnog kontakta [73]:

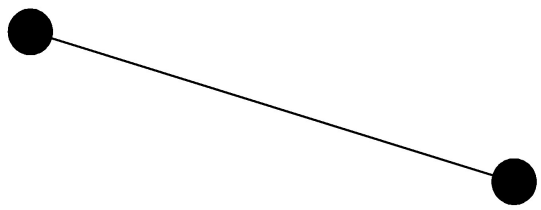
- kada nije jasna razlika ciljne i kontaktne površine,
- kada obje površine imaju grubu mrežu.

Ako su mreže na oba tijela jednake i dovoljno fine, simetrični kontaktni algoritam neće uvelike povećati točnost, odnosno, čak može uzrokovati preveliko povećanje trajanja izračuna.

6.3.8 Tipovi kontaktnih elemenata

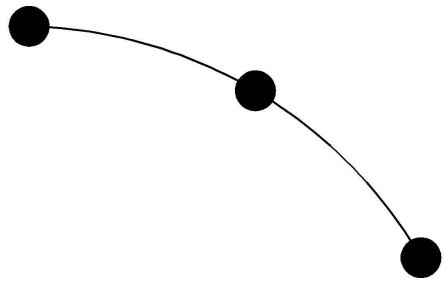
Postoji četiri tipa kontaktnih elemenata:

CONTA171 – ovo je 2D element, sadrži dvije točke, linijski element nižeg reda koji se nalazi na površini 2D volumenskog, plošnog (eng. shell) ili grednog elementa (BEAM3, PLANE42, SHELL51).



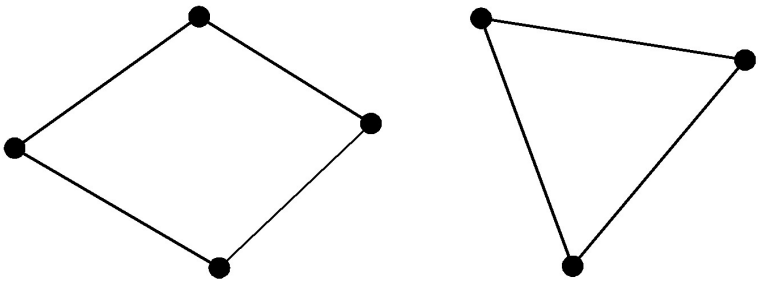
Slika 6.10 – Kontaktni element CONTA171

CONTA172 - ovo je, također, 2D element, sadrži tri točke, parabolični element višeg reda koji se nalazi na površini 2D volumenskog ili grednog elementa s točkom u sredini stranica (PLANE82, VISCO88).



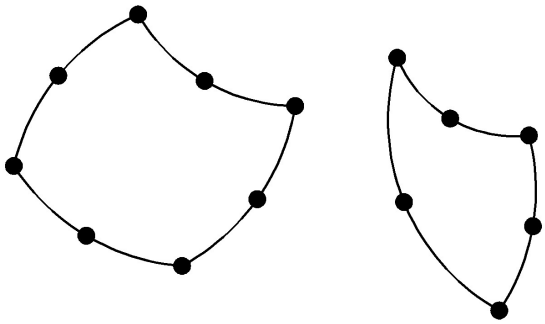
Slika 6.11 – Kontaktni element CONTA172

CONTA173 - ovo je 3D element, sadrži četiri točke, četverostrani element nižeg reda koji se nalazi na površini 3D volumenskog ili plošnog elementa (SOLID45, SHELL181), može se svesti na trokutni element s tri točke.



Slika 6.12 – Kontaktni element CONTA173

CONTA174 - ovo je, također, 3D element, sadrži osam točaka, četverostrani element višeg reda koji se nalazi na površini 3D volumenskog ili plošnog elementa s točkom u sredini stranica (SOLID92, SOLID95, SHELL93), može se svesti na četverostrani ili trokutni element s tri do sedam točaka.



Slika 6.13 – Kontaktni element CONTA174

CONTA175 - ovo je 2D ili 3D element, sadrži jednu točku koja se nalazi na površini 2D volumenskog ili grednog elementa nižeg ili višeg reda ili pak 3D volumenskog ili grednog elementa nižeg reda.

6.3.9 Odabiranje kontaktnog algoritma

Kontaktni elementi površina na površinu daju nekoliko različitih mogućnosti kontaktnih algoritama:

- Penalty method, (Penalty metoda)
- Augmented Lagrangian, (Proširena Lagrangeova)
- Lagrange multiplier on contact normal and penalty on tangent, (Lagrangeov multiplikator na normali kontakta, a penalty na tangenti)
- Pure Lagrange multiplier on contact normal and tangent, (Čisti Lagrangeov multiplikator na normali i tangenti kontakta)
- Internal multipoint constraint. (Unutarnja višespojno ograničenje)

Penalty metoda koristi kontaktnu oprugu kako bi se ostvarila veza između dviju kontaktnih površina. Krutost opruge naziva se kontaktna krutost.

Augmented Lagrangian metoda (koja je predefinirana) je iterativna serija penalty metoda. Kontaktna trakcija (koja je rezultat tlaka i trenja površina) proširena je tijekom iteracija jednadžbi kako bi dopušteno prodiranje bilo manje od dopuštenog. Uspoređujući s penalty metodom, augmented Lagrangian najčešće vodi do poboljšanja rezultata i manje je osjetljiva na veličinu kontaktne krutosti. Međutim, u nekim analizama augmented Lagrangian zahtjeva veći broj iteracija, pogotovo ako deformirana mreža postane previše iskrivljena.

6.3.10 Odabir modela trenja

U osnovnom Coulombovom modelu trenja dvije kontaktne površine mogu preuzeti posmična naprezanja duž cijelog kontakta do određene vrijednosti prije nego što dođe do relativnog klizanja. Takvo stanje poznato je kao lijepljenje. Coulombov model trenja definira ekvivalentno posmično naprezanje, τ, pri kojemu počinje klizanje površina kao dio kontaktnog tlaka, p:

$$\tau = \mu p + COHE \tag{6.1}$$

gdje su:

μ	koeficijent trenja,
$COHE$	kohezija otpora klizanju.

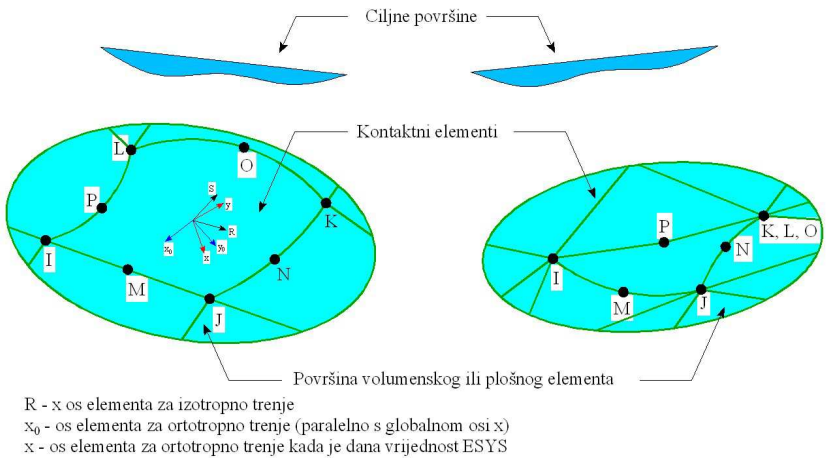
Kada se premaši posmično naprezanje dvije površine kližu jedna po drugoj. To stanje poznato je kao klizanje.

Za grube, vezane i kontakte bez trenja, matrica krutosti kontaktnih elemenata je simetrična. Kontaktni problemi koji uključuju trenje daju nesimetrične krutosti. Koristeći nesimetrično rješavanje proračun za svaku iteraciju traje dulje nago za simetričnu. Iz tog razloga Ansys koristi algoritam simetralizacije s kojim se može riješiti većinu kontaktnih problema za simetrični sustav. Ako naprezanja pri trenju čine značajan utjecaj na ukupni pomak polja te ako rješenje ovisi o veličini naprezanja trenja, aproksimacija simetričnom matricom krutosti može dati sporo konvergiranje rezultata. U takvim slučajevima potrebno je izabrati nesimetrično rješavanje kako bi se poboljšala konvergencija rješenja.

6.3.11 Kontaktni elementi u modelu

6.3.11.1 CONTA174

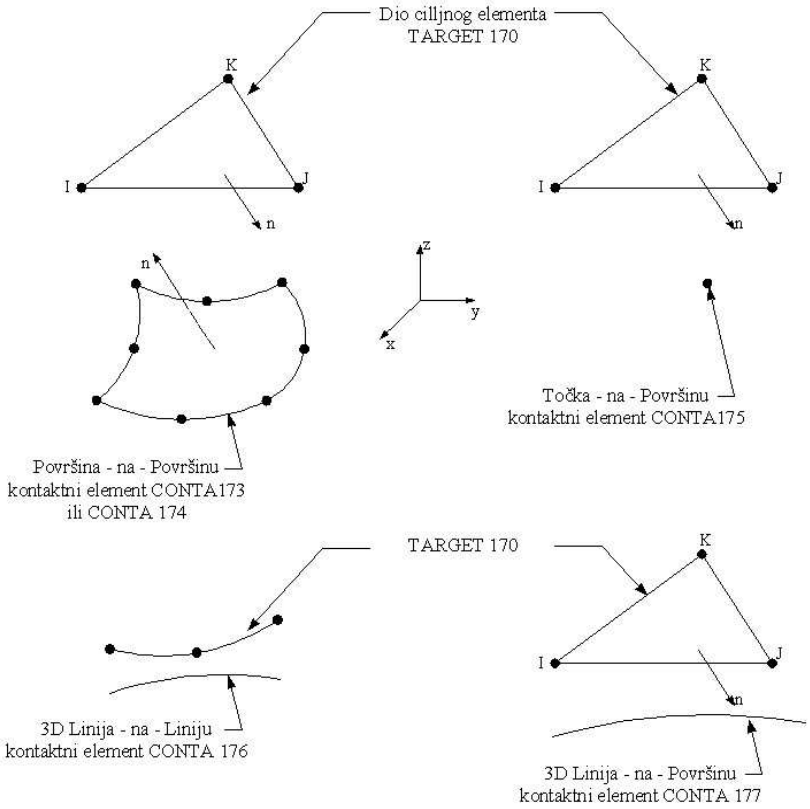
Trodimenzionalni, osmeročvorni kontakt između površina (eng. 3D 8 node Surface to surface contact) koristi se za modeliranje kontakta i klizanja između 3D ciljne i deformabilne površine. Element se nalazi na površini 3D volumenskog ili plošnog elementa sa srednjim točkama. Ima jednake geometrijske karakteristike kao volumenski odnosno plošni element s kojim je spojen. Kontakt se ostvaruje kada površina elementa prodre u jedan od ciljnih segmenata elementa na ciljnoj površini. Dopušteni su Coulombovi posmični naponi i trenje.



Slika 6.14 – CONTA174

6.3.11.2 TARGE170

Trodimenzionalni ciljni segment (eng. 3D target segment) koristi se za modeliranje različitih 3D ciljnih površina pri definiranju kontaktnih elemenata. Kontaktni elementi prekrivaju volumenski, plošni ili linijski element opisujući granicu deformabilnog tijela i potencijalno su u kontaktu s ciljnim elementima te su povezani (upareni) s odgovarajućom kontaktnom površinom preko zajedničkih konstantnih parametara. Može se zadati bilo kakav pomak ili rotacija, temperatura, napon, magnetski potencijal, također se mogu zadati sile i momenti.

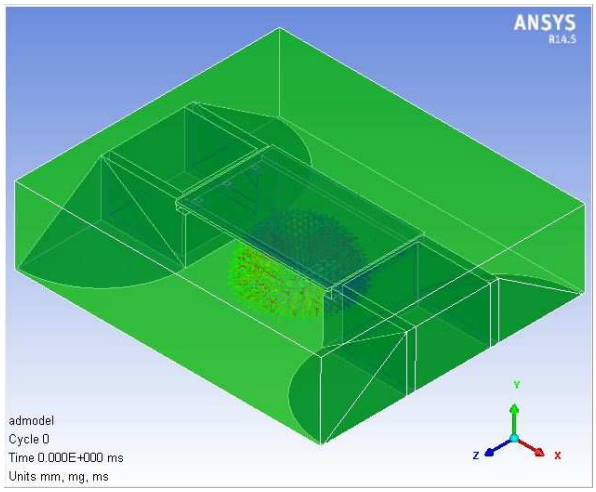


Slika 6.15 – TARGE170

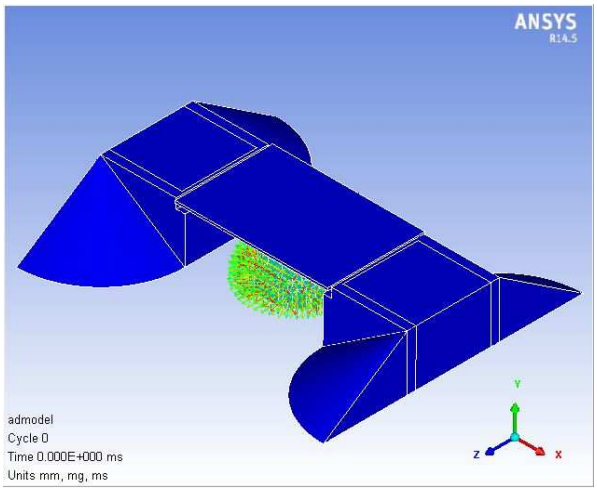
6.3.12 Širenje vala eksplozije i tlakovi na rasponsku konstrukciju

Geometrija nadvožnjaka modelirana je u podmodulu Ansysa (eng Design Modeler) [74]. Model je učinjen što detaljnije kako bi se što više približio stvarnoj konstrukciji. Modelirana je rasponska konstrukcija u dva temeljena oblika, pločasta s ravnom i zaobljenom donjom plohom. Konstrukcija je oslonjena preko elastomernih ležajeva na masivni i olakšani upornjak. Masivni upornjak postavljen je tako da mu je prednje lice tj. zid direktno nasuprot eksploziji potpuno izložen djelovanju eksploziji, dok je olakšani upornjak ukopan tj. nasip u nagibu 1:1,5 prolazi ispod rasponske konstrukcije. Nadvožnjak s masivnim upornjakom je

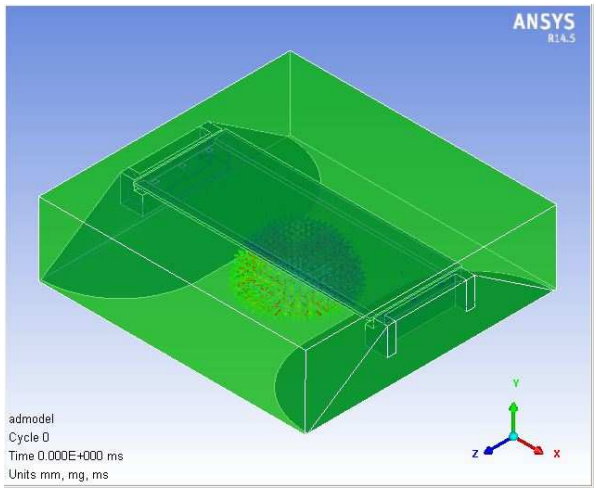
označen kao most Tip 1, a nadvožnjak s olakšanim upornjakom i propuštenim nasipom kao most Tip 2. Slobodni otvor ispod nadvožnjaka ima visinu 5 m, a širina prepreke koju nadvožnjak premošćuje je 11,8 m. Budući da se radi o dva različita tipa krajnjih oslonaca, raspon nadvožnjaka se razlikuje, most Tip 1, nadvožnjak s masivnim upornjakom ima raspon 15 m, a most Tip 2, nadvožnjak s propuštenim nasipom ima raspon 25 m jer bi u protivnom nasip zatrpao prepreku.



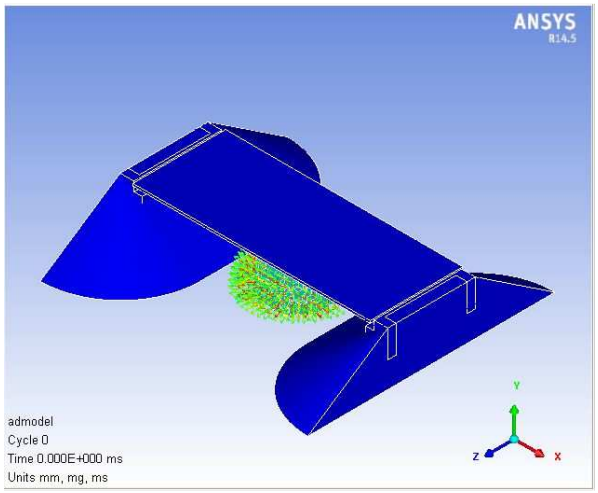
Slika 6.16 – Nadvožnjak s masivnim upornjakom u okolini



Slika 6.17 – Položaj eksplozije ispod mosta Tip 1



Slika 6.18 – Nadvožnjak s propuštenim nasipom u okolini



Slika 6.19 – Položaj eksplozije ispod mosta Tip 2

Nakon što je dovršeno modeliranje geometrije nastavilo se sa zadavanjem parametara proračuna. To je učinjeno u dva koraka. Početni parametri su zadani u dijelu Mechanical Multyphysics, a ostali u Autodynu.

Osnovni zadani parametri:

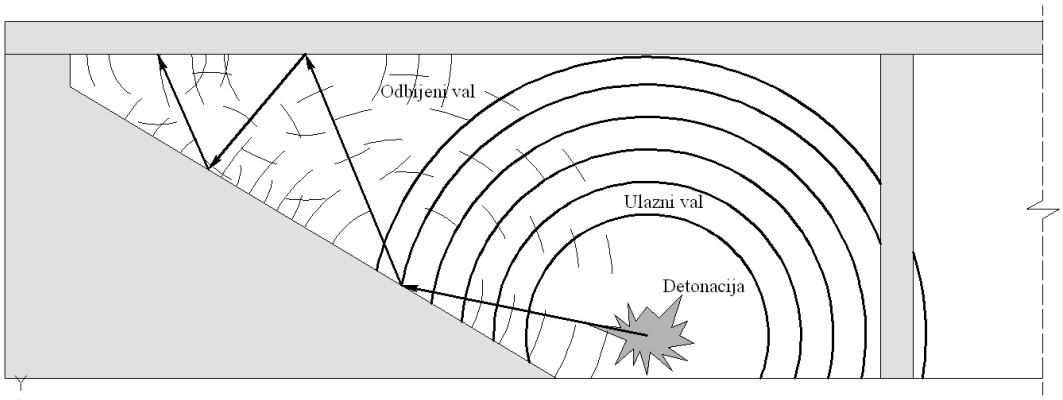
- materijalne karakteristike pojedinom elementu geometrije,

- veza između armature i betona pomoću kontaktnih elemenata, koji omogućavaju povezivanje štapnih elemenata s volumenskim elementima,
- način ponašanja pojedinog elementa, kruto (eng. rigid) ili deformabilno (eng. flexible), u slučaju odabira opcije krute konstrukcije tj. element kojemu je ta opcija odabrana ponaša se kao apsolutno kruta konstrukcija dok u slučaju odabira opcije deformabilno, elementu se pridružuju materijalne karakteristike te se on prilikom djelovanja opterećenja deformira,
- mreža konačnih elemenata; potrebno je paziti kako se ne bi zadala previše gusta mreža koja može znatno produljiti proračun ili previše gruba mreža koja može dati nedovoljno točne rezultate. Najčešće se na mjestima na kojima se očekuju veći utjecaji (veća naprezanja, deformacije, oštećenja) radi gušća mreža koja se dalje prorjeđuje (na taj način pratimo lokalne utjecaje eksplozije). Također treba paziti na gustoću mreže elemenata konstrukcije i na gustoću mreže okoline u koju se konstrukcija postavlja (gustoća Eulerove i Lagrangeove mreže, Lagrangeova mreža bi trebala biti veća od Eulerove zbog lakšeg povezivanja, preporuča se omjer 2:1),
- rubni uvjeti konstrukcije, ležajevi i ostali kontakti između elemenata,
- početna brzina, koja se kasnije uklanja, a služi samo zbog numeričke stabilnosti cijeloga procesa povezivanja Workbencha sa Autodynom.

Kada je sve zadano modeliranje se nastavlja u Autodynu učitavanjem svega prethodno definiranog u Workbenchu. Tu se nastavlja sa zadavanjem ostalih parametara i proračunom.

Nedostaju dva glavna dijela modela, a to je okolina u kojoj se konstrukcija nalazi i opterećenje, odnosno eksplozija koja djeluje na konstrukciju. U materijalnim modelima odabire se zrak i TNT, kao preostala dva materijala potrebna za simulaciju, kojima zatim zadajemo potrebne parametre (poglavlje Modeli materijala). Kada je to učinjeno konstrukcija se smješta u okolinu idealnog zraka, a prethodno simulirana eksplozija, do trenutka kontakta s konstrukcijom, preslikava se u okolinu ispod mosta. Dodaju se rubni uvjeti okolini i to takvi da propuštaju val eksplozije izvan obujma zraka kako ne bi došlo do povratnog odbijanja i uvećanja valova eksplozije. To se radi za pet od šest ploha volumena zraka, gdje zadnja, donja ploha ostaje nepropusna te se na ovaj način simulira tlo (razina tla) na kojoj je postavljen nadvožnjak (ovdje je potrebno pa čak i poželjno odbijanje valova). Preostalo je još zadati interakciju eksplozije i konstrukcije. Tu se radi o povezivanju dva modela, Eulerovog i Lagrangeovog, gdje se stvara ALE (eng. Augmented Lagrange Euler) model, tj. povezani Euler Lagrangeov način proračuna (detaljnije opisano u poglavlju Numeričko modeliranje).

U početnoj fazi modeliranja ponašanja nadvožnjaka na djelovanje eksplozija načinjeni su preliminarni modeli nadvožnjaka kojim se nastojalo odrediti način širenja vala eksplozije oko konstrukcije i veličine tlakova na rasponsku konstrukciju. Nadvožnjaci su simulirani kao apsolutno krute konstrukcije (nema deformacija, naprezanja niti oštećenja) te je promatrano obavijanje nadvožnjaka valom eksplozije. Sagledan je način širenja te lom vala i efekt pojačavanja tlaka u ovisnosti o vrsti upornjaka. Pretpostavlja se kako nagib nasipa te vrsta rasponskog sklopa kao i oblik stupa bitno utječu na ponašanje mosta. Različiti su otpori oblika te različito odbijanje i pojačavanje valne fronte tlaka eksplozije (Slika 6.20). Pretpostavlja se veća otpornost pločastog rasponskog sklopa sa zaobljenom donjom plohom u odnosu na pločasti presjek ravne donje plohe uslijed mogućnosti disipacije valne fronte u odnosu na direktni udar vala o rasponski sklop. Osim oblika mosta i rasponskog sklopa, način izvedbe upornjaka će također biti značajan faktor. U Hrvatskoj su uobičajena dva osnovna tipa upornjaka: olakšani s propuštenim nasipom nagiba 1:1,5 te masivni upornjak s vertikalnim zidom. Analizirana su oba tipa kako bi se odredio utjecaj djelovanja kosine na pojačanje djelovanja vala. Uslijed odbijanja valne fronte od ravninu pokosa dolazi do dodatnog sudara valnih fronti i pojačanja tlaka fronte. To se može primijetiti na dijagramima tlakova mjernih točaka postavljenim s donje strane rasponske konstrukcije gdje se vidi kako nakon vršne vrijednosti tlaka vala dolazi do još jednog skoka u vrijednosti tlaka. Taj skok nije jednakoga intenziteta kao vršni tlak, nešto je manji, ali je povećanje dovoljno veliko te može uzrokovati dodatna oštećenja rasponske konstrukcije.



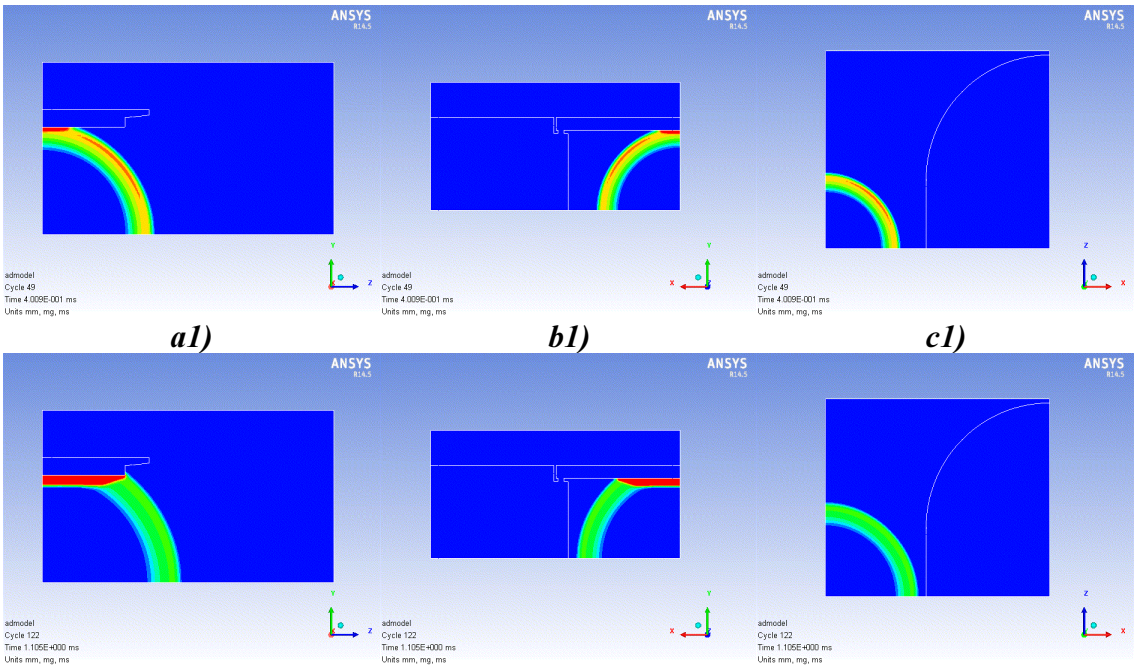
Slika 6.20 - Širenje i lom valne fronte eksplozije ispod mosta s propuštenim nasipom

Simulacije širenja vala eksplozije provedene su na modelima nadvožnjaka i nasipa kao apsolutno krutim elementima jer se u obzir uzimalo samo širenje i lom vala oko nadvožnjaka, a ne i naprezanja te oštećenje rasponskog sklopa. Ispod nadvožnjaka je detoniran sferni naboj TNT te se promatralo širenje i lom vala eksplozije u kontaktu s konstrukcijom. Nadvožnjak s

vertikalnim masivnim upornjakom je označen kao most Tip 1, a nadvožnjak s propuštenim nasipom u nagibu 1:1,5 označen je kao most Tip 2.

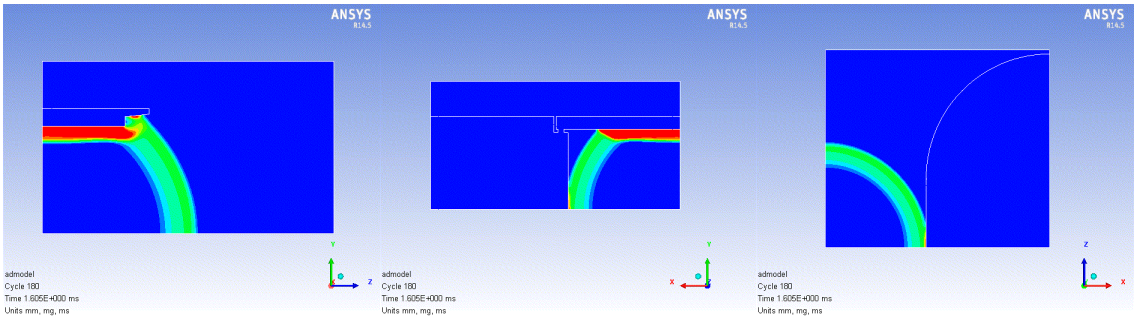
6.3.13 Rasprostiranje vala eksplozije oko mosta Tip 1

Slika 6.21 prikazuje širenje vala eksplozije oko apsolutno krutog nadvožnjaka s masivnim upornjacima (vertikalni zid upornjaka). Širenje vala je očekivanog oblika tj. jednoliko radijalno širenje tlakova i samoga materijala eksploziva. Slike jasno prikazuju lom i odbijanje vala eksplozije o krute plohe nadvožnjaka. Maksimalni učinak tlaka je, kao što je i očekivano, u mjernoj točki 1, u sredini raspona jer je ta točka najbliža točki detonacije (eksplozije). Maksimalni lom i pojačavanje vala je na mjestu kontakta rasponskog sklopa i upornjaka jer ovdje dolazi do interakcije vertikalno i horizontalno odbijenog vala. Uslijed pojačavanja valne fronte može biti ugrožena sigurnost ležajeva i prijelazne naprave pri kraju mosta. Na Slika 6.21 b6 i b7 vidi se prolaz valne fronte između rasponskog sklopa i upornjaka što ima direktan utjecaj na prijelaznu napravu pa ovisno o količini detoniranog eksploziva ovo može znatno oštetiti prijelaznu napravu. Odbijanje valne fronte je okomito na smjer dolaska vala što znači da se val odbija natrag prema izvoru detonacije. To odbijanje kao i odbijanje od rasponsku konstrukciju u sredini mosta gdje se postiže vršna vrijednost tlaka uzrokuje sabijanje valne fronte u uskom pojasu uz prepreku, u našem slučaju rasponski sklop i upornjak te ovdje dolazi do povećanja tlaka (odbijeni tlak).

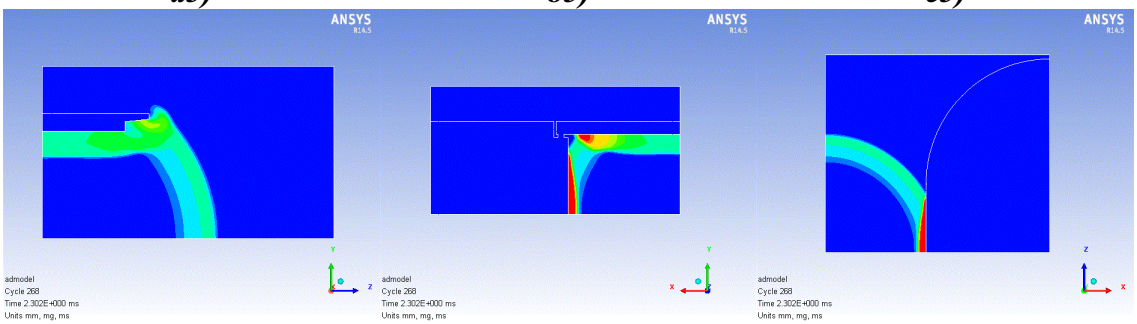


a1) ***b1)*** ***c1)***

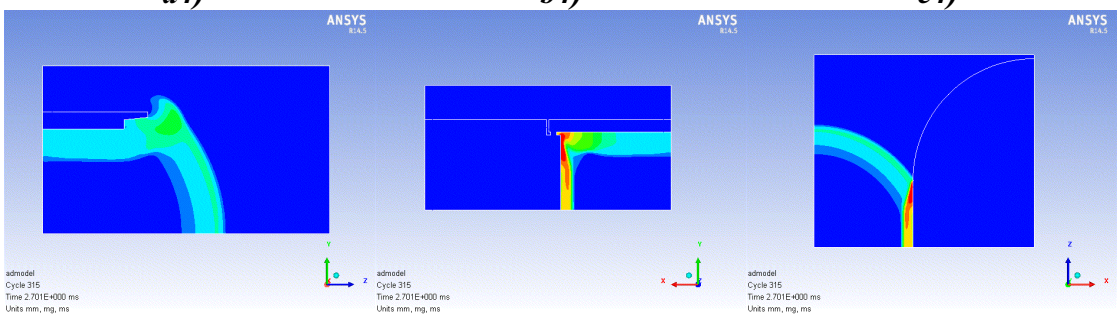
a2) ***b2)*** ***c2)***



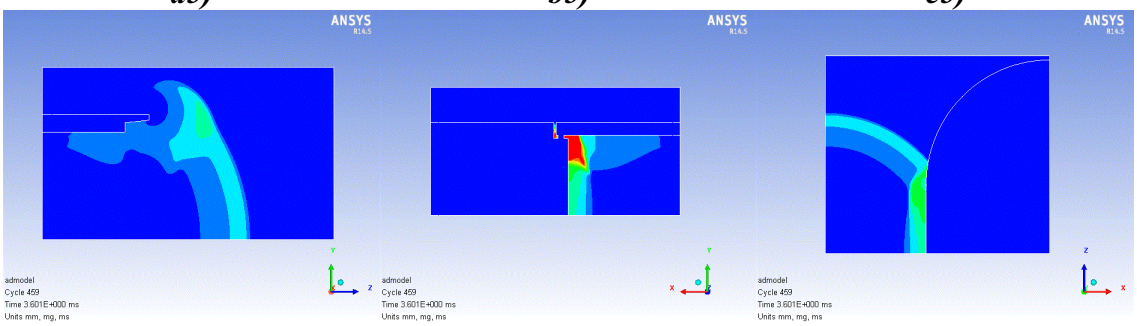
a3) ***b3)*** ***c3)***



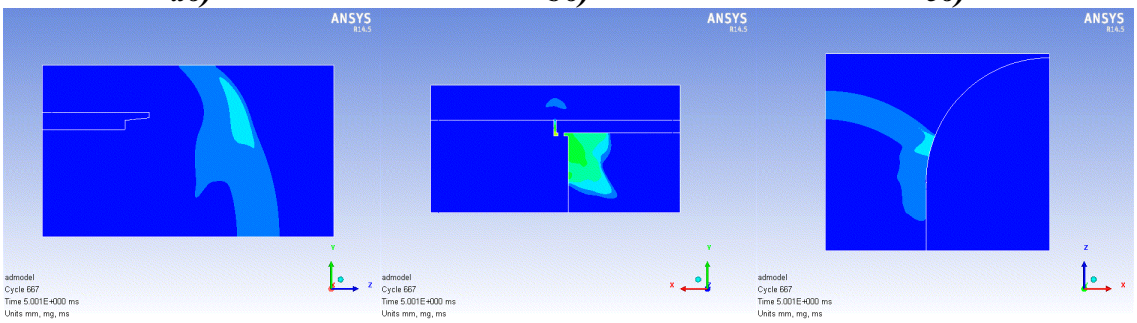
a4) ***b4)*** ***c4)***



a5) ***b5)*** ***c5)***



a6) ***b6)*** ***c6)***

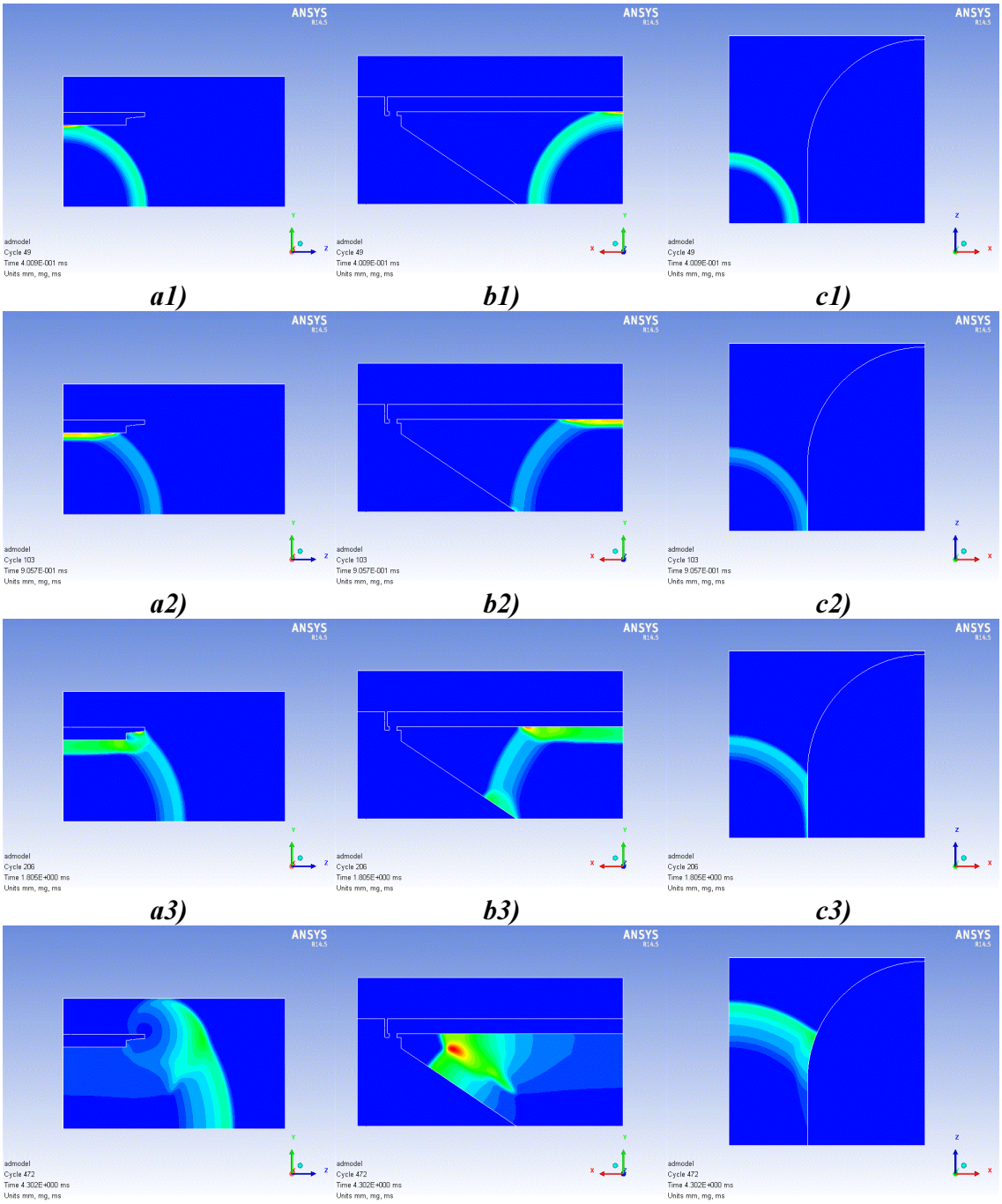


a7) ***b7)*** ***c7)***

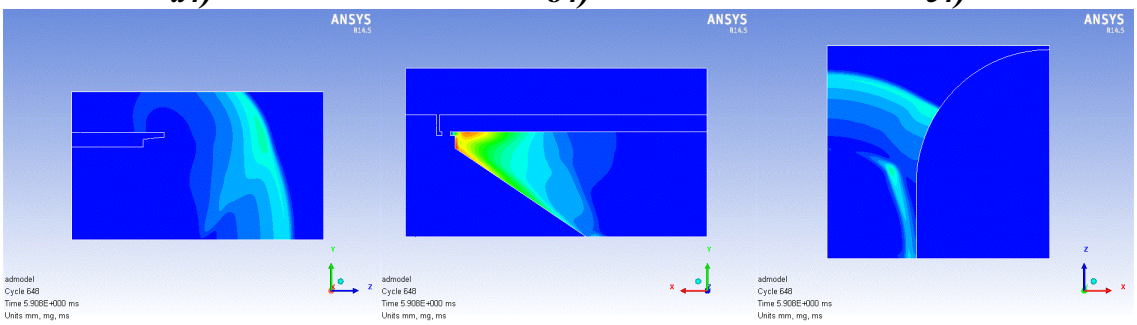
Slika 6.21 - Rasprostiranje valne fronte oko nadvožnjaka Tip 1 kroz nekoliko vremenskih trenutaka

6.3.14 Rasprostiranje vala eksplozije oko mosta Tip 2

Slika 6.22 prikazuje širenje vala eksplozije oko apsolutno krutog nadvožnjaka s olakšanim upornjacima (propušteni nasip u nagibu 1:1,5). Širenje i lom vala također je očekivanog oblika. Maksimalni učinak tlaka je, kao i kod nadvožnjaka s masivnim upornjakom, u mjernoj točki 1, u sredini raspona što je logično s obzirom na to da su oba nadvožnjaka opterećena eksplozijom jednake količine TNT-a i na jednakom mjestu, direktno ispod sredine nadvožnjaka. Tu je nešto drugačija slika širenja vala obzirom da val nailazi na kosu prepreku pa odbijanje nije okomito od plohe prema izvoru detonacije već prema rasponskom sklopu.



a4) ***b4)*** ***c4)***



a5) ***b5)*** ***c5)***

Slika 6.22 - Rasprostiranje valne fronte oko nadvožnjaka Tip 2 kroz nekoliko vremenskih trenutaka

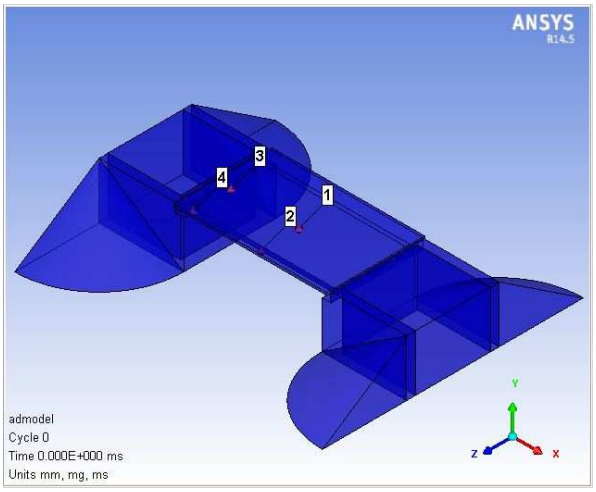
Obrađena je numerička simulacija širenja vala eksplozije i njegove interakcija s različitim dijelovima konstrukcije nadvožnjaka. Ispitala se razlika u djelovanju vala na nadvožnjak s masivnim i olakšanim upornjakom jer je pretpostavljeno kako različiti nagibi krajnjih oslonaca različito utječu na djelovanje vala na konstrukciju.

Samo širenje vala je pretpostavljenog oblika uz razlike koje ovise o položaju pojedinih ploha konstrukcije. Nagib nasipa utječe na veličinu tlakova na mostu. Analiza rezultata pokazuje kako postoje razlike u tlakovima na nadvožnjacima s masivnim i olakšanim upornjacima što posljedično dovodi i do drugačijeg odgovora konstrukcije.

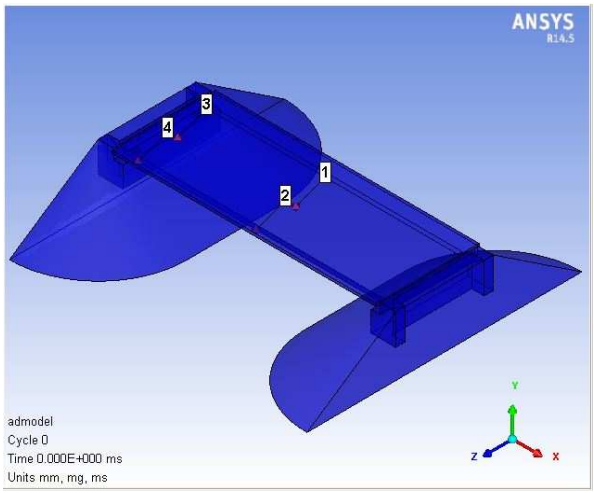
Tlakovi su nešto veći kod nadvožnjaka s propuštenim nasipom. To je potvrđeno postojanjem dodatnih skokova u dijagramima tlaka dobivenih na mjernim točkama na nadvožnjacima. Usporedba naprezanja pokazuje veće vrijednosti kod nadvožnjaka s propuštenim nasipom. Potvrđene su početne pretpostavke o različitom utjecaju vala u ovisnosti o nagibu ploha konstrukcije. Pravilnim zadavanjem parametara eksplozije može se dosta vjerno simulirati detonaciju i način širenja vala eksplozije.

6.3.15 Raspodjela tlakova na rasponsku konstrukciju

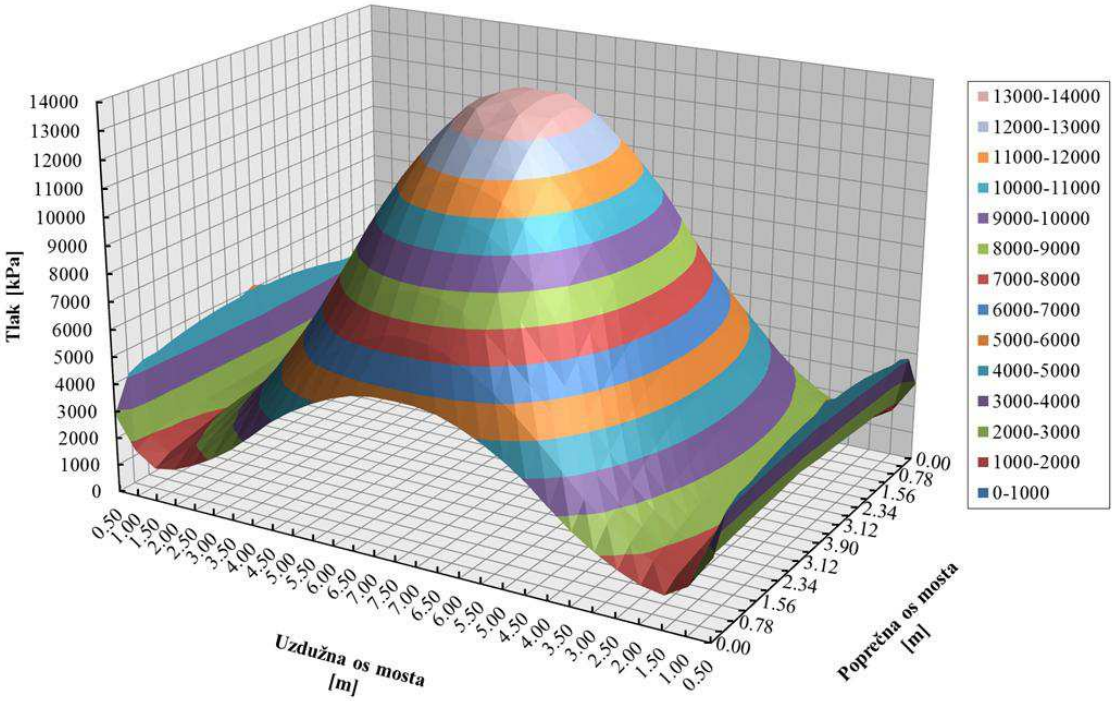
Raspodjela tlakova na rasponsku konstrukciju je dobivena postavljanjem mjernih točaka (eng. strain gauges) tik ispod rasponskog sklopa. Mjerne točke su postavljene u pravilnu mrežu kako bi se dobila (detaljnija slika) ploha tlakova, točke su raspoređene u koracima od 0,5 m u oba glavna smjera, uzdužni i poprečni. Slika 6.23 i Slika 6.24 prikazuju četiri glavne mjerne točke na rasponskim sklopovima, točka 1 u sredini rasponskog sklopa, točka 2 u sredini na rubu rasponskog sklopa, točka 3 u sredini uz upornjak rasponskog sklopa i točka 4 uz upornjak na rubu rasponskog sklopa.

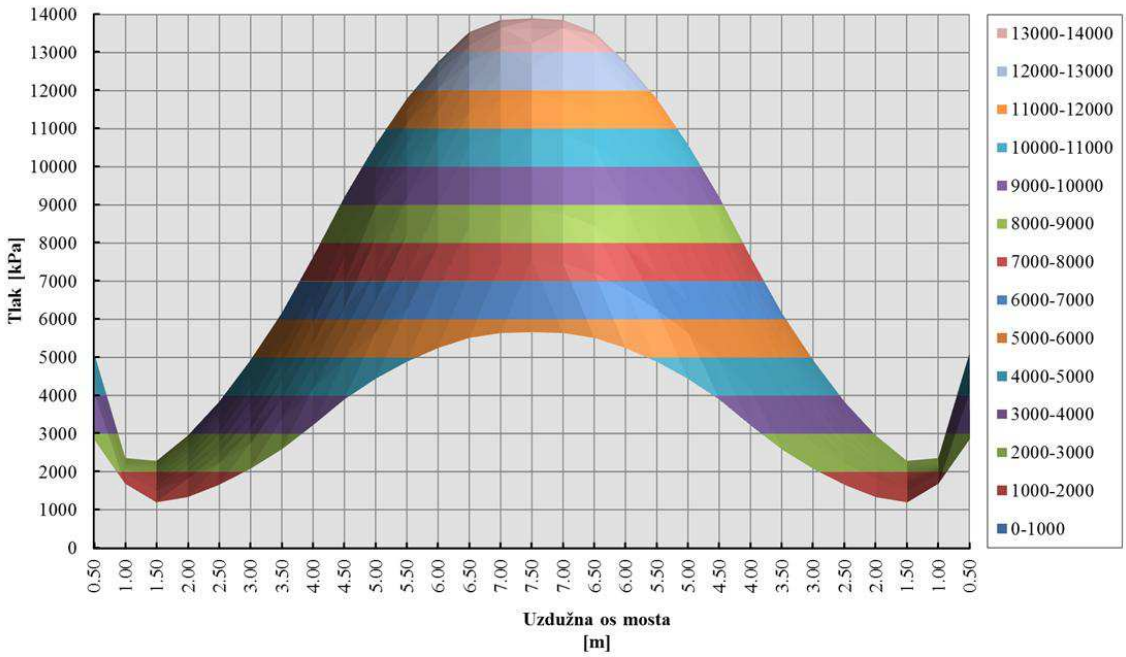


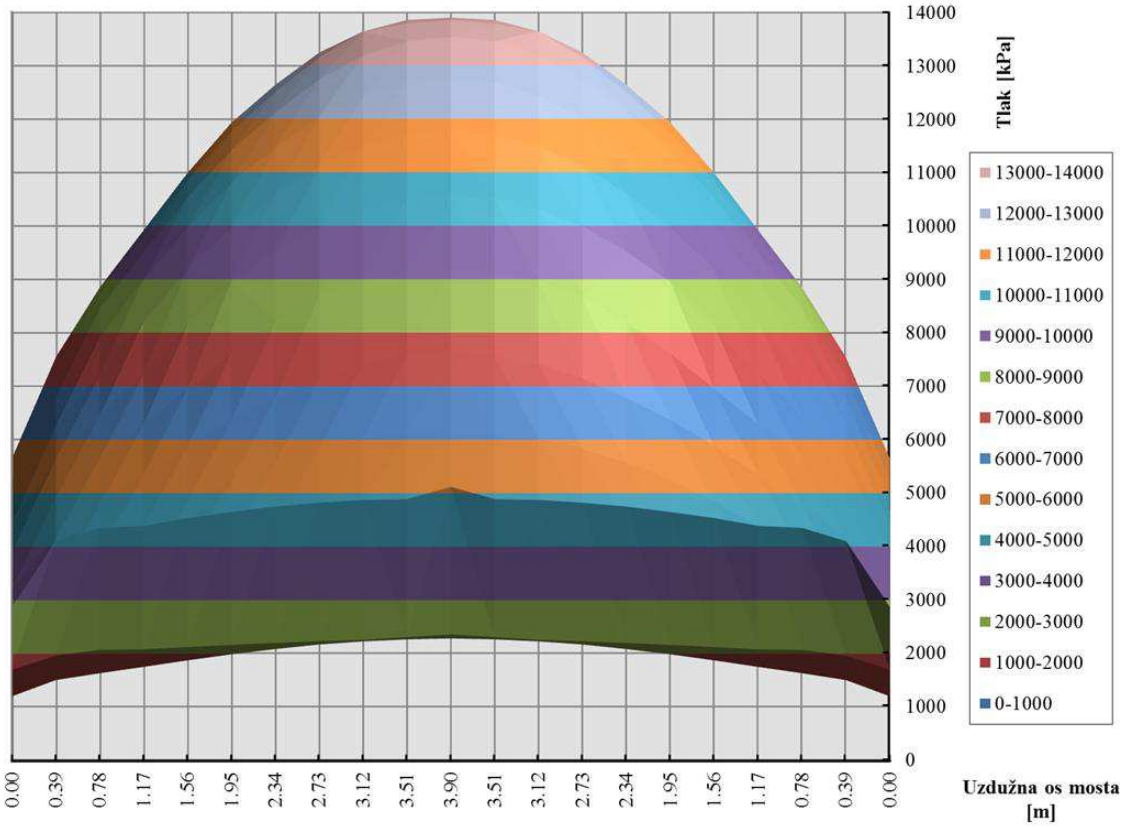
Slika 6.23 – Položaj mjernih točaka na mostu Tip 1

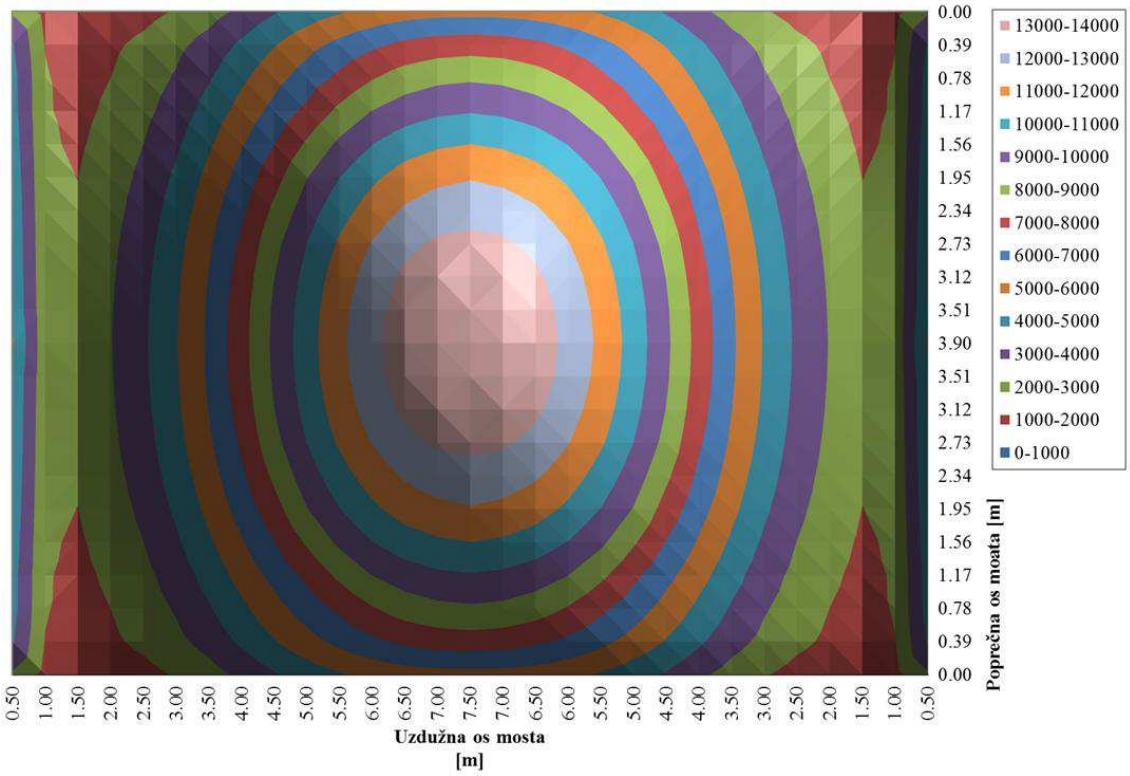


Slika 6.24 – Položaj mjernih točaka na mostu Tip 2

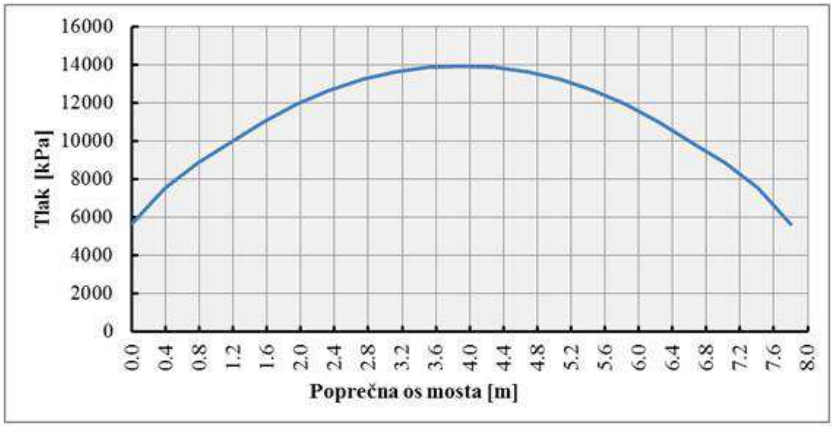



Tlak [kPa]
Uzdužna os mosta
[m]
13000-14000
12000-13000
11000-12000
10000-11000
9000-10000
8000-9000
7000-8000
6000-7000
5000-6000
4000-5000
3000-4000
2000-3000
1000-2000
0-1000

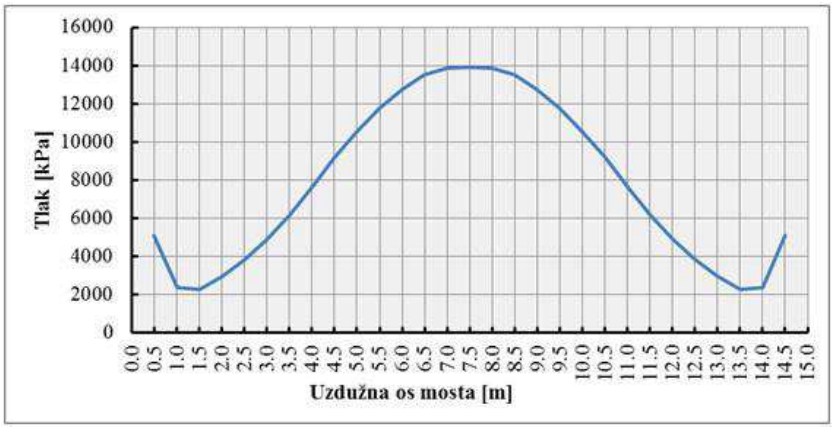

Tlak [kPa]
Uzdužna os mosta
[m]
13000-14000
12000-13000
11000-12000
10000-11000
9000-10000
8000-9000
7000-8000
6000-7000
5000-6000
4000-5000
3000-4000
2000-3000
1000-2000
0-1000



Slika 6.25 – Anvelopa maksimalnih tlakova na rasponski sklop mosta Tip 1

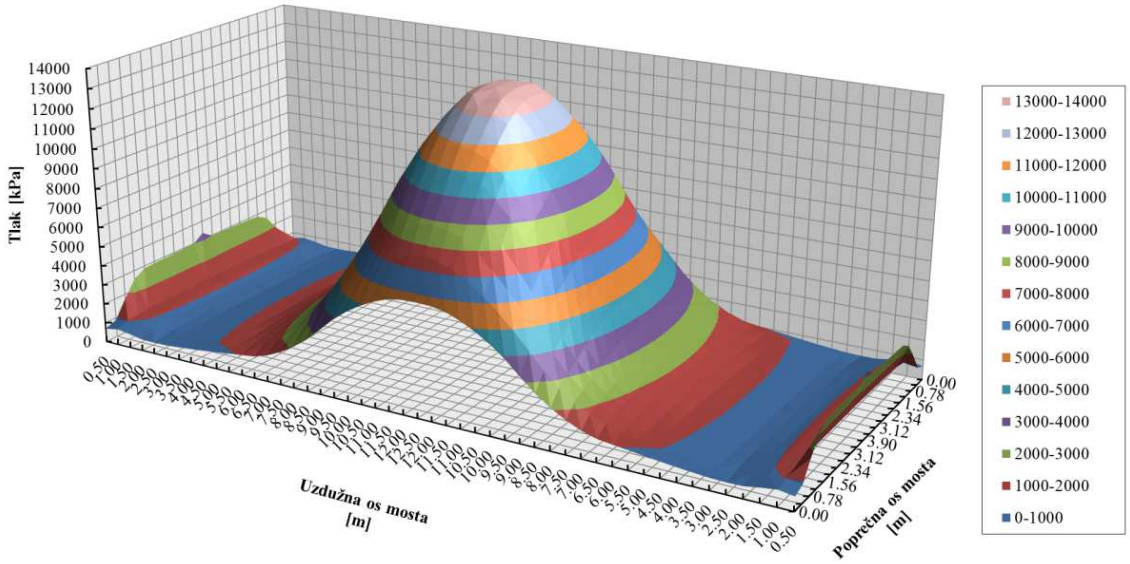


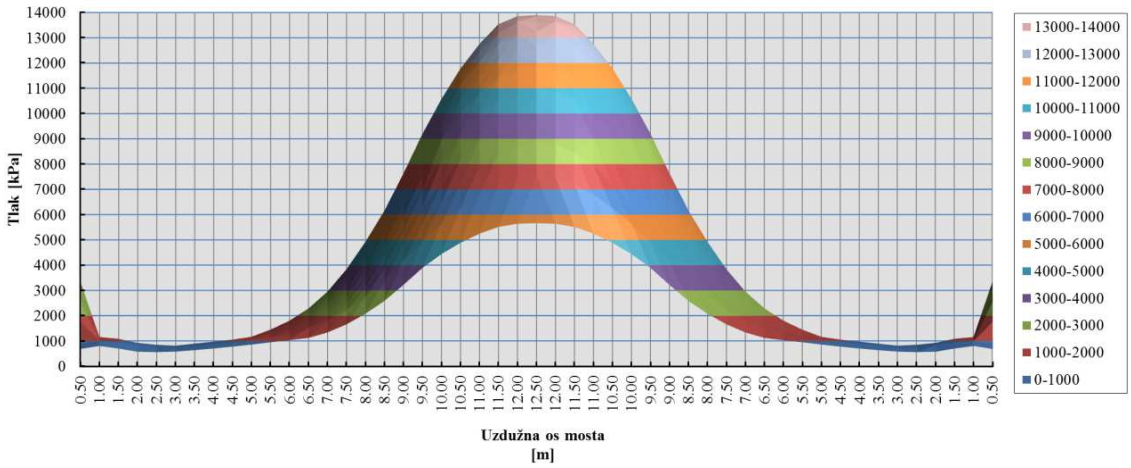
Slika 6.26 – Raspodjela tlaka eksplozije po širini poprečnog presjeka mosta Tip 1

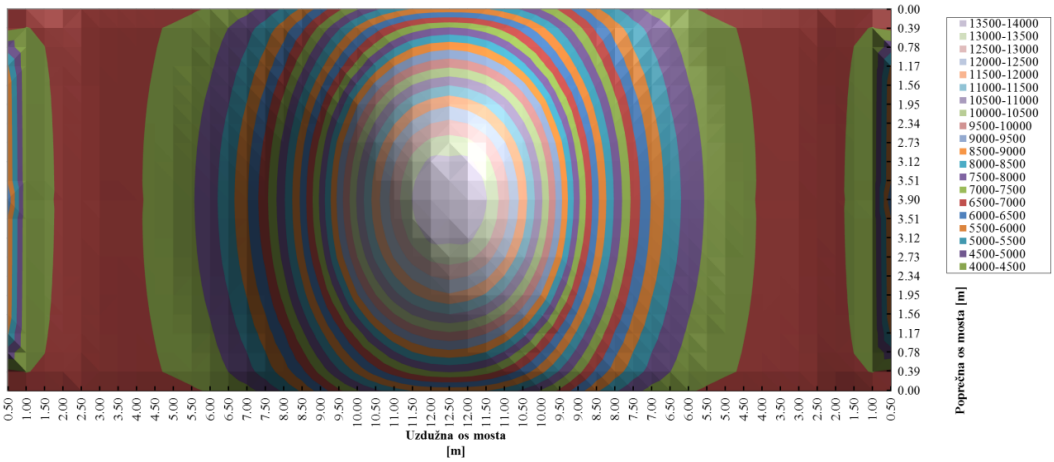


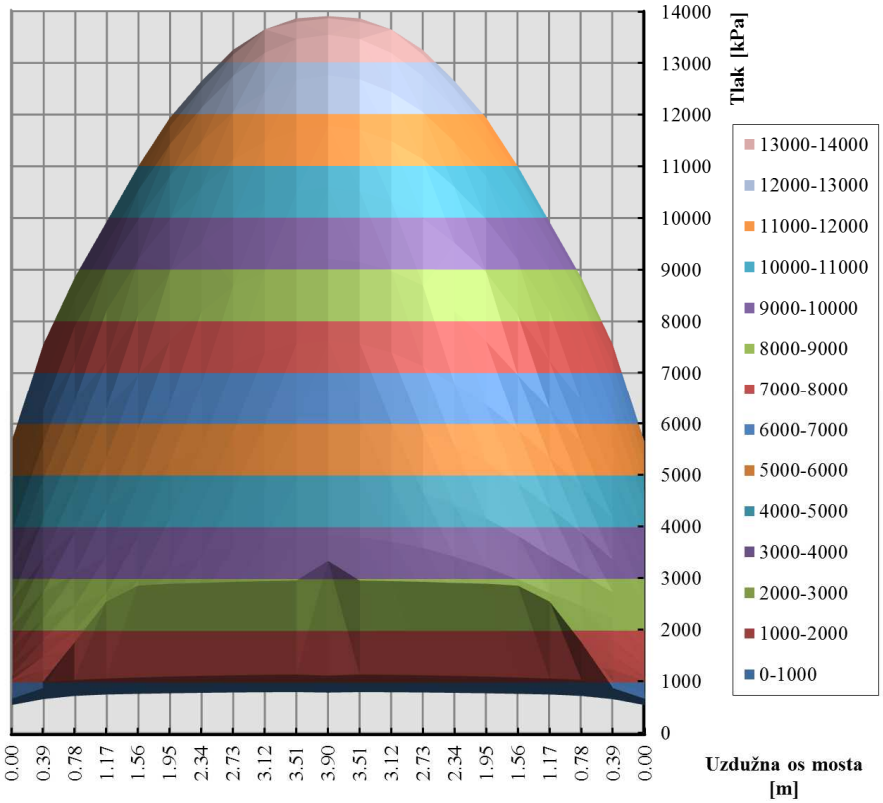
Slika 6.27 – Raspodjela tlaka eksplozije po duljini rasponskog sklopa mosta Tip 1

Najveći tlak uzrokovan valom eksplozije ispod mosta je u sredini raspona gledajući uzdužni i poprečni smjer nadvožnjaka (Slika 6.25, Slika 6.26 i Slika 6.27). Na tome mjestu je najmanja udaljenost eksplozivnog naboja u odnosu na rasponsku konstrukciju. Kako se povećava udaljenosti od sredine raspona, u uzdužnom i poprečnom smjeru, tako djelujući tlakovi na rasponsku konstrukciju opadaju u svome intenzitetu. Pri krajevima nadvožnjaka, promatrano u uzdužnom smjeru, gdje se rasponska konstrukcija oslanja na upornjak, tlakovi se ponovno povećavaju što je uzrokovano međusobnim sudarom i povećavanjem tlakova valova odbijenih od rasponsku konstrukciju i vertikalni zid upornjaka. Promatrano u poprečnom smjeru, tlakovi na krajevima presjeka opadaju do vrijednosti nula jer ovdje nema nikakve prepreke širenju vala i val se slobodno nastavlja širiti u okolinu. Dolazi do laganog kovitlanja na rubu presjeka prilikom prijelaza vala od konstrukcije u slobodni prostor, ali to uzrokuje zanemarive promjene tlakova na rasponskoj konstrukciji.

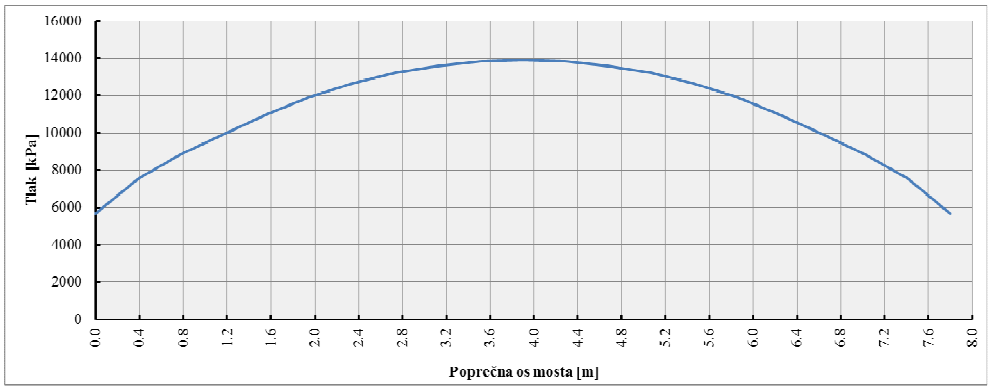




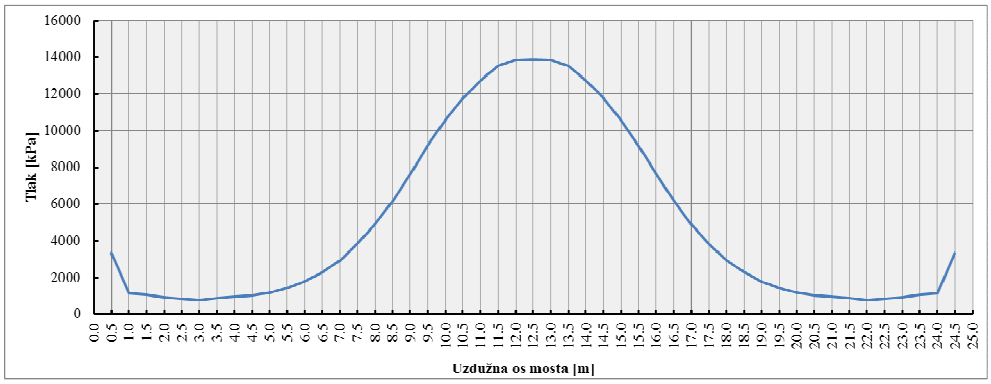




Slika 6.28 – Anvelopa maksimalnih tlakova na rasponski sklop mosta Tip 2



Slika 6.29 - Raspodjela tlaka eksplozije po širini poprečnog presjeka mosta Tip 2



Slika 6.30 - Raspodjela tlaka eksplozije po duljini rasponskog sklopa mosta Tip 2

Raspodjela tlakova jednaka je kao i kod nadvožnjaka Tip 1, najveći tlakovi u sredini raspona i opadaju prema krajevima (Slika 6.28, Slika 6.29 i Slika 6.30). Pri rubu koji se oslanja na upornjak dolazi do povećanja tlaka uslijed sudara valova odbijenih od rasponski sklop i kosi nasip, ali u tome slučaju ti odbijeni tlakovi su nešto manji od onih kod nadvožnjaka s vertikalnim upornjakom. Tlakovi su manji zbog veće udaljenosti koju su valovi morali proputovati prije nego dođe do njihove interakcije.

7 MODELI MATERIJALA

7.1 Općenito

Armirani beton (AB) jedan je od najkorištenijih materijala za građenje današnjice. To je kompozitni materijal načinjen od običnog betona, koji ima relativno veliku tlačnu čvrstoću, ali jako malu vlačnu čvrstoću, te čeličnih šipki ugrađenih u beton, koje pružaju potrebnu čvrstoću u vlaku. Ekonomičnost, učinkovitost, čvrstoća i krutost čine AB atraktivnim materijalom za široki spektar građevinske primjene.

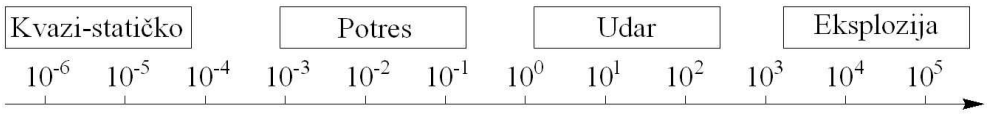
Složeno ponašanje betona, koje proizlazi iz kompozitne prirode materijala, karakterizirano je redukcijom nosivosti s povećavanjem deformacija poslije dostizanja određenog graničnog opterećenja. Takvo globalno ponašanje najčešće je uzrokovano materijalnim ponašanjem koje se može opisati kao omekšavanje i odvija se u vlaku i tlaku.

Ponašanje AB je vrlo nelinearno što je uzrokovano mehanizmima kao što su raspucavanje, drobljenje, puzanje i skupljanje betona, ali i interakcija između armature i betona gdje mehanizmi prijenosa opterećenja na vezi betona i armature imaju vrlo važnu ulogu [75].

Beton je osjetljiv na vlačna naprezanja i pukotine pri malim deformacijama, kao i većina tvrdih i krtih materijala. S druge strane, povećavanjem tlaka povećava se i čvrstoća betona, te je otpor tečenju zdrobljenog betona pri ovijenoj tlačnoj čvrstoći znatan. Za odgovor konstrukcije uslijed udara pri malim brzinama ili pri opterećenju eksplozijom u zraku, važno je točno uzeti u obzir slom betona te interakciju između betona i armature jer ti parametri mogu biti ključni za pravilno predviđanje ponašanja konstrukcije. Materijalni modeli betona mogu, npr. uključivati tlačnu i vlačnu čvrstoću ovisnu o prirastu deformacije, nelinearno zbijanje materijala, čvrstoće loma ovisne o tlaku te karakteristike čvrstoće zdrobljenog materijala opisane različitim točnostima [49].

Predložen je veliki broj modela kojima bi se opisale karakteristike radnog dijagrama betona i ponašanje pri slomu armiranog betona. Svi ovi modeli imaju svoje prednosti i nedostatke koje u velikoj mjeri ovise o njihovoj specifičnoj primjeni i složenosti.

Konstrukcijski elementi pod utjecajem eksplozije u blizini izloženi su vrlo velikim promjenama deformacija, u rasponu od 10/s do 1000/s, što posljedično mijenja materijalne karakteristike (Slika 7.1).



Slika 7.1 - Očekivani prirast deformacija za različite slučajeve opterećenja [32]

Promjene uslijed velikih brzina deformacija uzimaju se u obzir preko omjera čvrstoće materijala pri dinamičkom opterećenju i čvrstoće materijala pri kvazi-statičkom opterećenju, što se naziva dinamički faktor uvećanja (eng. Dynamic Increase Factor, DIF). Za armirani beton pri djelovanjima s prirastom deformacija, čvrstoće se mogu značajno povećati. Istraživanja pokazuju kako DIF može biti do 1,5 za armaturu, 2,0 za beton u tlaku te 6,0 za beton u vlaku [25].

Eksplozivni naboji ili udari velike brzine proizvode visoke tlakove unutar nekoliko milisekundi. Kako je beton kompozitni materijal s različitim nehomogenostima, homogeniziranjem mikrostrukture, prihvaćen je makroskopski pristup u okviru mehanike kontinuuma. Uvedeni su prikladni konstitutivni zakoni koji omogućavaju modeliranje nelinearnog ponašanja ovisnog o brzini deformacije kao i lokalno oštećenje. Dane su i jednadžbe stanja kojima se osigurava poštivanje konstitutivnih zakona na kojima počivaju hidrokod softveri [76].

7.2 Opći pristup za ovijeni beton izložen monotonom opterećenju s malom brzinom promjene deformacija

7.2.1 Osnovne jednadžbe za monotono tlačno opterećenje

Mander i dr. (1984) [77, 78] predlažu opći pristup ovijenom betonu primjenjiv za kružno i pravokutno oblikovanu poprečnu armaturu. Model naprezanje-deformacija prikazan na Slika 7.2 temeljen je na jednadžbama predloženim od strane Popovicsa (1973) [79]. Za (kvazi-statičko) monotono opterećenje s malom brzinom promjene deformacije, uzdužno tlačno naprezanje betona f_c dano je kao:

$$f_c = \frac{f'_{cc} \cdot x \cdot r}{r - 1 + x^r} \tag{7.1}$$

gdje je f'_{cc} tlačna čvrstoća ovijenog betona:

$$x = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cc}} \tag{7.2}$$

ε_c uzdužna tlačna deformacija betona:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co}\left[1 + 5\left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1\right)\right] \tag{7.3}$$

Kako predlažu Richart i dr. (1928) gdje su f'_{co} i ε_{co} neomeđena čvrstoća betona i odgovarajuća deformacija (općenito se može pretpostaviti ε_{co} = 0,002), i

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \tag{7.4}$$

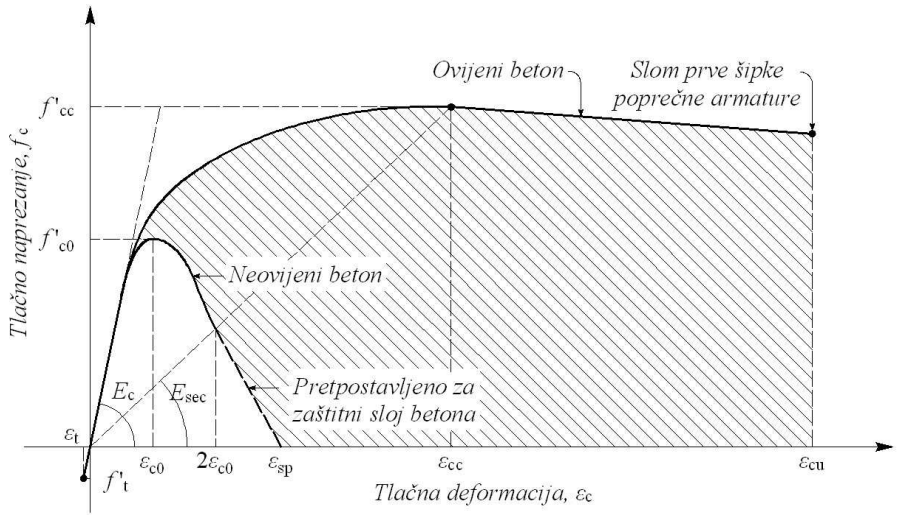
gdje je

$$E_c = 5000\sqrt{f'_{co}} \tag{7.5}$$

tangentni modul elastičnosti betona te sekantni:

$$E_{sec} = \frac{f'_c}{\varepsilon_{cc}} \tag{7.6}$$

Kako bi se definiralo ponašanje zaštitnog sloja betona (izvan ovijene jezgre) dio padajuće grane dijagrama u području $\varepsilon_c > 2\varepsilon_{co}$ pretpostavlja se kao ravna linija koja dopire do nulte ordinate pri deformaciji ljuštenja, ε_{sp}.



Slika 7.2 – Predloženi model za monotono opterećenje ovijenog i neovijenog betona

7.2.2 Efektivni poprečni tlak ovijanja i koeficijent efektivnosti ovijanja

Maksimalni poprečni tlak uzrokovan ovijanjem efektivno se može prenijeti na beton samo na dio betonske jezgre na kojemu je potpuno razvijeno naprezanje ovijanja. Slika 7.3 i Slika 7.4

prikazuju djelovanje ovijanja za koje se pretpostavlja da djeluje između slojeva poprečne armature, površina efektivno ovijenog betona je najmanja. Uzimajući u obzir vezu naprezanja i deformacija, izraz (7.3), za proračun čvrstoće i duktilnosti stupova pretpostavlja se kako je površina ovijenog betona jednaka površini betona unutar centralnih linija koje opisuju područje spirale ili poprečne armature, A_{cc}. Kako bi se omogućilo $A_a<A_{cc}$, uzima se kako je efektivni poprečni tlak ovijanja:

$$f_l' = k_e f_l \tag{7.7}$$

gdje je f_l poprečni tlak uzrokovan poprečnom armaturom, pretpostavljajući jednoliku raspodjelu preko cijele površine betonske jezgre;

$$k_e = \frac{A_e}{A_{cc}}. \tag{7.8}$$

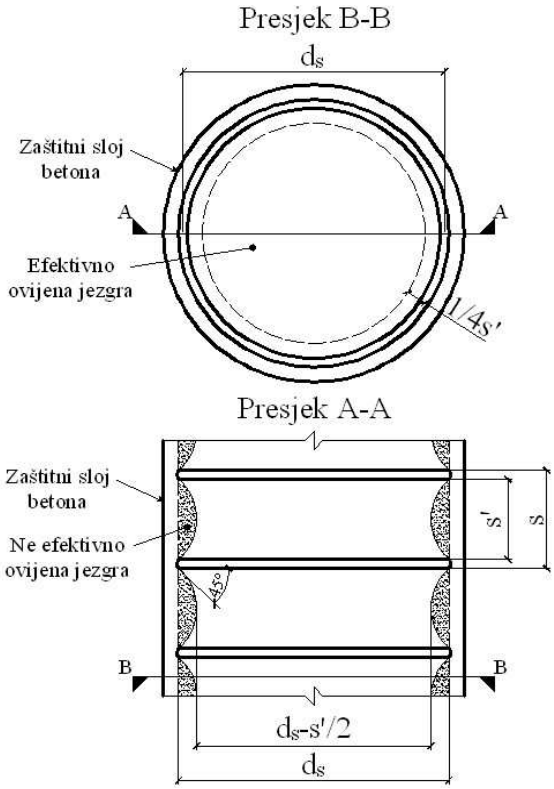
To predstavlja koeficijent efektivne ovijenosti, dok je A_e površina efikasno ovijene betonske jezgre;

$$A_{cc} = A_c\left(1-\rho_{cc}\right) \tag{7.9}$$

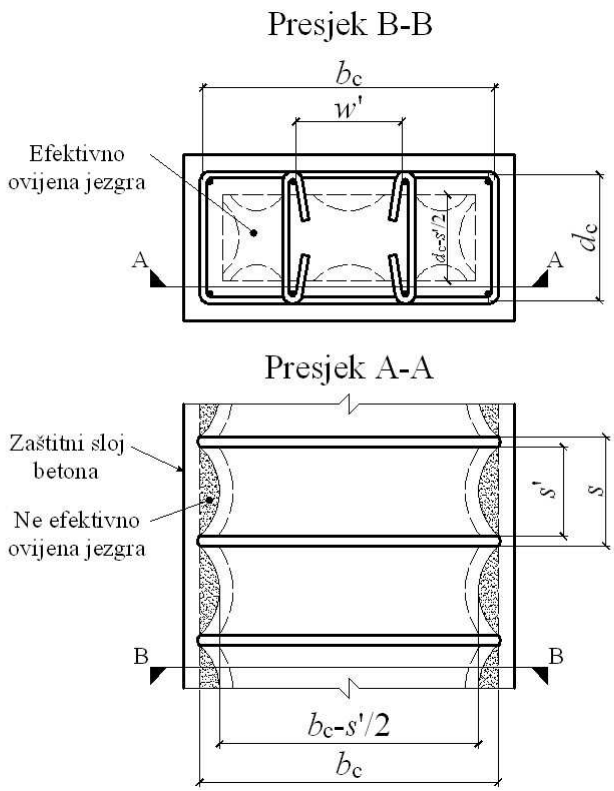
gdje su:

ρ_{cc} omjer površine uzdužne armature i površine jezgre presjeka,

A_c površina jezgre obavijena centralnim linijama spiralne poprečne armature.



Slika 7.3 – Efektivno ovijena jezgra s kružnom poprečnom armaturom



Slika 7.4 – Efektivno ovijena jezgra s pravokutnom poprečnom armaturom

7.2.3 Učinkovitost ovijenosti za presjeke ovijene spiralnom ili kružnom poprečnom armaturom

Ako na Slika 7.3 pretpostavimo djelovanje ovijanja u obliku parabole drugoga reda s početnim nagibom tangente od 45^0, površina učinkovito ovijene betonske jezgre pri polovici razmaka dvaju slojeva poprečne armature je

$$A_e = \frac{\pi}{4} d_s^2 \left(1 - \frac{s'}{2d_s}\right)^2 \tag{7.10}$$

gdje su:

s' predstavlja vertikalni svijetli razmak između spirale ili kružne armature,

d_s polumjer spirale od središnje linije šipke.

Površina betonske jezgre je

$$A_{cc} = \frac{\pi}{4} d_s^2 \left(1 - \rho_{cc}\right) \tag{7.11}$$

Sada ako je ρ_s omjer obujma poprečne armature i obujma betonske jezgre, tada je

$$\rho_s = \frac{4 \cdot A_{sp}}{d_s \cdot s} \tag{7.12}$$

$$f_l = \frac{1}{2} \rho_s f_{yh} \tag{7.13}$$

iz (7.7) proizlazi kako je poprečna efektivna čvrstoća ovijanja

$$f_l' = \frac{1}{2} k_e \rho_s f_{yh} \tag{7.14}$$

gdje su:

f_{yh} granica popuštanja poprečne armature,

A_{sp} površina šipke poprečne armature,

f_l poprečni tlak ovijanja na beton i

s razmak središta ili nagib spiralne (kružne) armature.

7.2.4 Učinkovitost ovijenosti za pravokutni betonski presjek ovijen pravokutnom poprečnom armaturom s ili bez poprečnih vezica

Na Slika 7.4 ponovno je pretpostavljeno djelovanje ovijanja u obliku parabole drugog reda s početnim nagibom tangente od 45^0. Ovijenost se ostvaruje vertikalno između slojeva poprečne armature i horizontalno između glavne uzdužne armature. Učinkovito ovijena ploština betona u ravnini poprečne armature se izračunava oduzimajući ploštinu parabola koje sadrže neučinkovito ovijeni beton. Za jednu parabolu, učinkovita ploština jednaka je $(w'_i)^2/6$, gdje je w'_i *i*-ta slobodna udaljenost između susjednih uzdužnih šipki armature. Uslijed toga ukupna ravninska površina neučinkovito ovijene betonske jezgre u ravnini poprečne armature kada postoji *n* uzdužnih šipki jednaka je

$$A_i = \sum_{i=1}^{n} \frac{(w_i')^2}{6} \tag{7.15}$$

Uzimajući u obzir i utjecaj neučinkovite ploštine u ravnini plohe učinkovito ovijene betonske jezgre pri polovici razmaka između slojeva poprečne armature

$$A_e = \left(b_c d_c - \sum_{i=1}^{n} \frac{(w_i')^2}{6} \right) \left(1 - \frac{s'}{2b_c} \right) \left(1 - \frac{s'}{2d_c} \right) \tag{7.16}$$

Gdje su b_c i d_c izmjere jezgre do središnje linije šipki poprečne armature u *x* i *y* smjeru, uz $b_c \geq d_c$. Također, ploština betonske jezgre zatvorene poprečnom armaturom dana je izrazom (7.11). Zbog toga iz (7.8) proizlazi koeficijent efektivne ovijenosti za pravokutnu poprečnu armaturu

$$k_e = \frac{\left(1 - \sum_{i=1}^{n} \frac{(w_i')^2}{6 b_c d_c}\right)\left(1 - \frac{s'}{2b_c}\right)\left(1 - \frac{s'}{2d_c}\right)}{(1 - \rho_{cc})} \tag{7.17}$$

Moguće je da pravokutni betonski presjek ima različite količine poprečne armature u x i y smjeru.

To se može izraziti kao:

$$\rho_x = \frac{A_{sx}}{d_c \cdot s} \tag{7.18}$$

i

$$\rho_y = \frac{A_{sy}}{b_c \cdot s} \tag{7.19}$$

gdje su A_{sx} i A_{sy} ukupna ploština poprečnih šipki koje se pružaju u x i y smjerovima. Poprečna čvrstoća ovijanja za smjer x:

$$f_{lx} = \frac{A_{sx}}{d_c \cdot s} f_{yh} = \rho_x f_{yh} \tag{7.20}$$

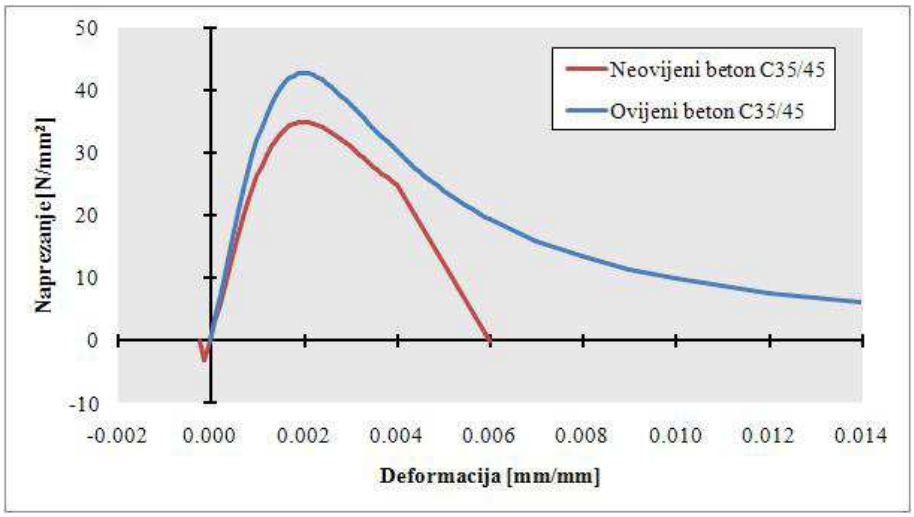
te za smjer y:

$$f_{ly} = \frac{A_{sy}}{b_c \cdot s} f_{yh} = \rho_y f_{yh} \tag{7.21}$$

Efektivne poprečne čvrstoće ovijenosti za smjer x i y dane su kao

$$f_{lx}' = k_e \rho_x f_{yh} \tag{7.22}$$

$$f_{ly}' = k_e \rho_y f_{yh} \tag{7.23}$$



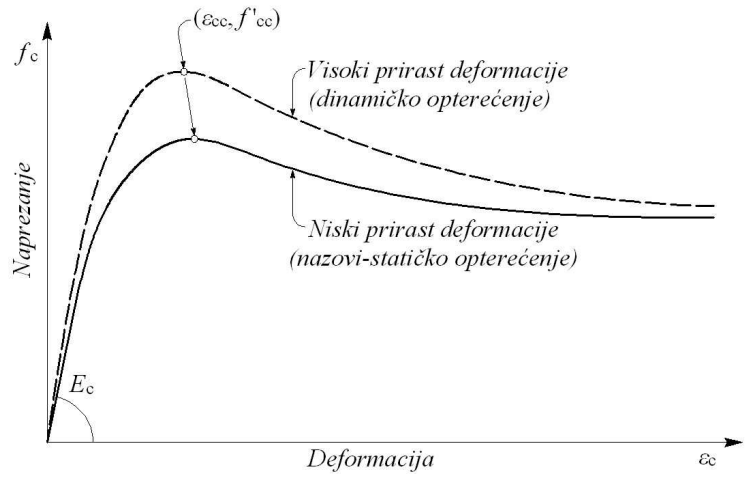
Slika 7.5 – Dijagram za monotono opterećenje ovijenog i neovijenog betona razreda C35/45

7.3 Utjecaj prirasta deformacije na vezu naprezanja i deformacije

Beton pokazuje znatno povećanje čvrstoće i krutosti pri opterećenjima s povećanom brzinom promjene deformacije (Slika 7.6). Watstein (1953), Brresler i Bertero (1975), Scott i dr. (1982), Ahmad i Shah (1985), Dilger i dr. (1984) predstavljaju eksperimentalne podatke o karakteristikama betona izloženog opterećenjima s velikim prirastom deformacije. Veza naprezanja i deformacije dana prethodnim jednadžbama vrijedi za male brzine promjene deformacije. Međutim, te jednadžbe mogu se primijeniti i za betone opterećene velikim brzinama promjene deformacija uz uvjet modifikacije kontrolnih parametara f'_{co}, E_c i E_{co} neovijenoga betona kako bi važili za promatrani prirast deformacije, ε_c.

Dopuštenje pri modeliranju dinamičkog odgovora može uključivati izmjenu nazovi-statičkih parametara betona dinamičkim faktorom uvećanja koji se posljedično i koriste u modelima ponašanja betona.

Granična tlačna deformacija poprečnog presjeka betona, definirana kao deformacija pri kojoj dolazi do sloma prve šipke poprečne armature, može se odrediti praćenjem rada ovijenog betona i uzdužne armature pri deformaciji u tlaku. U tom pristupu izjednačavanja energije, kada obavljeni rad prekorači dopuštenu energiju deformacije poprečne armature, dolazi do sloma šipke te se smatra kako je postignuta granična deformacija poprečnog presjeka.



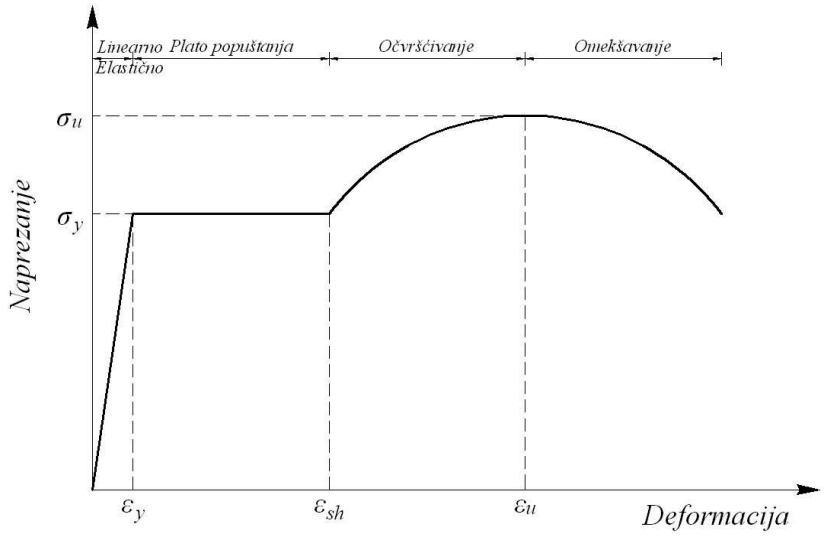
Slika 7.6 – Učinak prirasta deformacije na monotonu vezu naprezanja i deformacija betona

7.4 Veza naprezanja i deformacije armature

Armatura se koristi u armiranobetonskim konstrukcijama kako bi osigurala potrebnu vlačnu čvrstoću koja nedostaje betonu. Karakteristike armaturnog čelika, za razliku od betona, su općenito dobro poznate i ne ovise o uvjetima okoliša ili vremenu (puzanje). Armatura se najčešće klasificira na temelju geometrijskih karakteristika, kao na primjer veličina i

karakteristike površine te na temelju mehaničkih karakteristika kao što su granica popuštanja i duktilnost.

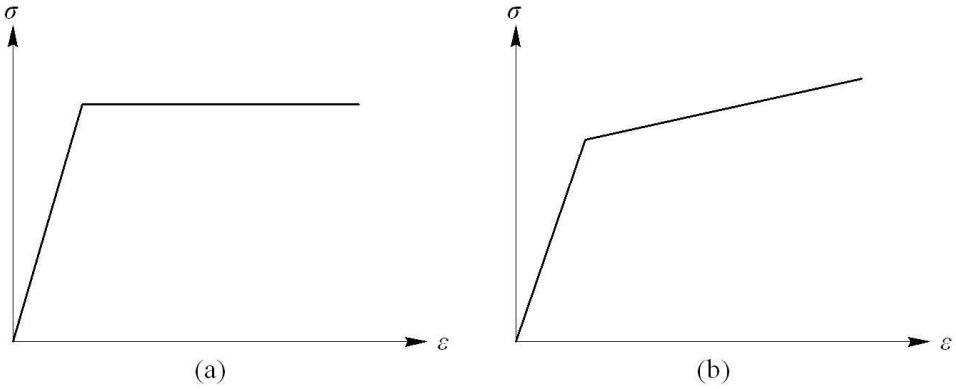
Tipična krivulja veze naprezanja i deformacije armaturne šipke, koja se koristi u konstrukcijama, određuje se ispitivanjem šipki monotono opterećenih vlakom (kidalice). Iz praktičnih razloga, uzima se da armaturni čelik ima jednako ponašanje u vlaku i tlaku. Zbog toga je dovoljna jedna specifikacija veze naprezanja i deformacije kako bi se dovoljno točno opisale materijalne karakteristike potrebne za analizu armiranobetonskih konstrukcija. Dijagram naprezanje-deformacija armature u početnom dijelu pokazuje linearno elastično ponašanje, potom plato popuštanja, zatim očvršćivanje u kojemu se naprezanje povećava s deformacijom do granične čvrstoće te područje pada naprezanja (omekšavanje) do sloma (Slika 7.7).



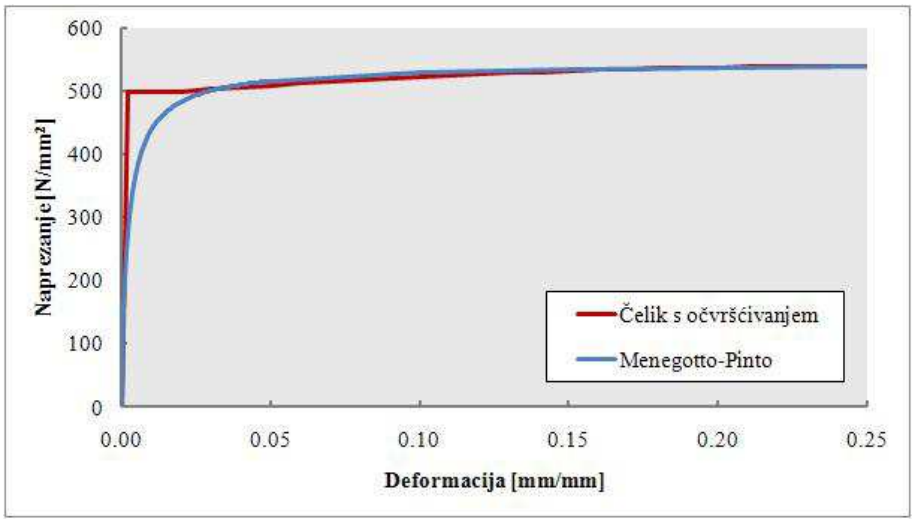
Slika 7.7 – Idealizirana krivulja ponašanja armaturnog čelika

Duljina platoa popuštanja je funkcija vlačne čvrstoće čelika. Čelici visoke čvrstoće i s velikim udjelom ugljika općenito imaju znatno manji plato popuštanja nego čelici relativno male čvrstoće i s malim udjelom ugljika.

Eksperimentalno dobiveni dijagrami ponašanja armaturnog čelika se najčešće zamjenjuju karakterističnim idealiziranim dijagramima (Slika 7.8).



Slika 7.8 – Idealizacija ponašanja čelika: a) linearno elastično, idealno plastično; b) linearno elastično, linearno plastično s očvršćivanjem



Slika 7.9 – Dijagram ponašanja B500A armature

7.5 Statičko i dinamičko ponašanje materijala

Nepouzdanost ponašanja materijala se povećava s povećanjem brzine opterećenja, budući da ne postoje podatci o vlačnim čvrstoćama pri brzinama deformacije >300 s^{-1}.

Relativno dinamičko uvećanje jednoosno tlačnog sloma betona je manje nego kod jednoosno vlačnog sloma. Međutim, tlačna čvrstoća betonskog uzorka izloženog tlačnom opterećenju velikog prirasta deformacije je znatno veće od statičke čvrstoće.

CEB-FIP Model Code 90 (CEB, 1993) daje tlačne čvrstoće betona u ovisnosti o brzinama promjene deformacije (Slika 7.10):

$$DIF_{\mathrm{c}} = \frac{f_{\mathrm{cd}}}{f_{\mathrm{c}}} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{sc,CEB}}} \right)^{1{,}026 \cdot \alpha_{\mathrm{s,CEB}}} \quad za \quad 30 \times 10^{-6} \le |\dot{\varepsilon}| \le 30\,\mathrm{s}^{-1} \tag{7.24}$$

$$DIF_c = \frac{f_{cd}}{f_c} = \gamma_s \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{sc,CEB}} \right)^{1/3} \quad za \quad 30 \le |\dot{\varepsilon}| \le 300\,s^{-1} \tag{7.25}$$

s

$$\alpha_{s,CEB} = \frac{1}{5 + 9\frac{f_c}{f_{c0}}} \tag{7.26}$$

i

$$log\,\gamma_s = 6{,}15 \cdot \alpha_{s,CEB} - 2 \tag{7.27}$$

gdje su:

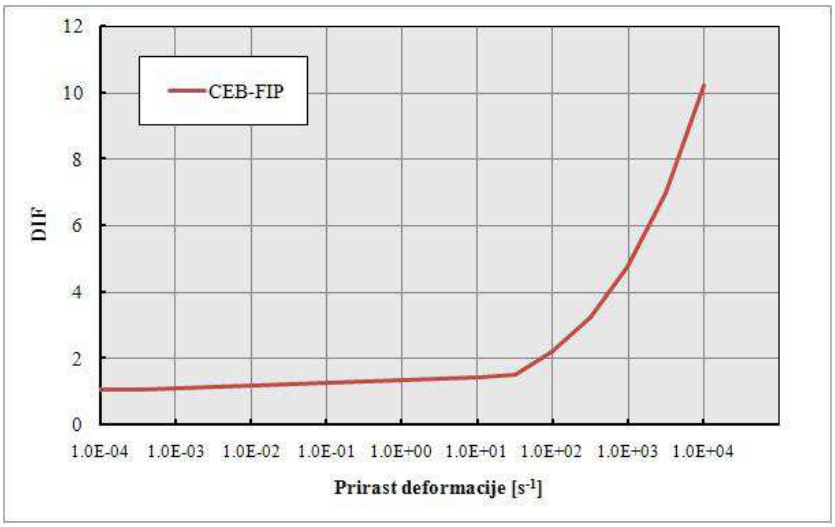
f_{cd} dinamička tlačna čvrstoća,

f_c statička tlačna čvrstoća,

$\dot{\varepsilon}$ prirast deformacije,

f_{c0} 10×10^6 Pa,

$\dot{\varepsilon}_{sc,CEB}$ prirast deformacije, tlačna referentna vrijednost CEB-FIP, -30×10^{-6} s^{-1}.



Slika 7.10 – DIF za tlačnu čvrstoću betona

Veza za vlačnu čvrstoću dana je kao (Slika 7.11):

$$DIF = \frac{f_{td}}{f_t} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{st,CEB}} \right)^{1{,}016 \cdot \delta_{s,CEB}} \quad za \quad 30\times10^{-6} \le \dot{\varepsilon} \le 30\,s^{-1} \tag{7.28}$$

$$DIF = \frac{f_{td}}{f_t} = \beta_{s,CEB} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{st,CEB}} \right)^{1/3} \quad za \quad 30 \le \dot{\varepsilon} \le 300\,s^{-1} \tag{7.29}$$

s

$$\delta_{\mathrm{s,CEB}} = \frac{1}{10 + 6\dfrac{f_{\mathrm{t}}}{f_{\mathrm{c0}}}} \tag{7.30}$$

i

$$log\,\beta_{\mathrm{s,CEB}} = 7{,}112 \cdot \delta_{\mathrm{s,CEB}} - 2{,}33 \tag{7.31}$$

gdje su:

f_{td} dinamička vlačna čvrstoća,

f_{t} statička vlačna čvrstoća,

$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{st,CEB}}$ prirast deformacije, vlačna referentna vrijednost CEB-FIP, 3×10^{-6} s^{-1}.

Izmijenjeni model vlačne čvrstoće ovisne o brzini promjene deformacije betona izloženog djelovanju brzina deformacije u opsegu od 1×10^{-6} do 160 s^{-1} daju Malvar i Ross (1998), sa sljedećim jednadžbama [39]:

$$DIF = \frac{f_{\mathrm{td}}}{f_{\mathrm{t}}} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{st}}}\right)^{\delta_{\mathrm{s,MR}}} \quad za \qquad 1\times10^{-6} \le \dot{\varepsilon} \le 1\,\mathrm{s}^{-1} \tag{7.32}$$

$$DIF = \frac{f_{\mathrm{td}}}{f_{\mathrm{t}}} = \beta_{\mathrm{s,MR}}\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{s}}\right)^{1/3} \quad za \quad 1 \le \dot{\varepsilon} \le 160\,\mathrm{s}^{-1} \tag{7.33}$$

s

$$\delta_{\mathrm{s,MR}} = \frac{1}{1 + 8\dfrac{f_{\mathrm{c}}}{f_{\mathrm{c0}}}} \tag{7.34}$$

i

$$log\,\beta_{\mathrm{s,MR}} = 6 \cdot \delta_{\mathrm{s,MR}} - 2 \tag{7.35}$$

gdje su

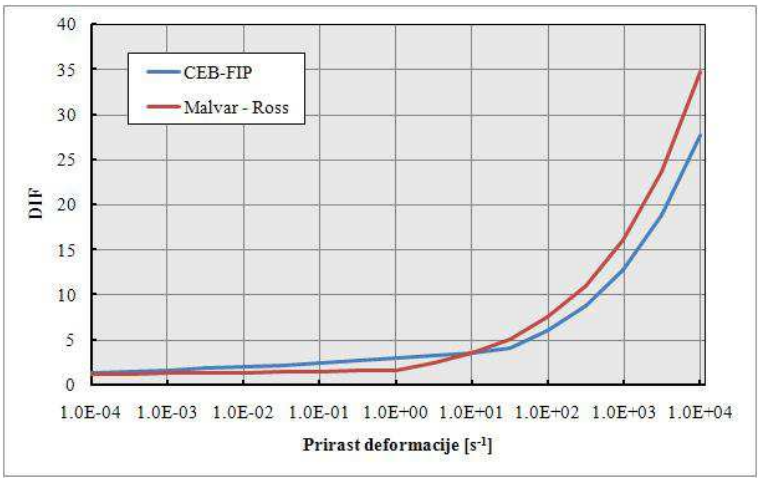
f_{td} dinamička vlačna čvrstoća,

f_{t} statička vlačna čvrstoća,

$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{st,MR}}$ statička referentna vrijednost prirasta deformacije, 1×10^{-6} s^{-1},

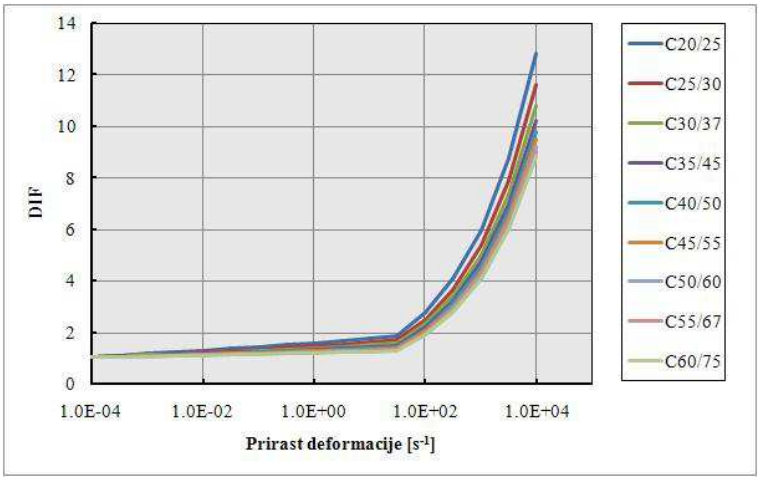
f_{c0} 10×10^{6} Pa,

f_{c} statička tlačna čvrstoća.

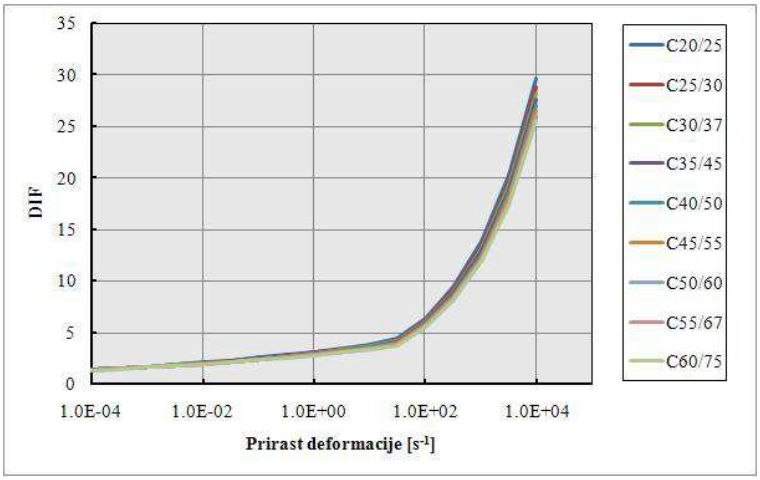


Slika 7.11 – DIF za vlačnu čvrstoću betona

Slika 7.12 i Slika 7.13 prikazuju DIF za različite razrede betona.



Slika 7.12 – DIF za tlačnu čvrstoću betona različitog razreda (CEB-FIP)



Slika 7.13 – DIF za vlačnu čvrstoću betona različitog razreda (CEB-FIP)

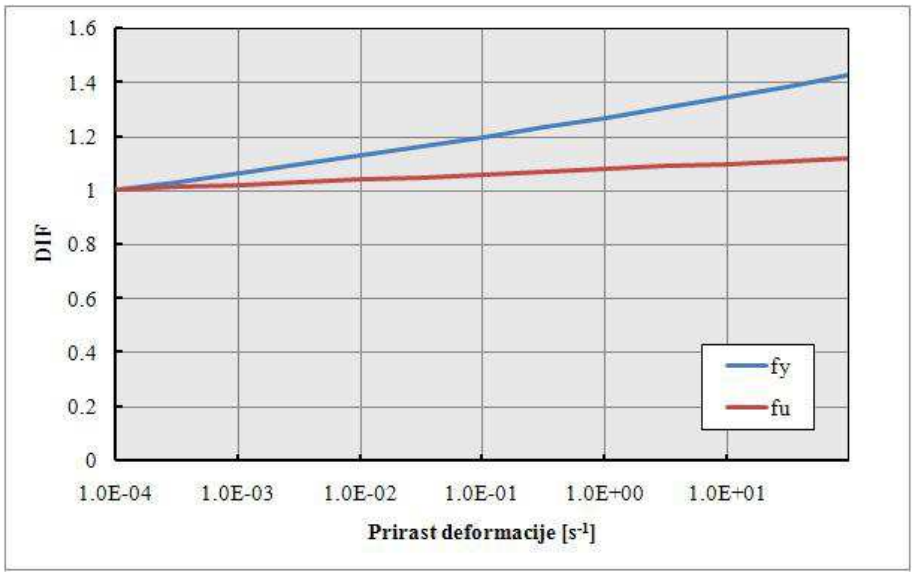
Jednadžbe za armaturni čelik (Slika 7.14) [80]:

$$DIF = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{10^{-4}}\right)^{\alpha} \quad za \;\; \dot{\varepsilon} \leq 30 s^{-1} \tag{7.36}$$

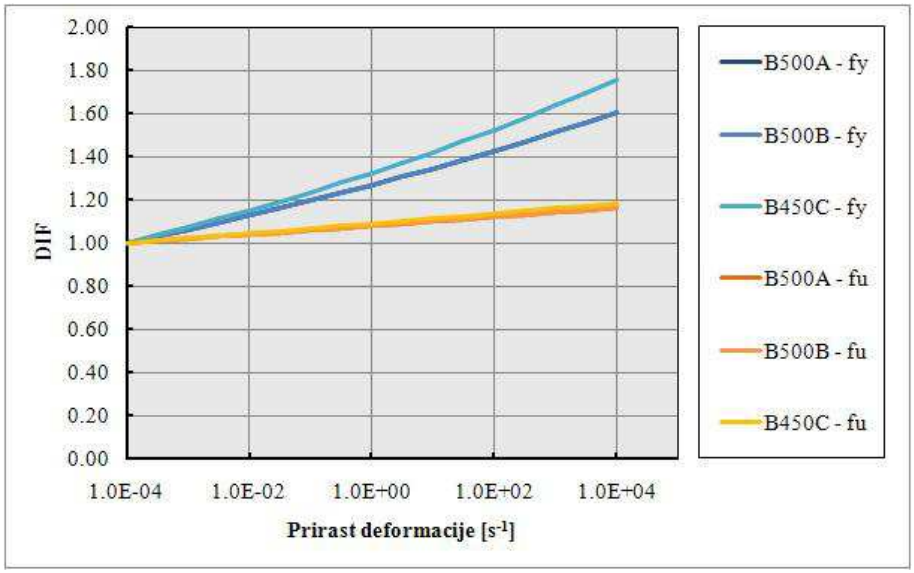
gdje su:

– za popuštanje: $\alpha = 0,074 - 0,04\left(\frac{f_y}{414}\right)$,

– za vlačnu čvrstoću: $\alpha = 0,019 - 0,009\left(\frac{f_y}{414}\right)$.



Slika 7.14 – DIF za armaturni čelik



Slika 7.15 – DIF za armaturu različite klase

7.6 Jednadžbe stanja za volumenske elemente

Koncept jednadžbe kojom se predstavlja materijal zahtjeva postojanje određenog skupa varijabli kao što su tlak (p), unutarnja energija (e) i specifični obujam (V). Postoji jedna temeljna razlika između jednadžbi stanja (eng. Equation Of States, EOS) za neporozne i porozne materijale. Porozni materijali su izloženi značajnim volumenskim deformacijama pri relativno malim tlakovima. Većina neporoznih materijala, kao što su konstrukcijski čelik i čvrste stijene (granit), imaju povećanu brzinu unutarnjeg širenja udarnih valova zbog povećanja brzine čestica. Brzina udarnog vala definira brzinu širenja vala kroz materijal izložen opterećenju te može biti dana kao funkcija tlaka ili brzine čestica na valnoj fronti. Brzina udarnog vala može se značajno smanjiti uslijed urušavanja pora unutar poroznog materijala kao što je beton, dok je ukupna brzina zvuka pri tlaku koji je jednak nuli ovisna o elastičnom stanju i određuje se pri brzini čestica jednakoj nuli.

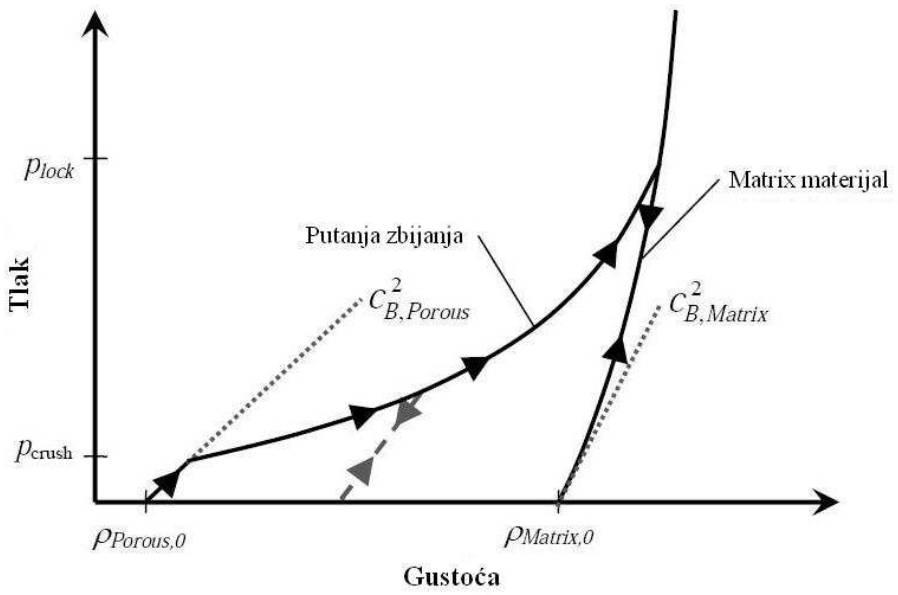
7.6.1 Jednadžbe stanja poroznih materijala

Beton ima nelinearno tlačno ponašanje uslijed nehomogenosti i poroznosti. Takozvani P-α model je općenita jednadžba stanja koja uzima u obzir poroznost materijala.

Jednadžbe dane niže opisuju najvažniji dio P-α jednadžbe stanja poroznog materijala. Općenito, ponašanje matrice materijala opisano je volumenskom jednadžbom stanja, tj. polinomnim ili Mie-Gruneisen udarnom jednadžbom stanja, dok je tlak na porozni materijal skaliran koristeći parametar $\alpha_{\text{P-}\alpha}$ ovisan o poroznosti materijala prema jednadžbama (7.37) i (7.38). Tlak u poroznim materijalima je približno $1/\alpha_{\text{P-}\alpha}$ puta tlak u matrici materijala.

$$\alpha_{\text{P-}\alpha} = \frac{\rho_{\text{Matrix}}}{\rho} \tag{7.37}$$

$$p = f\left(\rho, e\right) \xrightarrow{porous} \begin{cases} p_{\text{Matrix}} = f\left(\rho\alpha_{\text{P-}\alpha}, e\right) \\ p_{\text{Porous}} = \dfrac{1}{\alpha_{\text{P-}\alpha}} f\left(\rho\alpha_{\text{P-}\alpha}, e\right) \end{cases} \tag{7.38}$$



Slika 7.16 – Zbijanje i rasterećenje poroznog materijala s nelinearnom jednadžbom stanja

Brzina zvuka u poroznim materijalima, $c_{\mathrm{B,Porous}}$, vezana je uz početno elastično stanje betona prema jednadžbi (7.39), s $\alpha_{\mathrm{P\text{-}\alpha}}$ jednakom maksimalnom vrijednosti $\alpha_{\mathrm{Porous,0}}$ prema jednadžbi (7.40).

$$\frac{dp}{d\rho} = c^2_{\mathrm{B,Porous}} \tag{7.39}$$

$$\alpha_{\mathrm{Porous,0}} = \frac{\rho_{\mathrm{Matrix,0}}}{\rho_{\mathrm{Porous,0}}} \tag{7.40}$$

Pri tlaku p_{lock} materijal je potpuno zbijen te je vrijednost $\alpha_{\mathrm{P\text{-}\alpha}}$ jednaka 1. Tlak se izračunava koristeći jednadžbe stanja čvrstog materijala, a uz pretpostavku linearno-elastičnog ponašanja matrice koristi se sljedeća jednadžba:

$$p = c^2_{\mathrm{B,Matrix}} \cdot \left(\rho - \rho_{\mathrm{Matrix,0}}\right) = K_{\mathrm{Matrix}} \cdot \mu \qquad s \qquad \mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \tag{7.41}$$

Međutim, polinomna jednadžba stanja se najčešće koristi u kombinaciji s RHT materijalnim modelom za zbijanje i širenje pomoću sljedećih izraza:

$$p = A_1\mu + A_2\mu^2 + A_3\mu^3 + \left(B_0 + B_1\mu\right)\rho_0 e \qquad za \qquad \mu \geq 0 \tag{7.42}$$

$$p = T_1\mu + T_2\mu^2 + B_0\rho_0 e \qquad za \qquad \mu < 0 \tag{7.43}$$

Približna metoda za određivanje parametara A_1, A_2 i A_3 za polinomnu jednadžbu stanja za potpuno zbijeni materijal koristi sljedeću grupu jednadžbi [40]:

$$A_1 = \rho_0 c_0^2 \tag{7.44}$$

$$A_2 = \rho_0 c_0^2 \left[1 + s\left(s-1\right)\right] \tag{7.45}$$

$$A_3 = \rho_0 c_0^2 \left[2\left(s-1\right) + 3\left(s-1\right)^2\right] \tag{7.46}$$

Tlak je skaliran u odnosu na parametar $\alpha_{\text{P-}\alpha}$ za tlakove između p_{crush} i p_{lock} prema:

$$\alpha_{\text{P-}\alpha} = 1 + \left(\alpha_{\text{Porous}} - 1\right)\left[\frac{p_{\text{lock}} - p}{p_{\text{lock}} - p_{\text{crush}}}\right]^{n_{\text{P-}\alpha}} \tag{7.47}$$

Modul rasterećenja određuje se linearnom interpolacijom između vrijednosti poroznog i potpuno zbijenog stanja:

$$c_{\text{B}} = c_{\text{B,Porous}} + \left(c_{\text{B,Matrix}} - c_{\text{B,Porous}}\right)\left[\frac{\alpha_{\text{P-}\alpha} - \alpha_{\text{Porous,0}}}{1 - \alpha_{\text{Porous,0}}}\right] \tag{7.48}$$

Tabela 7.1 – Parametri P-α jednadžbe stanja za NCS (eng. Normal Concrete Strength) s tlačnom čvrstoćom od 35MPa i izmijenjeni set podataka za čvrstoće 48MPa NSC i 92MPa HPC (eng. High Power Concrete)

Parametar	Mjerna jedinica	NSC (Riedel, 2000)	NSC, 48MPa	HPC, 92MPA (Hansson, 2001)
$\rho_{\text{Porous,0}}$	kg/m^3	2,314×10^3	2,314×10^3	2,390×103
$c_{\text{B,Porous}}$	m/s	3000	3000	3000
p_{crush}	MPa	23,3	35	80
p_{lock}	MPa	6000	6000	1800
$n_{\text{P-}\alpha}$	kg/m^3	3	3	5
$\rho_{\text{Matrix,0}}$	kg/m^3	2,75×10^3	2,75×10^3	2,54×10^3
A_1	GPa	35,27	35,27	40,00
A_2	GPa	39,58	39,58	0,00
A_3	GPa	9,04	9,04	0,00
B_0	/	1,22	1,22	1,22
B_1	/	1,22	1,22	1,22
T_1	GPa	35,27	35,27	40,00
T_2	GPa	0,00	0,00	0,00
T_{Ref}	K	300	300	300
C_{v}	J/kgK	654	654	654

7.7 RHT model betona

U numeričke kodove potrebno je uključiti materijalne modele koji opisuju mehaničko ponašanje materijala s dovoljnom točnošću kako bi se dobili rezultati simulacija približni stvarnima, dobivenim eksperimentom.

Različito vlačno i tlačno ponašanje betona pri velikim brzinama deformacije te potreba za uzimanjem u obzir preostale čvrstoće materijala pri tlaku zahtijevaju složene materijalne modele pri proučavanju takvih uvjeta opterećenja. Opis stanja naprezanja u materijalnom modelu ovisi o tri plohe popuštanja ovisne o tlaku:

1) elastična granična ploha,
2) ploha sloma i
3) ploha preostale čvrstoće za zdrobljeni materijal.

Ploha sloma se može definirati kao funkcija čvrstoće duž tlačnog meridijana $Y_{\mathrm{TXC}}(p)$ pomnoženog s faktorima $F_{\mathrm{Rate}}(\dot{\varepsilon})$ i $R_3(\theta, Q_2)$.

$$Y_{\mathrm{fail}}\left(p,\theta,\dot{\varepsilon}\right) = Y_{\mathrm{TXC}}\left(p\right)\cdot F_{\mathrm{Rate}}\left(\dot{\varepsilon}\right)\cdot R_3\left(\theta,Q_2\right) \tag{7.49}$$

Čvrstoća duž meridijana dana je jednadžbom (7.50), gdje $Y^*_{\mathrm{TXC}}(\mathrm{p})$ definira statički tlačni meridijan normaliziran neovijenom tlačnom čvrstoćom f_c. Parametar A_{fail} nije uključen u RHT verziju primijenjenu u Autodyn-u (Century Dynamics, 2005b), s jednadžbom prema Autodyn zapisu danom u jednadžbi (7.51)

$$Y^*_{\mathrm{TXC}}\left(p\right) = \frac{Y_{\mathrm{TXC}}\left(p\right)}{f_{\mathrm{c}}} = A_{\mathrm{fail}} + B_{\mathrm{fail}}\left[p^* - HTL'^*\right]^{N_{\mathrm{fail}}} \quad za \quad p^* \geq \frac{1}{3} \quad \left(Reidel, 2000\right) \tag{7.50}$$

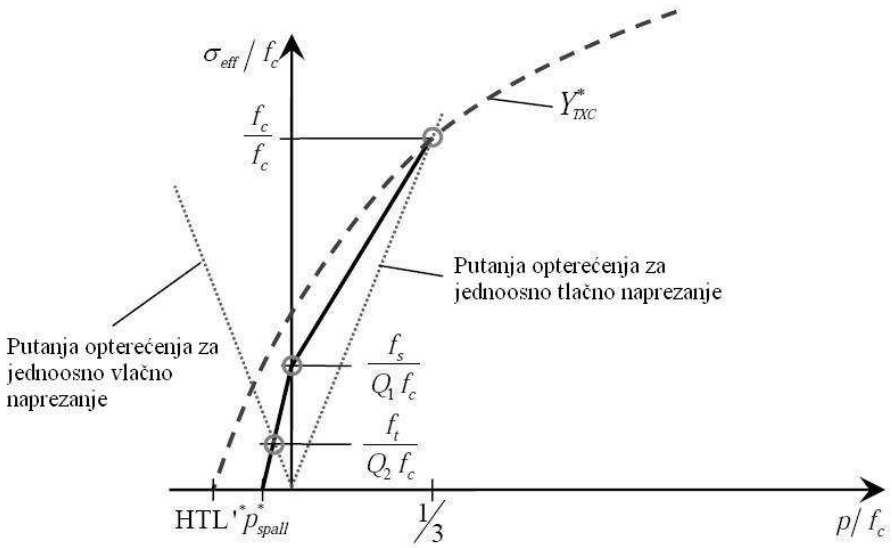
$$Y^*_{\mathrm{TXC}}\left(p\right) = \frac{Y_{\mathrm{TXC}}\left(p\right)}{f_{\mathrm{c}}} = A\left[p^* - HTL'^*\right]^{N_{\mathrm{fail}}} \quad za \quad p^* \geq \frac{1}{3} \quad \left(Century\ Dynamics, 2005b\right) \tag{7.51}$$

A_{fail}, B_{fail} i N_{fail} uzeti su kao materijalne konstante za određeni beton.

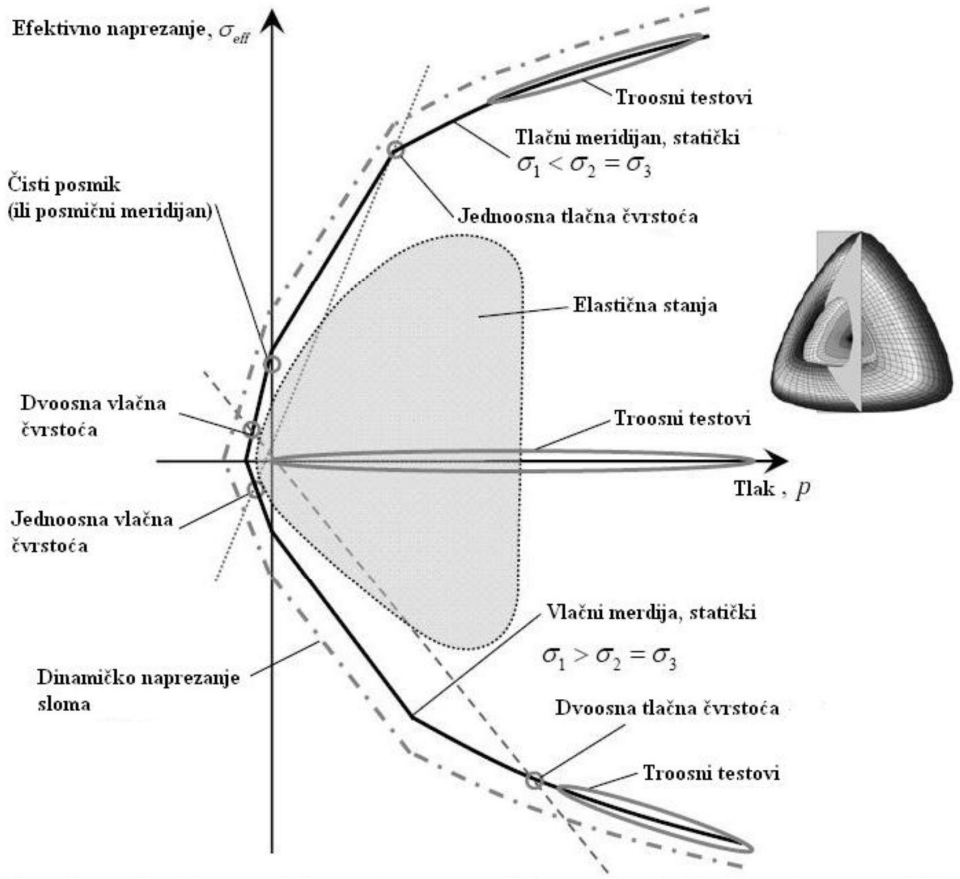
Nadalje, presjek HTL'^* normaliziran s f_c definiran je kao:

$$HTL'^* = \frac{1}{3} - \sqrt[N_{\mathrm{fail}}]{\frac{1}{B_{\mathrm{fail}}}} \quad s \quad HTL' = f_{\mathrm{c}}\cdot HTL'^* \tag{7.52}$$

Jednadžbe (7.50), (7.51) i (7.52) opisuju tlačni meridijan, ali se ne koriste za tlakove ispod $f_c/3$. Umjesto toga koristi se po dijelovima linearna aproksimacija tlačnog meridijan između stanja naprezanja za vlačnu čvrstoću (f_t/Q_2), posmičnu čvrstoću (f_s/Q_1) i tlačnu čvrstoću prema Slika 7.17. Koriste se faktori korekcije Q_1 i Q_2 budući da su posmična i jednoosna vlačna stanja naprezanja lokalizirana na tlačnom i posmičnom meridijanu. Referentna točka plohe sloma prikazana je na Slika 7.18 s grafičkim prikazom korekcijskih faktora prikazanih na Slika 7.20a.



Slika 7.17 – Linearna aproksimacija tlačnog meridijana pri niskim tlakovima

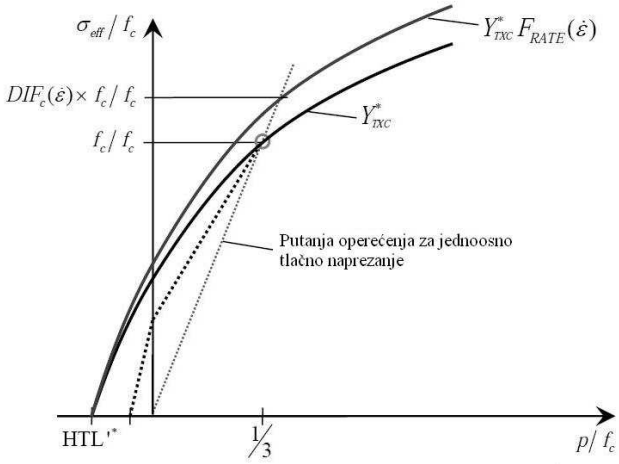


Slika 7.18 – Prikaz referentne točke plohe sloma

Faktor $F_{\text{Rate}}(\dot{\varepsilon})$ uzima u obzir povećanje uslijed brzine promjene deformacije:

$$F_{\mathrm{RATE}}\left(\dot{\varepsilon}\right)=\begin{cases}\left(\dfrac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^{\alpha} & za \quad p\geq\dfrac{f_{\mathrm{c}}}{3}, \quad s \quad \dot{\varepsilon}_0=30\times10^{-6}\,\mathrm{s}^{-1}\\ \left(\dfrac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^{\delta} & za \quad p\leq-\dfrac{f_{\mathrm{t}}}{3}, \quad s \quad \dot{\varepsilon}_0=3\times10^{-6}\,\mathrm{s}^{-1}\end{cases} \tag{7.53}$$

Drugačija povećanja se koriste za tlačna i vlačna opterećenja s materijalnim konstantama α i δ. Faktor povećanja uslijed brzine promjene deformacija linearno se interpolira između tlakova $-f_t/3$ i $f_c/3$.



Slika 7.19 – Dinamičko uvećanje tlačnog meridijana od p ≥ f_c/3

Smanjena čvrstoća loma tlačnog meridijana na plohi sloma uvedena je preko faktora $R_3(\theta,Q_2)$. Taj faktor skalira čvrstoću s najveće vrijednosti tlačnog meridijana te je dan izrazom:

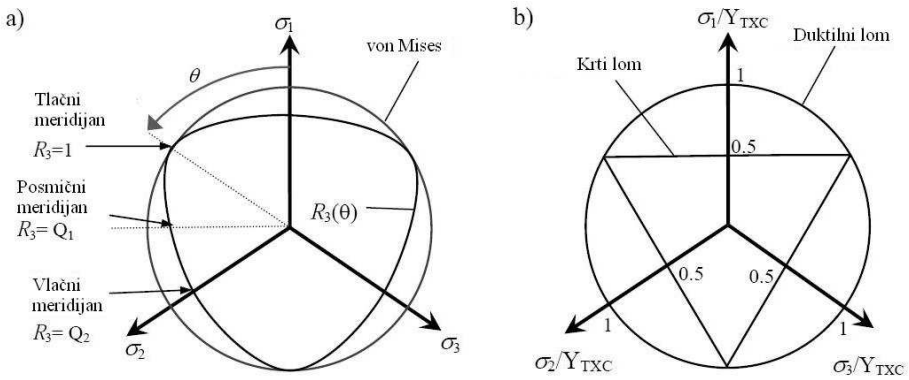
$$R_3\left(\theta,Q_2\right)=\frac{2\left(1-Q_2^2\right)cos\,\theta+\left(2Q_2-1\right)\left[4\left(1-Q_2^2\right)cos^2\,\theta+5Q_2^2-4Q_2\right]^{0,5}}{4\left(1-Q_2^2\right)cos^2\,\theta+\left(1-2Q_2\right)^2} \tag{7.54}$$

Poznavanjem $\theta_{\mathrm{rotating}}$ oko hidrostatičke osi moguće je izračunati cijelu plohu sloma. Parametar Q_2 daje udaljenost od hidrostatičke osi do vlačnog meridijana podjeljenu s udaljenošću između hidrostatičke osi do tlačnog meridijana kao:

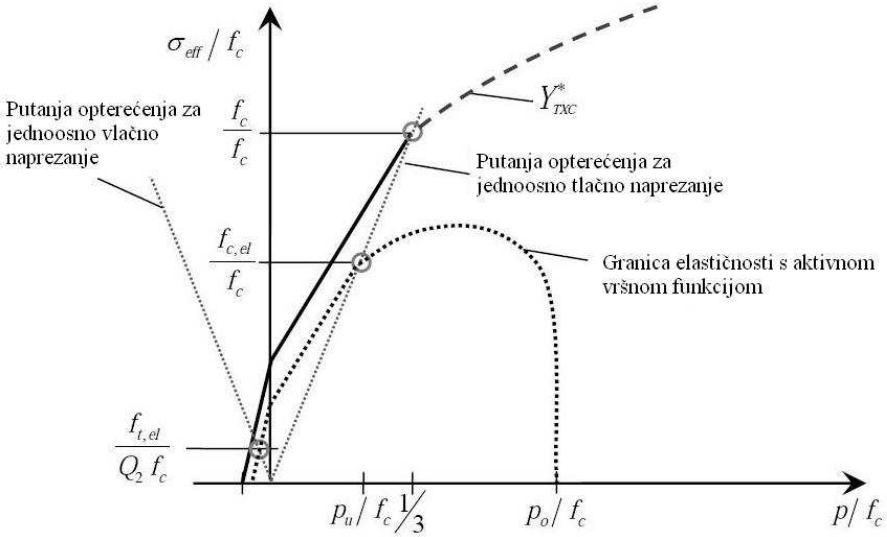
$$0,5<Q_2=Q_{2,0}+BQ\cdot p^*\leq1 \tag{7.55}$$

Ekstremni slučaj Q_2 je jednak 0,5 pri niskim tlakovima te on daje trokutastu plohu sloma prema Slika 7.20b.

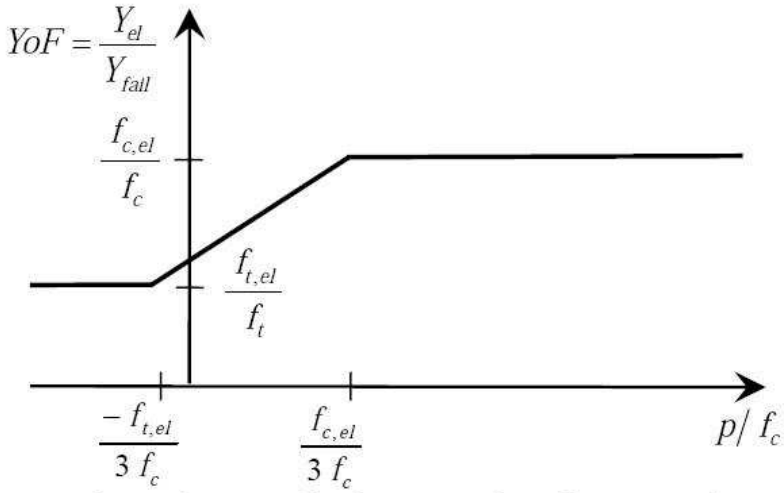
Elastična granična ploha $Y_{\mathrm{el}}(p,\,\theta,\dot{\varepsilon}\,)$, prikazana jednadžbom (7.56) i Slika 7.21, skalirana je iz plohe sloma faktorom *YoF* duž puta opterećenja. Tvaj faktor skaliranja varira linearno od $f_{c,el}/f_c$ do $f_{t,el}/f_t$ između tlakova $-f_{t,el}/3$ i $f_{c,el}/3$ prema Slika 7.22



Slika 7.20 – Presjek plohe sloma pri devijatornoj ravnini



Slika 7.21 – Prikaz elastične granice



Slika 7.22 – Funkcija skaliranja ovisna o tlaku, iz omjera elastične plohe i plohe sloma

Linearno očvršćivanje koristi se između elastične plohe i plohe sloma te je modul očvršćivanja dan omjerom $G_{el}/(G_{el}-G_{pl})$ koji definira omjer početnog posmičnog modula elastičnosti i modula očvršćivanja. Elastična ploha čvrstoća je tada definirana kao:

$$Y_{el}\left(p,\theta,\dot{\varepsilon}\right)=Y_{fail}\left(p,\theta,\dot{\varepsilon}\right)\cdot YoF\cdot F_{Cap}\left(p\right) \tag{7.56}$$

Elastični dio deformacije smanjuje se pri visokim tlakovima te opcija korištenja kape na elastičnoj plohi osigurava zatvaranje elastične plohe pri visokim tlakovima. Elastična ploha čvrstoća unutar RHT materijalnog modela može biti natjerana na zatvaranje pri visokim tlakovima pomoću aktiviranja bezdimenzijske funkcije kape $F_{Cap}(p)$, koja glatko teče od 1 do 0. Funkcija kape jednaka je 1 do tlaka p_u gdje se put jednoosnog tlaka presijeca s elastičnom plohom. Pri većim tlakovima $F_{Cap}(p)$ smanjuje se te dostiže 0 pri tlaku p_0, koji se određuje kao p_{crush} iz ulaznih podataka P-α jednadžbe stanja. Matematički izraz za $F_{Cap}(p)$ dan je kao:

$$F_{Cap}\left(p\right)=\begin{cases}1 & for \quad p\le p_u\\ \sqrt{1-\left(\dfrac{p-p_u}{p_0-p_u}\right)^2} & for \quad p_u<p<p_0\\ 0 & for \quad p_0\le p\end{cases} \tag{7.57}$$

Oštećenje materijala raste nakon što naprezanje pređe plohu sloma:

$$D=\sum\frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{\varepsilon_{pl}^{failure}} \tag{7.58}$$

$$\varepsilon_{pl}^{failure}=D_{RHT1}\left(p^*-p_{spall}^*\right)^{D_{RHT2}}\ge\varepsilon_{pl,min}^{failure} \tag{7.59}$$

gdje su D_{RHT1} i D_{RHT2} specifični parametri materijala.

Pri niskim tlakovima, donja granica deformacije sloma je određena uvođenjem minimalne deformacije sloma, $\varepsilon_{min}^{failure}$, s procjenom oštećenja kalibriranom za ciklički jednoosno tlačno naprezanje prema Holmquistu i dr. (1993). Preostala čvrstoća, Y^*_{fric} (normalizirana u odnosu na neovijenu tlačnu čvrstoću) potpuno oštećenog betona računa se prema jednadžbi:

$$Y_{fric}^*=B_{fric}\cdot\left(p^*\right)^{N_{fric}} \qquad \left(Riedel,2002\right) \tag{7.60}$$

dok je modificirani izraz u Autodyn-u:

$$Y_{fric}^*=B\cdot\left(p^*\right)^{M} \qquad \left(Century\ Dynamics,2005b\right) \tag{7.61}$$

Čvrstoća je interpolirana iz vrijednosti čvrstoća za neoštećeni materijal (D=0) na plohi sloma i potpuno oštećen materijal (D=1) prema:

$$Y^*_{\text{fractured}}(D) = (1-D)\cdot Y^*_{\text{fail}} + D\cdot Y^*_{\text{fric}} \tag{7.62}$$

Nadalje, posmični modul elastičnosti se smanjuje u ovisnosti o parametru oštećenja prema:

$$G_{\text{fractured}}(D) = G_{D=0}\cdot(1-D) + G_{D=1}\cdot D \qquad s \qquad G_{D=1} = ShratD\cdot G_{D=0} \tag{7.63}$$

Tabela 7.2 – RHT parametri čvrstoće za beton 35MPa prema Riedel (2000) i modificirani temeljni parametri za beton čvrstoće 48 i 92MPa

Parametri	Mjerne jedinice	NSC, 35MPa (Riedel, 2000)	NSC, 48MPa	HPC, 92MPa (Hansson, 2001)
G_{el}	GPa	16,7	16,7	18,0
f_c	MPa	35,0	48,0	92,0
f_t/f_c	/	0,10	0,083	0,057
f_s/f_c	/	0,18	0,18	0,30
A_{fail}	/	0,00	0,00	0,00
B_{fail}	/	1,60	1,60	1,90
N_{fail}	/	0,61	0,61	0,61
$Q_{2.0}$	/	0,6805	0,6805	0,6805
BQ	/	0,0105	0,0105	0,0105
$G_{el}/(G_{el}-G_{pl})$	/	2,0	2,0	2,0
$f_{t,el}/f_t$	/	0,70	0,70	0,80
$f_{c,el}/f_c$	/	0,53	0,53	0,75
Cap option	/	Active	Active	Active
B_{fric}	/	1,60	1,60	1,60
N_{fric}	/	0,61	0,61	0,61
α	/	0,032	0,032	0,010
δ	/	0,036	0,036	0,013
D_{RHT1}	/	0,04	0,04	0,08
D_{RHT2}	/	1,00	1,00	1,00
$\varepsilon_{min}^{failure}$	/	0,01	0,01	0,05
ShratD	/	0,13	0,13	0,13

7.8 Model zraka

Okolina u kojoj je modeliran most karakterizirana je kao fluid, idealni plin, zrak s normalnim tlakom (tlak pri 0 m.n.m.).

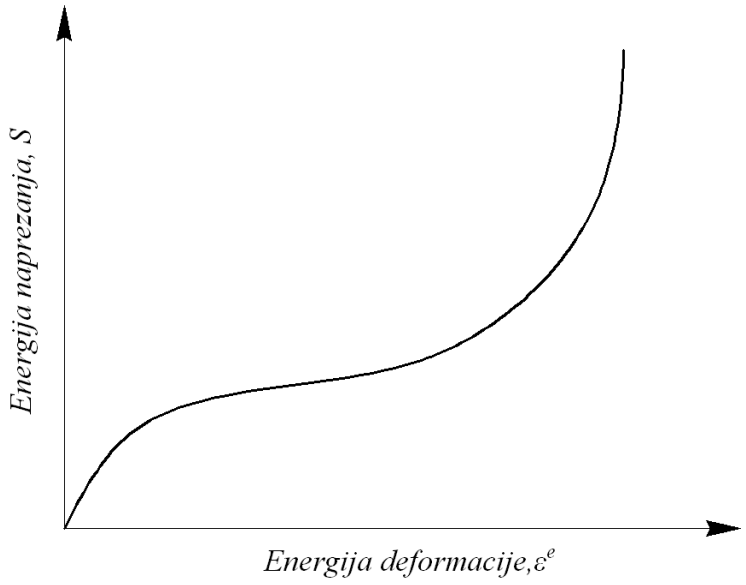
Tabela 7.3 – Karakteristike zraka

	Vrijednost	Mjerna jedinica
Jednadžba stanja	Idealni plin	
γ	1,41	
Referentna gustoća	1,225E-03	g/cm^3
Referentna temperatura	2,882E+02	^{0}K
Specifična toplina	7,173E+02	J/kg K

7.9 Model elastomernog ležaja

7.9.1 Općenito

Elastomerni ležajevi sadrže set krutih elemenata spojenih međusobno slojevima elastomera. Moguće su poprilične rotacijske i linearne deformacije zahvaljujući elastičnim deformacijama hiperelastičnog materijala (najčešće gume), ali zadržavajući stabilnim svoj obujam. Povećanje nosivosti elastomernog ležaja znači i povećanje elastičnih deformacija elastomera. Ovisnost između opterećenja i deformacije nije linearna. Nosivost se može vratiti na početni položaj nakon uklanjanja opterećenja. Jedna od prednosti elastomernih ležajeva je pojava histereze koja utječe na povećanje prigušenja vibracija. Tu je osobito što se javlja nelinearno ponašanje naprezanja i deformacija. Najčešće takvo ponašanje karakterizirano je početnim omekšavanjem zatim naglim skrućivanjem kako materijal dostiže granično produljenje. Prikaz nelinearnog ponašanja dan je na Slika 7.23.



Slika 7.23 – Ponašanje gume

Ležajevi kod mostova primarno se koriste za omogućavanje pomaka rasponske konstrukcije uzrokovanih različitim uvjetima opterećenja kao što su temperaturne promjene, potresi, udari, itd. Tipovi ležajeva su klasificirani prema funkciji ležaja kao što je prikazano u Tabela 7.4.

Tabela 7.4 – Klasifikacija ležajeva mostova prema funkciji

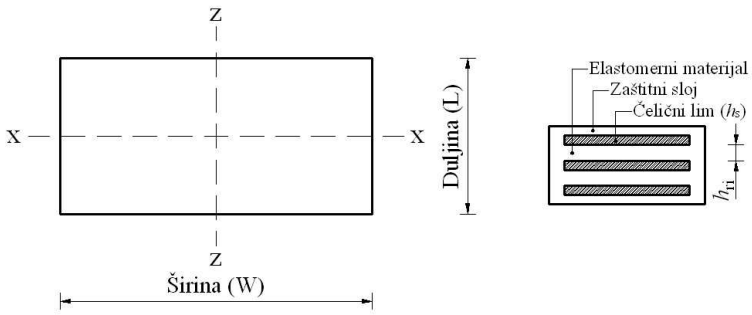
Tip ležaja	Podtip ležaja
1. Kližuće ploče	a) Čelik na čelik b) Čelik na broncu c) Olovni listovi između čeličnih ploča d) Brončane ploče s grafitnim umetcima e) Teflonski premaz na nehrđajućem čeliku 1) Čelične ploče obložene teflonom 2) Jastučići od tkanine obloženi teflonom 3) Elastomerni jastučići obloženi teflonom f) Filc, ulje i grafit, katranski papir
2. Kotrljajući uređaji	a) Kotrljajuća gnijezda b) Jednostruki valjci c) Segmentno njihalo d) Ukliješteno njihalo e) Okvir i klin f) Čelične kugle
3. Vezni uređaji	a) Jednostavne vezne vješaljke b) Tlačno-vlačne dijagonale (kosnici) c) Ukliješteni spoj koji omogućava rotaciju bez horizontalnih pomaka
4. Elastomerni uređaji	a) Jednostavni elastomerni ležaj (ili kombiniran s teflonom) b) Složeni ležajevi s graničnim slojevima c) Kružni ograničeni ili lončasti ležajevi
5. Drugi uređaji	a) Hidraulički cilindri b) Plutajući sklopovi c) Sferni (kuglasti) ležajevi
6. Konstrukcijska stabilnost	a) Drvene konstrukcije b) Visoki savitljivi piloni c) Zakrivljeni mostovi

Za pomake od 50 do 75 mm elastomerni ležajevi mogu se koristiti za sve tipove mostova. Za pomake do 150 mm jednostruki valjci, od 150 do 250 mm mogu se koristiti mala njihala. Kada pomak prelazi 150 mm te može biti do 1 m, koriste se velika njihala, veze, dugačke tlačne ruke ili valjci na stalcima.

Ležajevi s malim valjcima, kotrljajućim gnijezdima i ukliještenim vezama često se znaju zaglaviti ili zahrđati. Elastomerni ležajevi nemaju tih ograničenja te se najčešće pomiču uslijed temperaturnih promjena. Elastomerni ležajevi dizajnirani su tako da prenose vertikalna opterećenja i omoguće uzdužne pomake rasponske konstrukcije. te zadržavaju tlačnu, posmičnu i rotacijsku krutost tijekom korištenja [28].

7.9.2 Mehaničke karakteristike ležajeva

Elastomerni ležajevi zahtijevaju znatno manje održavanje u odnosu na druge tipove ležajeva te se tipično sastoje od armiranog elastomera pričvršćenog na čeličnu ploču za ugradnju (Slika 7.24)



Uzdužna os (z - os) - os paralelna s uzdužnom osi mosta
Poprečna os (x - os) - os okomita na uzdužnom os mosta

h_{ri} - debljina elastomernog sloja i
h_{rt} - ukupna debljina elastomera = Σh_{ri}
h_s - debljina čeličnog lima

Slika 7.24 – Elastomerni ležaj

7.9.3 Tlačno ponašanje

Maksimalno tlačno naprezanje elastomera pod utjecajem je sljedeća dva faktora:

a) Širenje elastomera pod djelovanjem tlačnog opterećenja rezultira tlačnim deformacijama. Elastomerni materijali s manjom tvrdoćom imaju vrlo male volumenske promjene. Volumenske promjene materijala postaju značajnije s povećanjem tvrdoće elastomera. U većini slučajeva elastomerni materijal se ošteti u vlaku uslijed širenja.

b) Sposobnost odupiranja posmičnim naprezanjima također utječe na maksimalno tlačno naprezanje jer širenje uslijed tlačnog opterećenja stvara posmična naprezanja u materijalu.

7.9.4 Posmično ponašanje

Posmično ponašanje ležaja potrebno je kako bi se omogućili uzdužni pomaci rasponske konstrukcije mosta uzrokovani vanjskim opterećenjem. Posmična deformacija ležaja definirana je kao posmična deformacija podijeljena s početnom debljinom elastomera prije tlačnog opterećenja. Posmična deformacija izravno je proporcionalna posmičnoj sili te povećanje posmične deformacije povećava mogućnost sloma uslijed klizanja ležaja.

7.9.5 Vlačno ponašanje

Kada se elastomerni ležaj izloži djelovanju vlačne sile, krutost elastomera ostaje jednaka kao i u slučaju tlačnog opterećenja do 20 MPa naprezanja. S povećanjem vlačnog opterećenja preko te vrijednosti, vlačna krutost opada na 5% početne vrijednosti te se vlačne deformacije razvijaju vrlo brzo. Općenito, vlačne deformacije pri slomu iznose 2 do 6 puta izmjera elastomera.

7.9.6 Mehanika gume

Početna točka mehanike kontinuuma je izmjeriti pomake i deformacije u prostoru. Uzimajući referentni vektor pozicije, X, te vektor trenutne pozicije, **x**, možemo ih povezati vektorom pomaka, **u**, tako da je:

$$x_{\mathrm{i}} = X_{\mathrm{i}} + u_{\mathrm{i}} \tag{7.64}$$

Diferencijalni oblik jednadžbe (1.58) se može smanjiti na:

$$dx_{\mathrm{i}} = \frac{\partial x_{\mathrm{i}}}{\partial X_{\mathrm{j}}} dX_{\mathrm{j}} = F_{\mathrm{ij}} dX_{\mathrm{j}} \tag{7.65}$$

gdje F_{ij}, u tome obliku, predstavlja tenzor gradijenta deformacije ili jednostavnije gradijent deformacije, **F**, u obliku matrice.

Desni Cauchy-Greenov tenzor, **C**, se određuje pomoću gradijenta deformacije:

$$C_{\mathrm{ij}} = F_{\mathrm{mi}} F_{\mathrm{mj}} \tag{7.66}$$

te se koristi u ovom kontekstu za definiranje invarijanti deformacija:

$$\begin{aligned} I_1 &= \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 = tr(\mathbf{C}) \\ I_2 &= \lambda_1^2\lambda_2^2 + \lambda_2^2\lambda_3^2 + \lambda_3^2\lambda_1^2 = \frac{1}{2}\left(I_1^2 - tr\left(\mathbf{C}^2\right)\right) \\ I_3 &= \lambda_1^2\lambda_2^2\lambda_3^2 = J^2 = det(\mathbf{C}) \end{aligned} \tag{7.67}$$

gdje su λ_{i} omjeri glavnih produljenja. Primijetimo kako I_3 predstavlja volumensku konstantu i u kontekstu nestlačivosti, je uvijek jednak 1, što vodi do korisne veze između omjera produljenja.

$$\lambda_1\lambda_2\lambda_3 = 1 \tag{7.68}$$

Potrebno je jasno razumjeti vezu između nominalne i Henckyjeve deformacije, budući da eksperimentalni podatci predstavljaju mjerene nominalne deformacije, dok rezultati iz ANSYS-a, pri nelinearnoj analizi, daju Henckyjeve deformacije. Glavna inženjerska deformacija, $\varepsilon^{\mathrm{e}}_{\mathrm{i}}$, jednostavno se može definirati kao promjena u referentnoj duljini, $\Delta L = L - L_0$, na referentnoj duljini, L_0, te se može dobiti direktno iz glavnih produljenja:

$$\varepsilon^{e}{}_{i} = \frac{\Delta L}{L_0} = \lambda_i - 1 \tag{7.69}$$

Glavna logaritamska deformacija, $\varepsilon^{n}{}_{i}$, može se odrediti iz glavnih produljenja pomoću izraza:

$$\varepsilon^{n}{}_{i} = ln\left(\lambda_i\right) \tag{7.70}$$

Konstitutivni zakon ponašanja materijala definira se kao hiperelastični ako se definira pomoću funkcije energije deformacije. Energija deformacije, W, najčešće se određuje kao funkcija invarijanti deformacija, $W(I_1,I_2,I_3)$ ili glavnih omjera produljenja, $W(\lambda_1,\lambda_2,\lambda_3)$, ovisno o hiperelastičnom modelu. Glavna Cauchyjeva i 1st Piola-Kirchhoffoava naprezanja za nestlačivi materijal mogu se odrediti iz funkcije deformacijske energije prema:

$$\sigma_i = \lambda_i S_i = \lambda_i \frac{\partial W}{\partial \lambda_i} - p \tag{7.71}$$

ili

$$\sigma_i = \lambda_i S_i = \lambda_i \left[\frac{\partial W}{\partial I_1}\frac{\partial I_1}{\partial \lambda_i} + \frac{\partial W}{\partial I_2}\frac{\partial I_2}{\partial \lambda_i} \right] - p \tag{7.72}$$

gdje p predstavlja hidrostatski tlak uslijed nestlačivosti.

7.9.7 Konstitutivni zakoni hiperelastičnosti

Rivlin je osmislio generički model nestlačivog hiperelastičnog materijala temeljenog na deformaciji i energiji, najčešće nazivanog polinomnim modelom oblika:

$$W = \sum_{i,j=1}^{\infty} C_{ij} \left(I_1 - 3\right)^{i} \left(I_2 - 3\right)^{j} \tag{7.73}$$

Neo-Hookeov model koji pojašnjava Treloar, može se dobiti iz Rivlinovog općenitog izraza:

$$W = C_{10}\left(I_1 - 3\right) \tag{7.74}$$

uzimajući

$$C_{10} = \frac{1}{2} N \cdot k \cdot T \tag{7.75}$$

gdje su:

- k Boltzmanova konstanta,
- N broj lanaca molekula po jedinici obujma i
- T apsolutna temperatura.

Mooneyevi rani radovi se mogu izraziti u obliku (7.73) što rezultira današnjim općenitim prihvaćanjem Mooney-Rivlinovog modela.

Yeoh sugerira još jedan model koji se može izvesti iz Rivlinove generičke formulacije pod pretpostavkom da je druga invarijanta deformacije, I_2, konstantna s produljenjem i zbog toga ne pridonosi funkciji deformacijske energije:

$$W = \sum_{i=1}^{N} C_{i0} \left(I_1 - 3 \right)^i \tag{7.76}$$

7.9.8 Numeričko modeliranje elastomernog ležaja

Budući da su modovi sloma elastomernih ležajeva uglavnom uzrokovani popuštanjem čeličnih pločica ili odvajanjem elastomera od čelika, potrebno je modelirati ta dva materijala odvojeno u numeričkom modelu. Elastomerni ležaj modeliran je pomoću volumenskih i ravninskih elemenata. Sam elastomer modeliran je volumenskim elementima dok je čelična armatura modelirana pomoću ravninskih elemenata. Elastomer i čelik su međusobno povezani kontaktnim elementom u zajedničkim točkama. Kontakt nije modeliran odvojeno jer je čvrstoća odvajanja gotovo jednaka vlačnoj čvrstoći elastomera [81]. Zbog toga trošenje elastomernog elementa u modelu predstavlja vlačni slom elastomera te odvajanje čelika od elastomera.

Ponašanje elastomera simulirano je korištenjem linearno viskoznog materijala. To je model gume te može uzeti u obzir utjecaj promjene brzine deformacije konvulacijskim integralom tenzora naprezanja. Međutim, utjecaj prirasta deformacije ovdje je zanemaren uslijed nedostatka podataka o ponašanju elastomera pri djelovanju eksplozije. Vlačna krutost je pretpostavljena jednaka tlačnoj krutosti. Zbog toga tlačna čvrstoća umjesto tlačne deformacije kontrolira slom ležaja. Plastični kinematički model materijala korišten je za simulaciju čeličnih limova. Taj materijal prikladan je za modeliranje izotropnog i kinematičkog očvršćivanja.

7.10 Veličina mreže konačnih elemenata betonskih komponenti

7.10.1 Općenito

Kako bi se razvio jasan nelinarni numerički model za simulaciju djelovanja eksplozije, važno je odabrati odgovarajuće modele materijala za pojedine elemente. Diferencijalne jednadžbe koje opisuju nestabilno dinamičko kretanje materijala koriste se za lokalno očuvanje mase, momenta i energije. Kako bi se dobilo kompletno rješenje, potrebno je definirati veze između varijabli toka uz odgovarajuće početne i rubne uvjete. To se može odrediti iz modela materijala koji povezuje deformacije i početnu energiju (ili temperaturu). U većini slučajeva

tenzor naprezanja može se odvojiti u jednoliki hidrostatski tlak (sva tri normalna naprezanja jednaka) i devijatorni tenzor naprezanja povezan s otpornošću materijala na posmične deformacije. Tada veza između hidrostatskog tlaka, lokalne gustoće (ili specifičnog obujma) i lokalne specifične energije (ili temperature) poznata je kao jednadžba stanja [31].

Tlak vala eksplozije značajno se smanjuje s povećanjem udaljenosti detonacije od objekta koji se promatra. Zbog veličine i kompleksnosti geometrije mosta, točno postavljanje djelovanja vala eksplozije na elemente mosta zahtijevan je posao. Točnije ponašanje konstrukcije može se dobiti simuliranjem djelovanja eksplozije u hidrokod softverima. Ti kodovi koriste eksplicitne rješavače koncipirane za općenite analize. Međutim, potrebno je ispuniti nekakve uvjete kako bi se mogli koristiti za simuliranje djelovanja eksplozija na armiranobetonske konstrukcije.

Simulacija detonacije proizvodi opterećenje preko detonacije eksploziva korištenjem ALE mreže konačnih elemenata. Razlog korištenja ALE mreže leži u dvije činjenice. Prva, simulacija eksplozije zahtijeva velike deformacije elemenata mreže koje najčešće prelaze mogućnosti Lagrangeove mreže (čvorovi se pomiču prilikom prolaska materijala). Eulerova mreža (čvorovi nepomični dok materijal prolazi između pojedinih elemenata) koristi se za rješavanje problema velikih deformacija. Kada se računa djelovanje između konstrukcije u Lagrangeovoj i Eulerovoj mreži nastaje novi problem koji se naziva problem dinamičkog rubnog uvjeta što se pokazalo kao teško rješivi problem.

Ta metoda simulira proces detonacije i daje točne procjene početnih tlakova vala eksplozije preko materijala eksplozije. Idealna je za simulaciju interakcije između konstrukcije i bliske eksplozije kao npr. eksplozija nagazne mine. No za simulacije na civilne konstrukcije potrebno je uzeti u obzir udaljenost eksplozije od konstrukcije. Eksplozija stvara val koji udara o konstrukciju. Tlačni val se prenosi do elemenata mosta preko okolnog zraka jer element stoji na određenoj udaljenosti od naboja. Taj pristup ima nekoliko prednosti: val eksplozije nastavlja djelovati na konstrukciju i nakon što dođe do erozije površinskih elemenata, može se predvidjeti odbijanje i lom vala, može se uzeti u obzir interakcija konstrukcije i vala. Interakcija se ne može zanemariti kada materijal doseže granicu popuštanja pri djelovanju vala s modulom elastičnosti koji se smanjuje na nulu.

Hidrokod je temeljen na očuvanju mase, inercije i energije, dok su FE kodovi temeljeni na jednadžbama ravnoteže. Zbog toga su temeljne jednadžbe drugačije. Potrebno je ispuniti jednadžbe očuvanja, dane u Tabela 7.5, za svaki vremenski korak tijekom proračuna.

Tabela 7.5 – Jednadžbe očuvanja mase, inercije i energije

	Lagrange	Euler
Masa	$\frac{d\rho}{dt}+\rho\frac{\partial u_i}{\partial x_i}=0$ ρ = gustoća	$\frac{\partial\rho}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i)=0$ u = brzina
Inercija	$\frac{du_i}{dt}=f_i+\frac{1}{\rho}\frac{\partial\sigma_{ij}}{\partial x_j}$ σ_{ij} = Cauchy naprezanje	$\frac{\partial u_i}{\partial t}=u_j\frac{\partial u_i}{\partial x_j}=f_i+\frac{1}{\rho}\frac{\partial\sigma_{ij}}{\partial x_j}$ f_i = vanjska sila
Energija	$\frac{di}{dt}=\frac{p}{\rho^2}\frac{d\rho}{dt}+\frac{1}{\rho}s_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}$ i = unutarnja energija s_{ij} = devijator naprezanja	$\frac{di}{dt}+u_i\frac{\partial i}{\partial x_i}=\frac{p}{\rho^2}\left(\frac{d\rho}{dt}+u_i\frac{\partial\rho}{\partial x_j}\right)+\frac{1}{\rho}s_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}$ p = hidrostatski tlak $\dot{\varepsilon}_{ij}$ = prirast deformacije

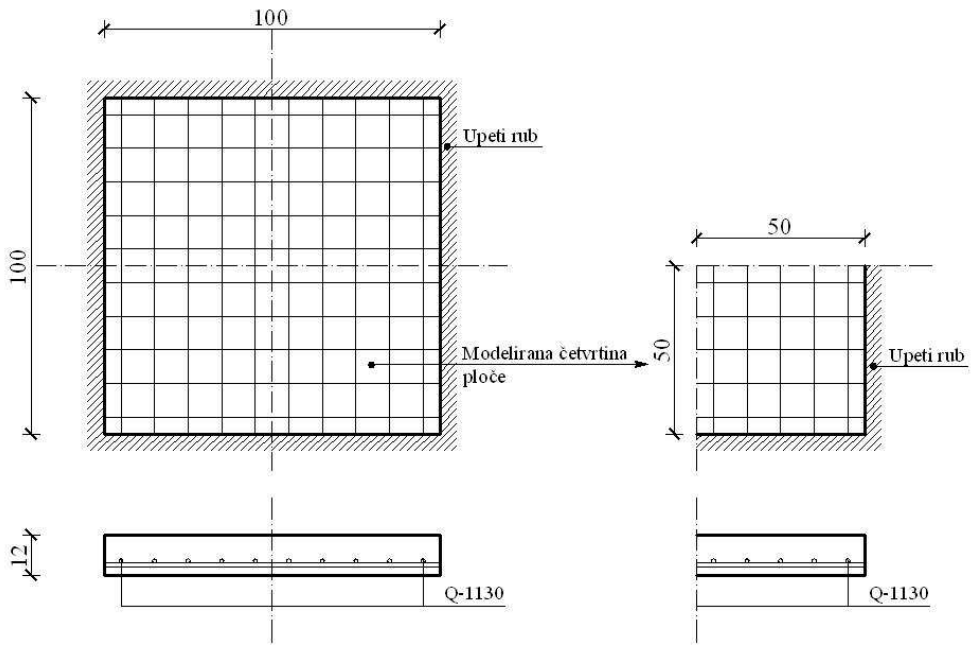
Nakon što je provedeno određivanje optimalne veličine mreže konačnih elemenata zraka, tj. okoline u kojoj se nadvožnjak nalazi, izvršeno je određivanje optimalne veličine mreže konačnih elemenata modela betonskih komponenti. To je složeno pitanje, s obzirom na to da u simulacijama konstrukcija s nelinearnim materijalnim karakteristikama (plastično ponašanje), proračun najčešće postaje nestabilan i rezultati ne konvergiraju s promjenom veličine mreže konačnih elemenata. Taj problem pokušali riješiti su Bazant i Belytschko [64] koji su razvili zatvoreno rješenje za materijal neovisan o prirastu deformacija.

Svi pristupi imaju manjkavost nedovoljno točnog simuliranja djelovanja eksplozije na armiranobetonske elemente uslijed pojave erozije materijala, koja uključuje uklanjanje deformiranih elemenata i nelinearnost veze betona i armature. Uslijed erozije koja se javlja pri djelovanju eksplozije dolazi do promjene energije, ali potpunog očuvanja mase i inercije. Upravo zbog promjene energije praktične numeričke metode daju odviše konzervativne rezultate i numerički su nestabilne. Autodyn omogućuje praćenje očuvanja energije i mase/inercije pa pravilno modelirani problemi imaju malu izlaznu grešku (odstupanje).

7.10.2 Geometrija ploče

Provedeno je simuliranje djelovanja eksplozije na armiranobetonsku ploču upetu na svim osloncima. Ploča je izložena djelovanju eksplozije količine 0,5 kg TNT-a na udaljenosti 0,5 m što je jednako skaliranoj udaljenosti 1 m/kg$^{1/3}$. Naboj je postavljen iznad težišta ploče pa je armatura postavljena u donjoj (vlačnoj) zoni. Ploča je izmjera 1 m x 1 m, debljine 12 cm te armirana mrežastom armaturom Q-1130 (obostrano nosivom mrežom promjera šipke 12 mm

na razmaku 100 mm) (Slika 7.25). Odabrana debljina zaštitnog sloja jednaka je 3 cm. Kako bi se skratilo vrijeme proračuna, korišteno je načelo simetrije tako da je modelirana četvrtina ploče (uključena simetrija oko *x* i *z* osi).



Slika 7.25 – Geometrija AB ploče

7.10.3 Materijali

Pri simulaciji eksplozije korišteni su materijali od kojih je sastavljen model nadvožnjaka: zrak, TNT, RHT model betona (C35/45) te STEEL 4340 elastoplastični model čelika (B500B). Armirano betonska ploča načinjena je kao kompozitni materijal od RHT betona i STEEL 4340 čelika, gdje je armatura postavljena kao diskretna, odnosno simulirana je volumenskim elementima postavljenim u element betona (Tabela 7.6). Veza između armature i betona ostvarena je kontaktnim elementom pomoću kojega se ostvaruje međudjelovanje između betona i armature, a ono je pretpostavljeno kao idealno bez popuštanja uslijed klizanja slojeva betona po armaturi. Modelu betona i čelika je pridružen kriterij sloma preko vlačne čvrstoće (C35/45 → f_{ct}=3,209 N/mm^2, B500B → f_u=540 N/mm^2) te je omogućena erozija oštećenoga materijala koja uklanja elemente u kojima je dosegnut kriterij sloma. Na taj način može se pratiti napredovanje oštećenja na konstrukcijskim elementima.

Simuliranje ponašanja ploča u elastičnom području provedeno je pomoću jednakih modela ponašanja materijala uz pretpostavku linearnog odnosa naprezanja i deformacije (σ-ε) bez zadavanja kriterija sloma.

Tabela 7.6 – Osnovne karakteristike materijala

Beton	γ_c	f_{ck}	f_{ct}	E_{cm}	E_c
	kN/m^3	N/mm^2	N/mm^2	N/mm^2	N/mm^2
C35/45	24,00	35,00	3,209	33282,28	35033,98
Čelik	γ_s	f_{yk}	f_u	E_s	
	kN/m^3	N/mm^2	N/mm^2	N/mm^2	
B500B	78,50	500,00	540,00	210000,00	

7.10.4 Određivanje optimalne veličine mreže konačnih elemenata

Optimalna veličina konačnog elementa betonskih komponenti određena je testom konvergencije različitih veličina mreže. Utjecaj veličine konačnog elementa ispitan je podjelom armiranobetonske ploče na elemente veličine: 5 mm, 7,5 mm, 10 mm, 12,5 mm, 15 mm, 20 mm, 25 mm, 50 mm i 100 mm. Pri simulaciji praćena je promjena tlaka u zraku neposredno iznad ploče, tlaka u ploči, progiba, brzine i ubrzanja ploče te kinetičke, potencijalne i ukupne energije. Progibi i tlakovi ploče bilježeni su u sredini ploče.

Prije opterećivanja ploče valom eksplozije uspoređena je vrijednost početnoga tlaka za eksploziju ekvivalentnu 1 kg TNT-a u slobodnom zraku na udaljenosti 1 m s vrijednostima dobivenim pomoću A.T.-Blasta i analitičkim izračunom. Usporedba rezultata provjere prikazana je u Tabela 7.7 gdje je vidljivo dobro podudaranje pa je zaključeno kako je opterećenje na ploču ispravno zadano.

Tabela 7.7 – Usporedba parametara eksplozije

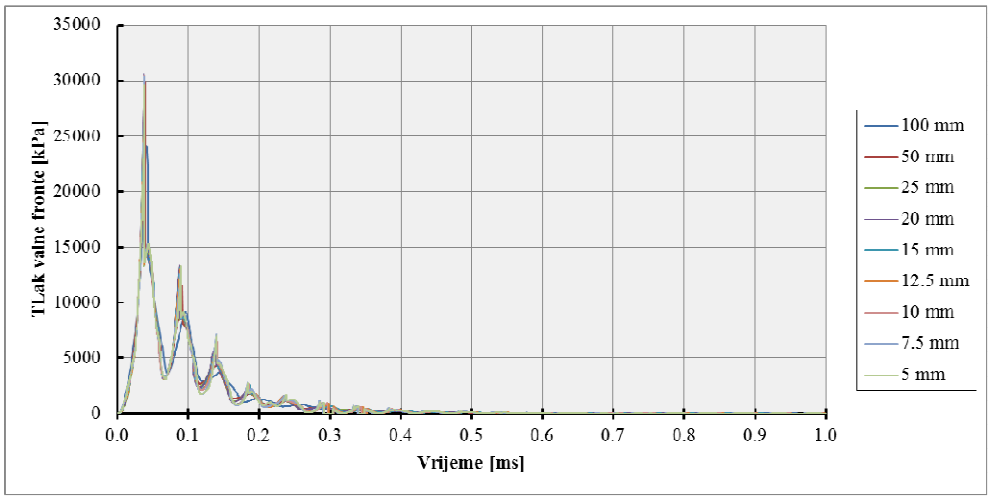
Metoda	Skalirana udaljenost Z	Brzina vala U	Razlika	Trenutak udara vala t_a	Razlika	Tlak p_{s0}	Razlika	Impuls i	Razlika
	m/kg$^{1/3}$	m/ms	%	ms	%	kPa	%	kPa-ms	%
A.T.-Blast	1,0	2,56	-	0,080	-	6910	-	135	-
Analitički	1,0	2,59	1,17	0,080	0,00	6895	0,22	138	2,22
Autodyn	1,0	2,30	10,16	0,075	6,25	6250	9,55	153	13,33

Tako dobiveno opterećenje ugrađeno je u okolinu numeričkog modela armiranobetonske ploče. Provedena je simulacija djelovanja vala na ploču variranjem veličine konačnih elemenata.

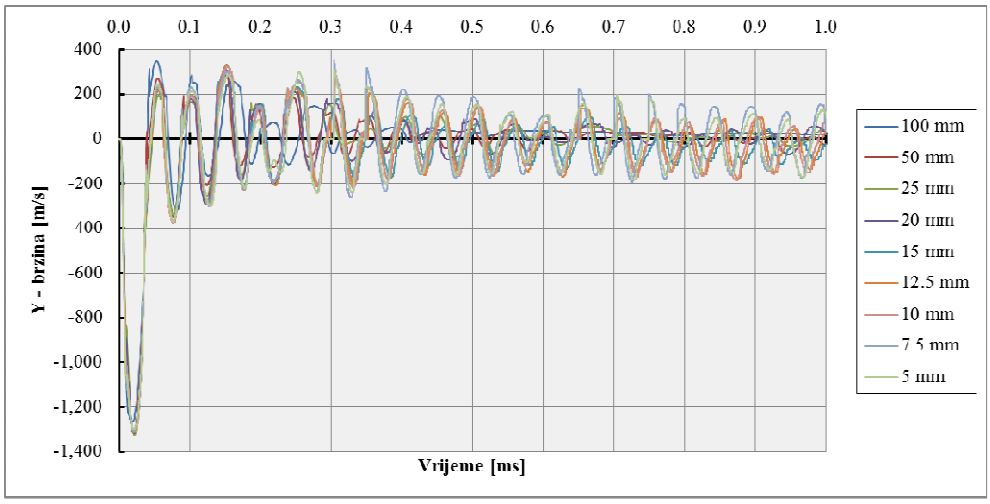
7.10.5 Rezultati simulacije s linearnim modelom ponašanja materijala

Uspoređujući tlakove koji djeluju na sredinu ploče može se zaključiti kako je opterećenje ispravno zadano na sve modele. Vršni tlakovi na sredinu ploče jednaki su za sve veličine

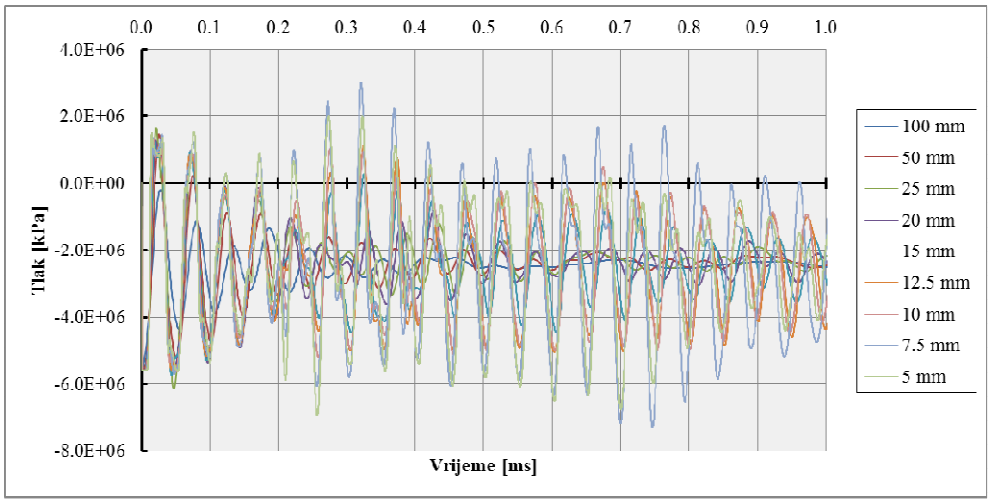
mreže ploče (Slika 7.26). Potrebno je naglasiti kako se svi modeli nalaze u okolini s jednakom veličinom mreže zraka (10 mm). Jednak zaključak može se izvesti i promatrajući brzinu fronte vala koja dolazi do ploče (Slika 7.27) gdje se vidi podudaranje brzina za sve veličine mreže.



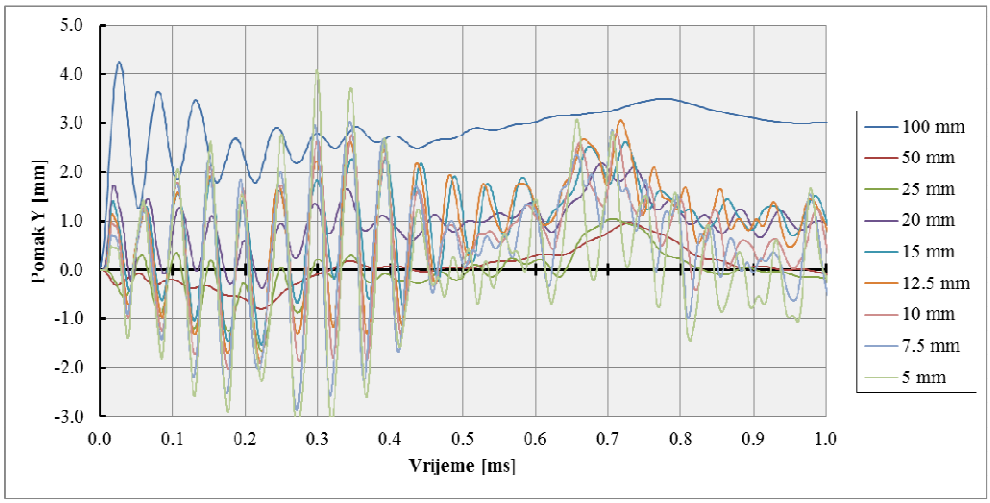
Slika 7.26 – Tlak valne fonte



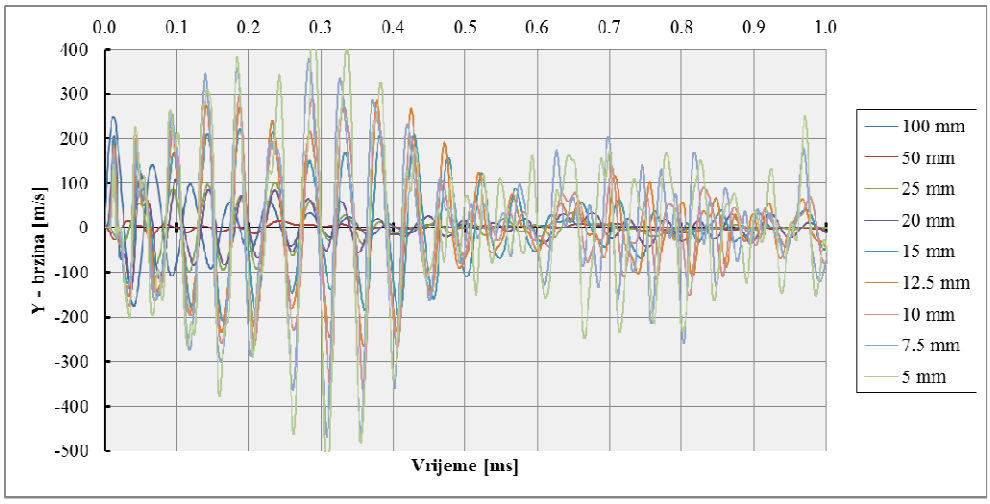
Slika 7.27 – Brzina valne fronte



Slika 7.28 – Tlakovi AB ploče u sredini raspona za različite veličine mreže konačnih elemenata



Slika 7.29 – Pomaci AB ploče u sredini raspona

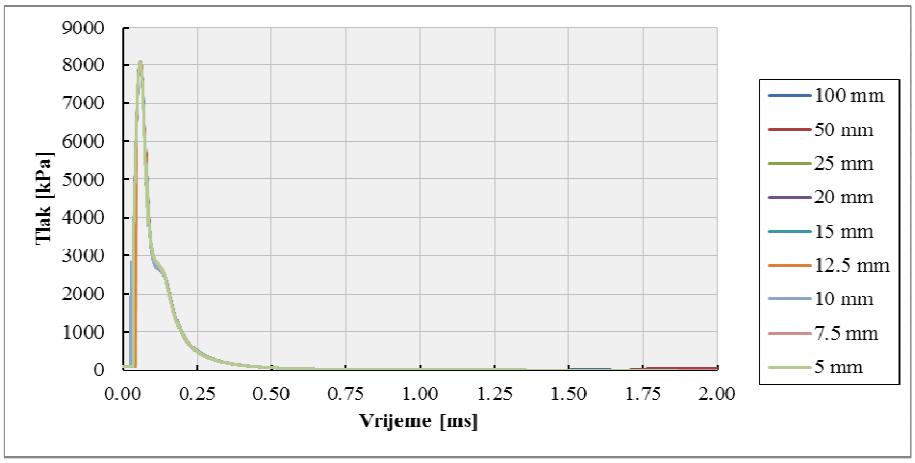


Slika 7.30 – Brzine AB ploče u sredini raspona

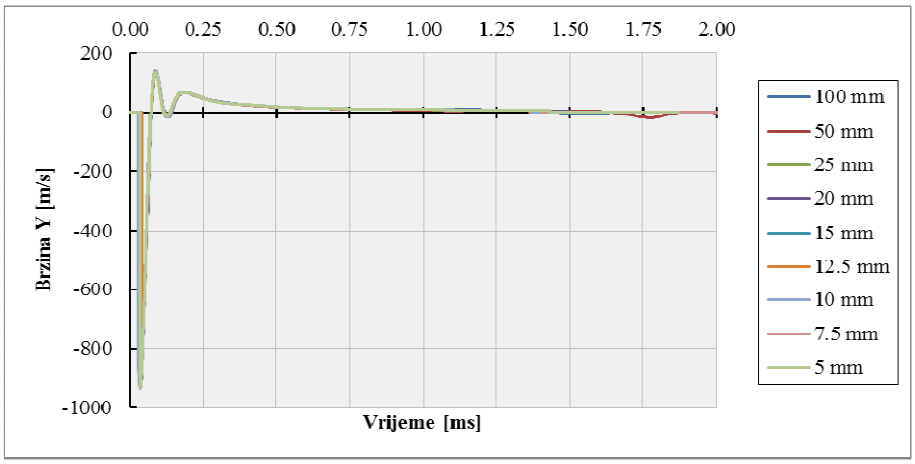
Smanjenjem veličine mreže dolazi do povećanja amplitude i smanjenja perioda osciliranja tlakova, brzina i pomaka. Periodi se približno izjednačavaju kod ploča s veličinom konačnog elementa većom od 15 mm, manje veličine konačnog elementa daju jednake periode, a razlike u amplitudama su znatno manje u odnosu na ploče s veličinom elemenata većom od 15 mm. Prema dobivenim rezultatima može se zaključiti kako konačni element veličine 15 mm daje dovoljno dobre rezultate te se može usvojiti kao mjerodavan za daljnje simulacije.

7.10.6 Rezultati simulacije s nelinearnim modelom ponašanja materijala

Uspoređujući tlakove dobivene nelinearnom analizom može se također zaključiti kako je opterećenje ispravno zadano na sve modele. Vršni tlakovi imaju jednake vrijednosti za sve veličine mreže ploče (Slika 7.31). Također se može primijetiti kako je oblik promjene krivulje tlaka u vremenu jednak za sve veličine mreže. Isto vrijedi i za brzinu valne fonte (Slika 7.32).

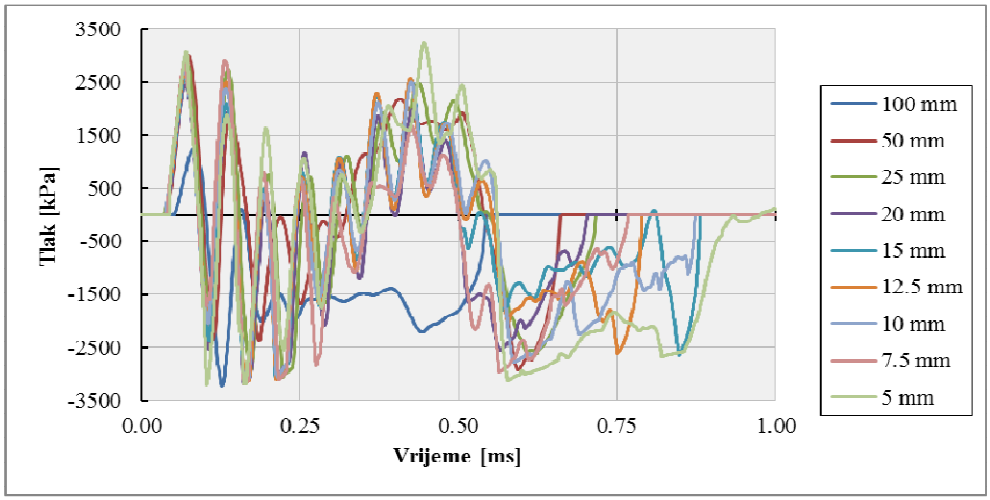


Slika 7.31 – Tlak valne fronte

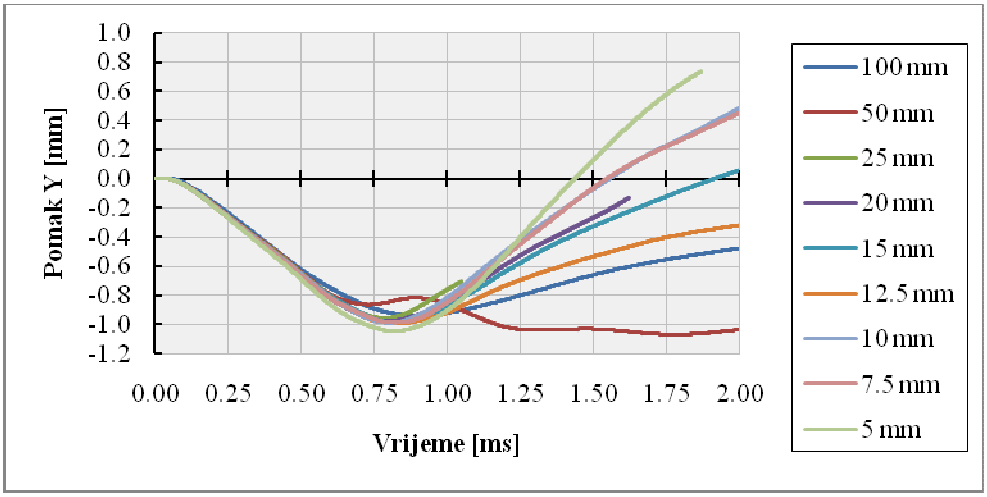


Slika 7.32 – Brzina valne fronte

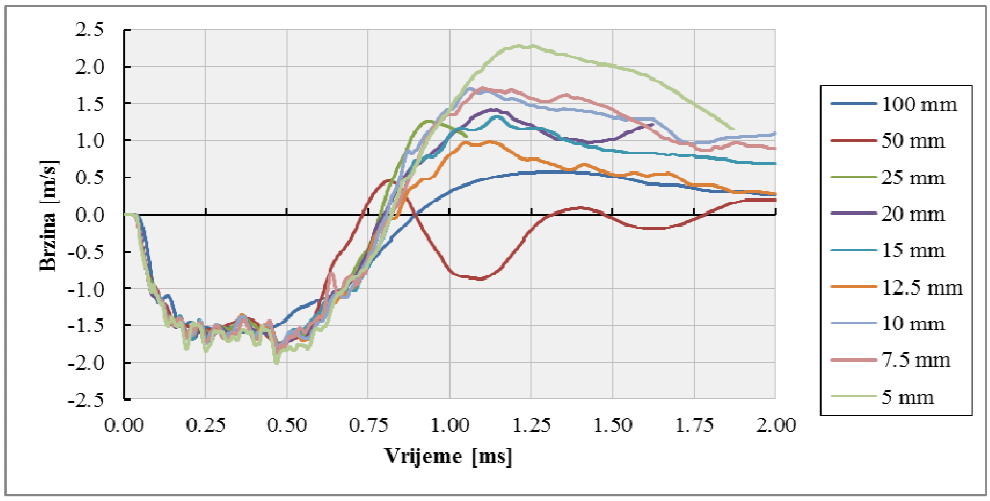
Nestabilnost rješenja modela s nelinearnim modelom ponašanja materijala može se jasno vidjeti uspoređujući tlakove, brzine i pomake simulirane ploče. Rezultati nakon izlaska iz elastičnog područja nemaju nikakve međusobne podudarnosti, odnosno ne dolazi do konvergencije s promjenom veličine mreže konačnih elemenata. Promatranjem dijagrama na Slika 7.33, Slika 7.34 i Slika 7.35 može se vidjeti kako je ponašanje ploča slično za vrijeme djelovanja pozitivne faze valne fronte, dok nakon prelaska u negativnu fazu dolazi do značajnog razilaženja u ponašanju pojedinog modela.



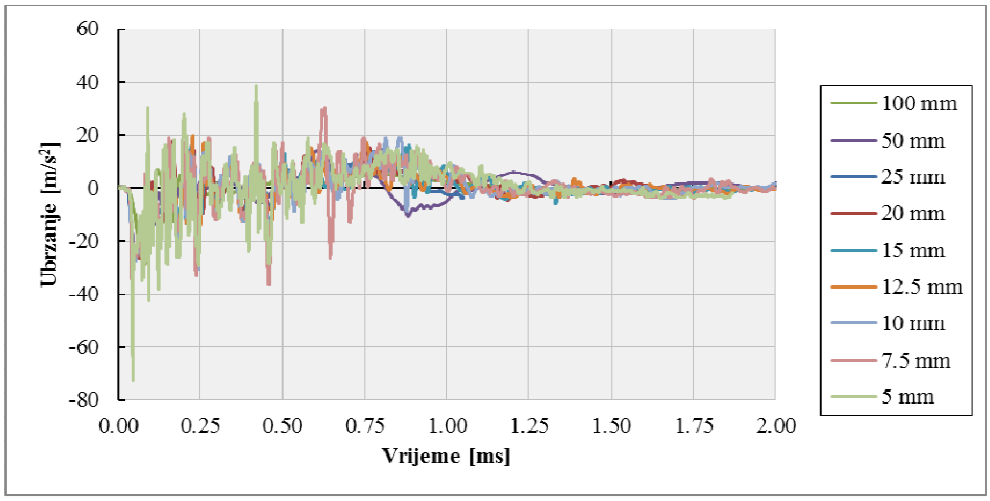
Slika 7.33 – Tlakovi AB ploče u sredini raspona za različite veličine mreže konačnih elemenata



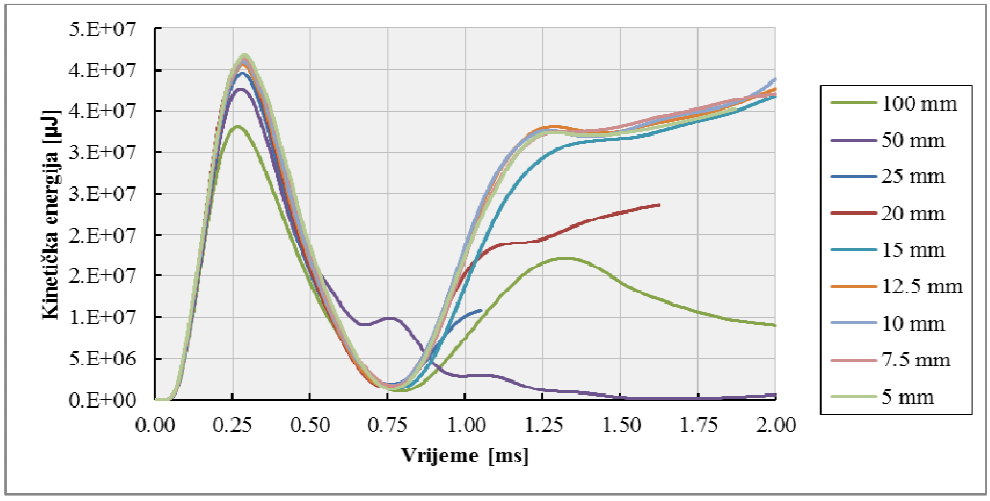
Slika 7.34 – Pomak AB ploče u sredini raspona



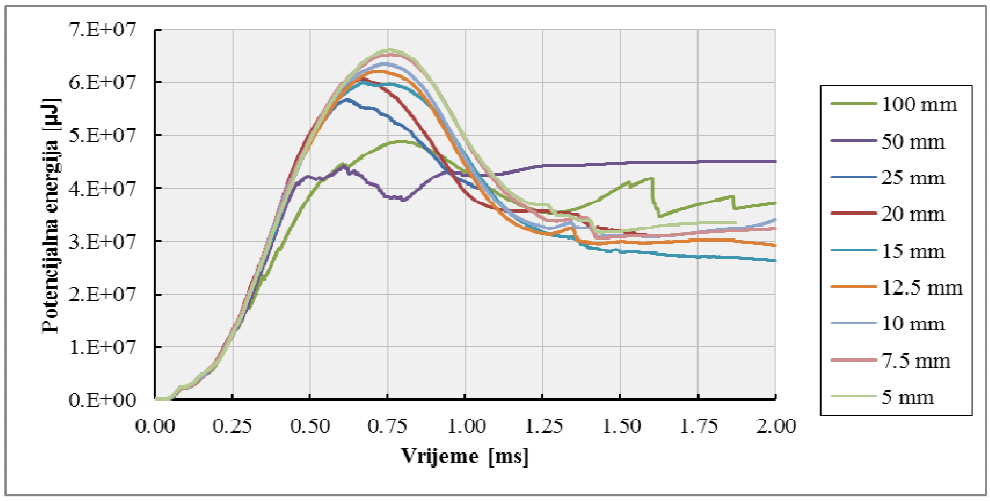
Slika 7.35 – Brzina AB ploče u sredini raspona



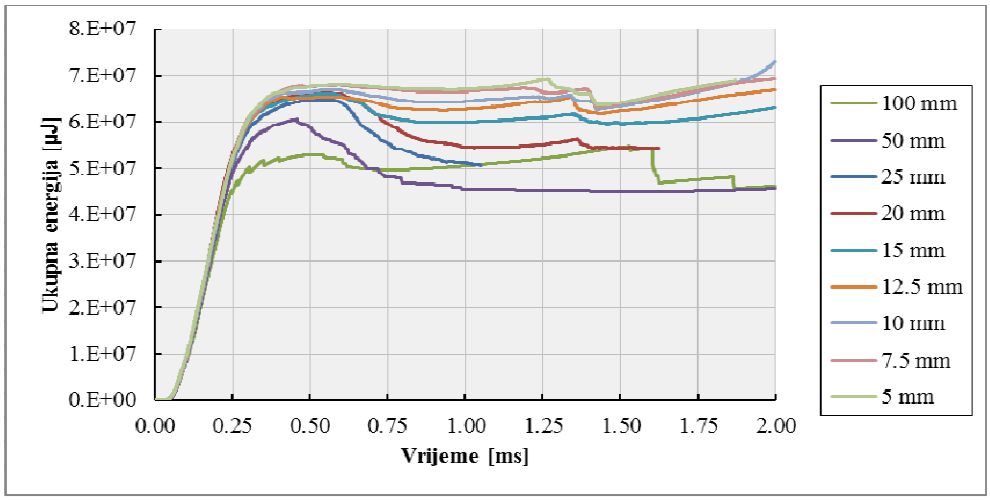
Slika 7.36 – Ubrzanje AB ploče u sredini raspona



Slika 7.37 – Kinetička energija AB ploče



Slika 7.38 – Potencijalna energija AB ploče



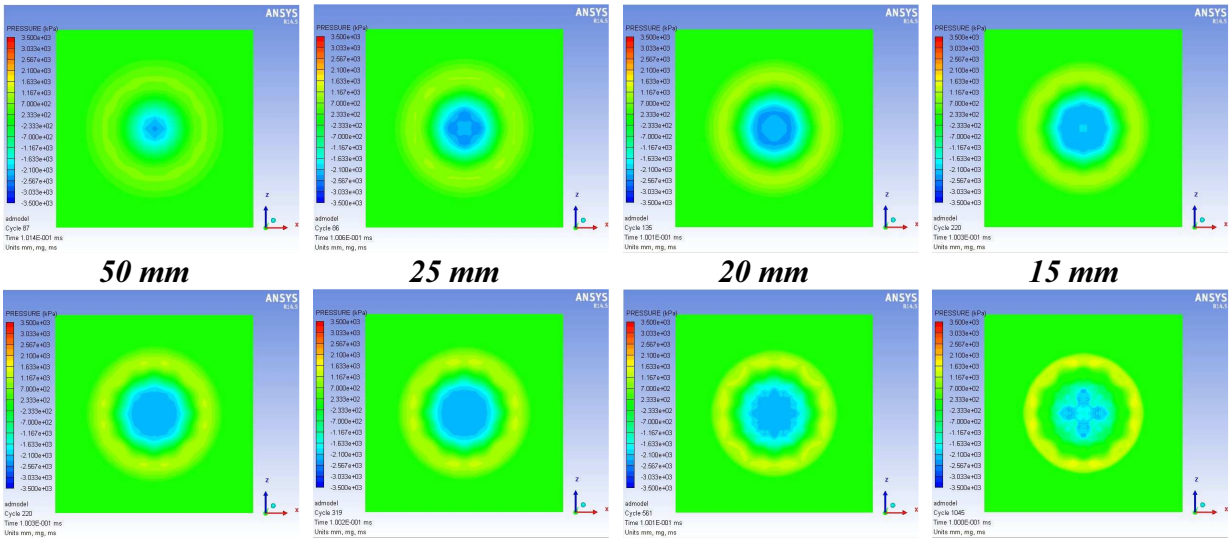
Slika 7.39 – Ukupna energija AB ploče

7.10.7 Oštećenje ploča

Uzimajući u obzir teoriju oštećenja mehanike kontinuuma do sloma dolazi ako je zadovoljeno $D \geq D_c$, gdje je D_c kritična vrijednost oštećenja. Univerzalnu vrijednost granice oštećenja izuzetno je teško odrediti, budući da ona ovisi o velikom broju parametara. U analizu koja je provedena kao kriterij sloma odabrano je otpadanje donjeg zaštitnog sloja ploče uzrokovano prekoračenjem vlačne čvrstoće betona, budući da je vlačni slom krtiji od tlačnog. U Tabela 7.8 dan je pregled parametara sloma betona primijenjenih u simulaciji djelovanja eksplozije na ploče.

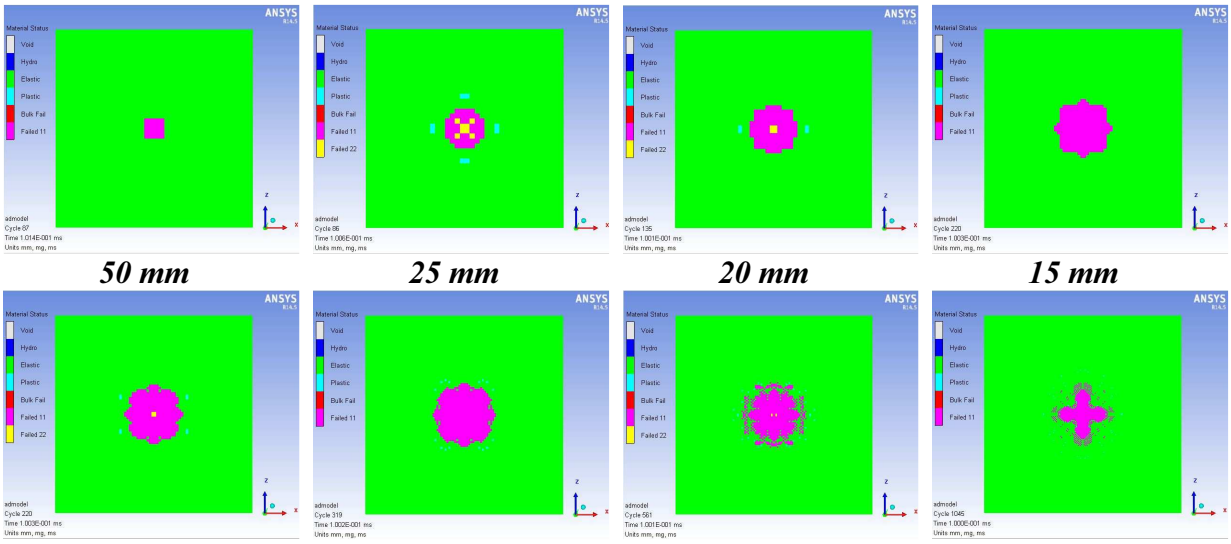
Tabela 7.8 - Parametri sloma betona

Parametar	Vrijednost	Jedinica
Slom	RHT beton	
D1	0,04	
D2	1,00	
Minimalna deformacija sloma	0,01	
Preostali dio posmičnog modula elastičnosti	0,13	
Vlačni slom	glavno naprezanje	
Glavno vlačno naprezanje sloma	3290	kPa
Raspucavanje	Da	
Energija loma	100	J/m^2
Stohastički slom	Ne	



Slika 7.40 – Tlakovi donjeg lica ploče ovisno o veličini konačnog elementa (0,1 ms)

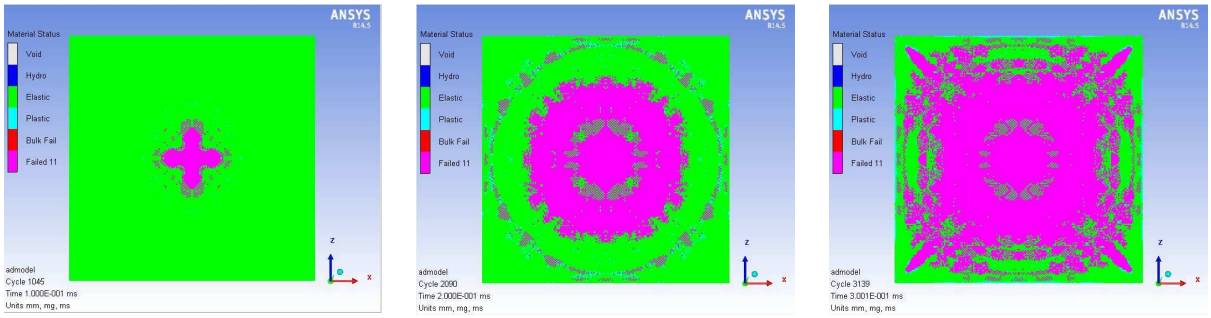
Slika 7.40 i Slika 7.41 prikazuju tlakove i oštećena područja armirano betonske ploče dobivene numeričkom simulacijom eksplozije TNT-a u slobodnom zraku. Tlakovi i oštećenja prikazani su za različite veličine mreže konačnih elemenata u određenom trenutku eksplozije. Raspodjela tlakova jednaka je za sve veličine mreže konačnih elemenata. Pri udaru vala u ploču tlak je koncentriran u sredini ploče te se koncentrično širi što je u skladu sa širenjem samoga vala eksplozije. Oblik oštećenja znatno varira ovisno o veličini konačnog elementa što je povezano s činjenicom da metoda erozije uklanja cijeli konačni element u kojemu je dosegnut kriterij sloma, ploča podijeljena u manji broj većih elemenata ima znatno drugačiji oblik oštećenja od ploče podijeljene u veći broj manjih elemenata.



50 mm ***25 mm*** ***20 mm*** ***15 mm***

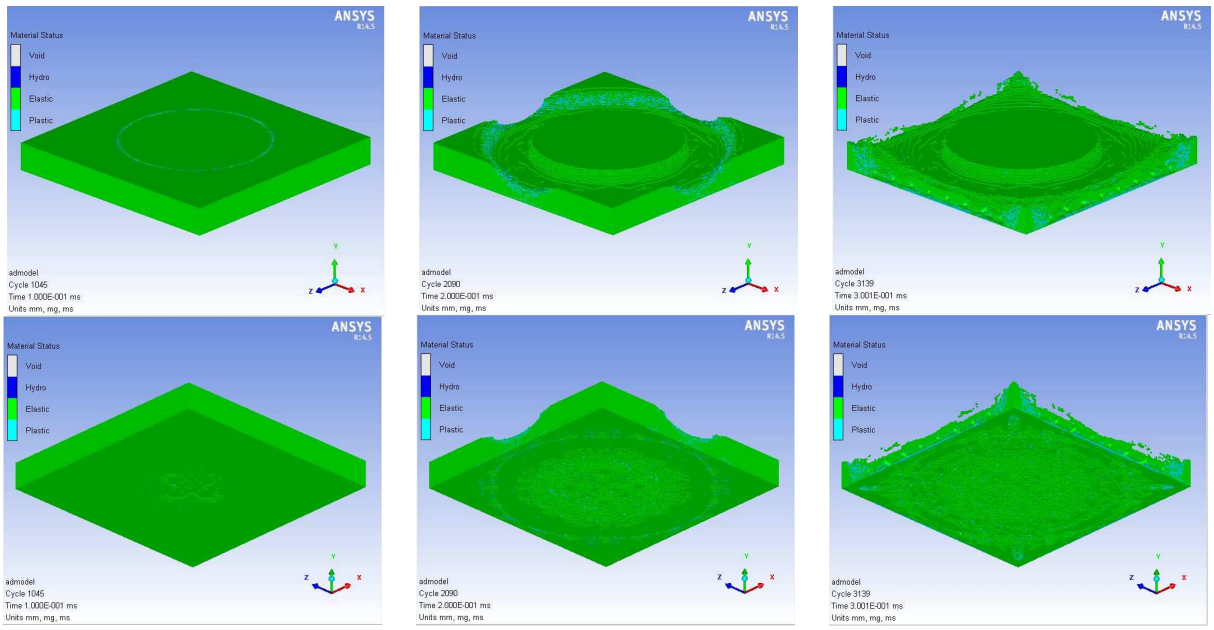
12,5 mm ***10 mm*** ***7,5 mm*** ***5 mm***

Slika 7.41 – Oštećenje donje plohe ploče ovisno o veličini konačnog elementa (0,1 ms)



0,1 ms ***0,2 ms*** ***0,3 mm***

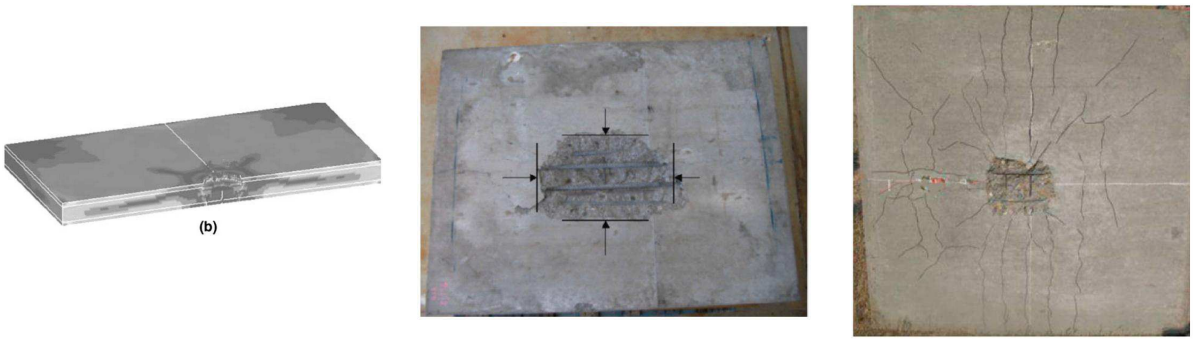
Slika 7.42 – Oštećenje ploče (veličina mreže konačnih elemenata 5 mm)



0,1 ms ***0,2 ms*** ***0,3 mm***

Slika 7.43 – Erozija ploče (veličina mreže konačnih elemenata 5 mm)

Vizualnom usporedbom eksperimentalnih rezultata iz [50, 82, 83] s dobivenim numeričkim rezultatima vidljiva je podudarnost širenja oštećenja. Sva oštećenja ploče koncentrirana su u donjem vlačnom području ploče dok je dio ploče izravno izložen djelovanju eksplozije (tlačno) gotovo bez oštećenja. Pri usporedbi promatran je samo oblik oštećenja bez uzimanja u obzir količine i udaljenosti naboja te razine oštećenja za koju je poznato da se u numeričkim simulacijama prikazuje kao veća. Tako su veće razine oštećenja numeričkog modela primijećene i u ovom slučaju, a mogu se pripisati razlici između stvarnih i numeričkih rubnih uvjeta i razlika u stvarnom i modeliranom ponašanju materijala. Naime, rubni uvjet koji se zadaje numerički ima apsolutnu krutost (upetost) dok se u eksperimentalnim uvjetima može ostvariti samo nominalna upetost, a stvarno ponašanje materijala je znatno složenije u odnosu na pojednostavljeno modelirano.

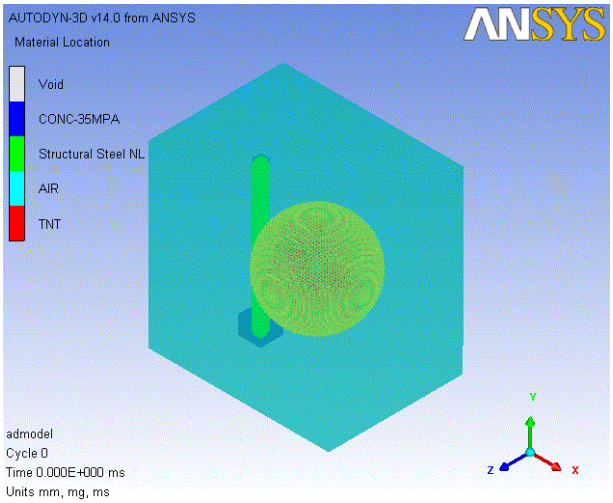


Xu (2006) ***Zhou (2008)*** ***Zhao (2013)***

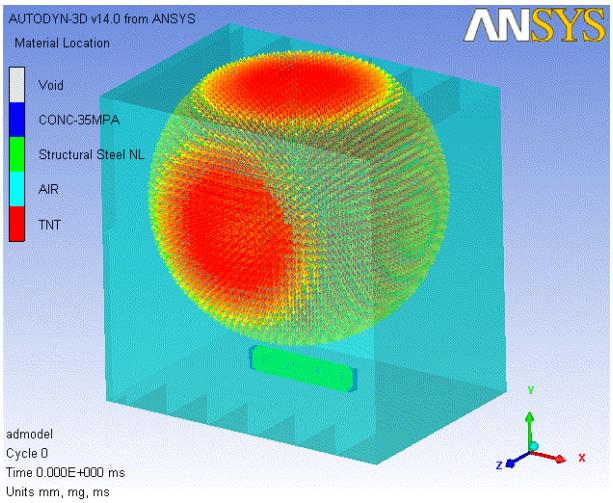
Slika 7.44 – Oštećenje ploča prema Xu (2006), Zhou (2008) i Zhao (2013)

7.11 Numerički modeli armiranobetonske grede, stupa i ploče

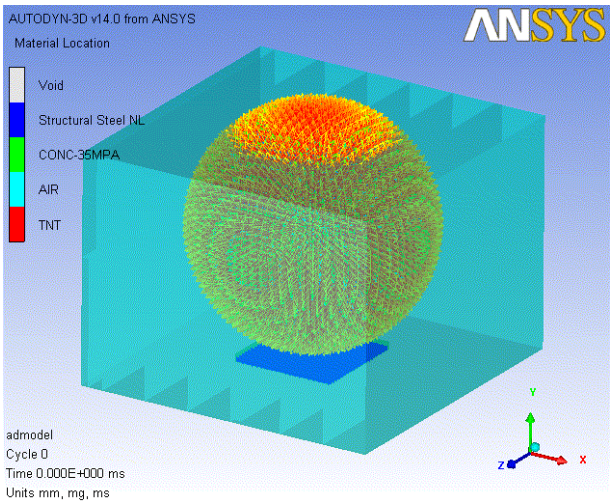
Modeli su napravljeni u Autodyn-u te izloženi djelovanju vala eksplozije uzrokovanog detonacijom 640 kg TNT-a što odgovara kapacitetu nosivosti kombija. Elementi su postavljeni u okolinu zraka. Betonski dijelovi elemenata modelirani su volumenskim elementima kojima je pridružen RHT model betona. Također je dodan kriterij sloma kako bi se pratio lokalni i globalni razvoj oštećenja. Armatura je modelirana štapnim elementima kojima je pridružen model materijala s očvršćivanjem.



Slika 7.45 – Numerički model AB stupa



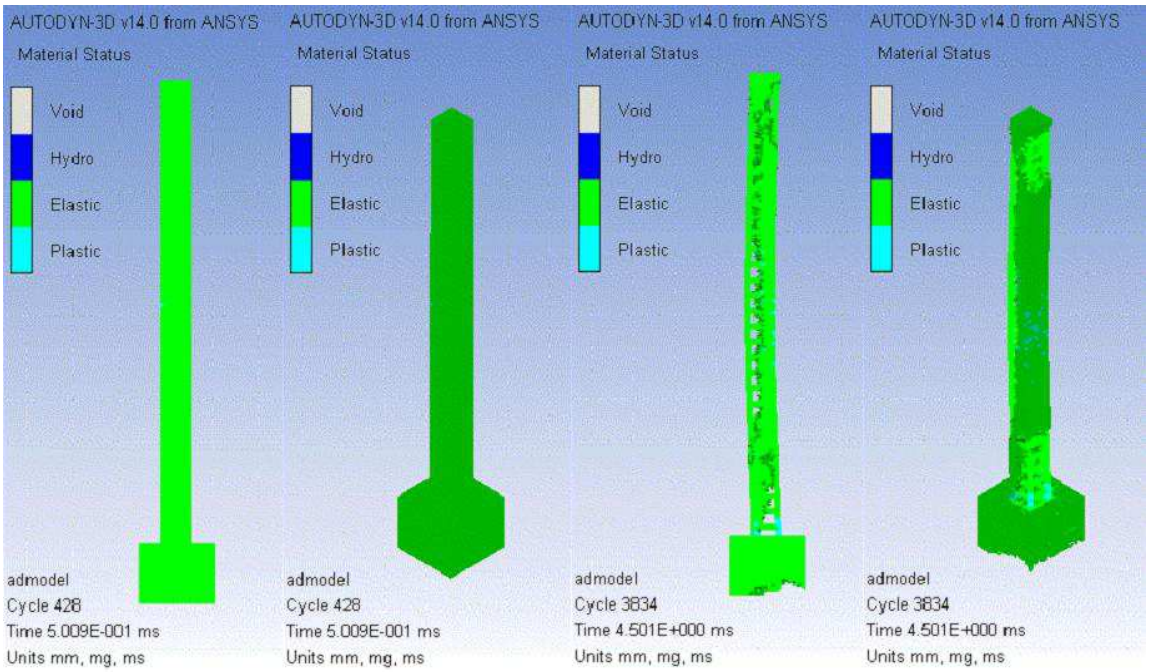
Slika 7.46 – Numerički model AB grede



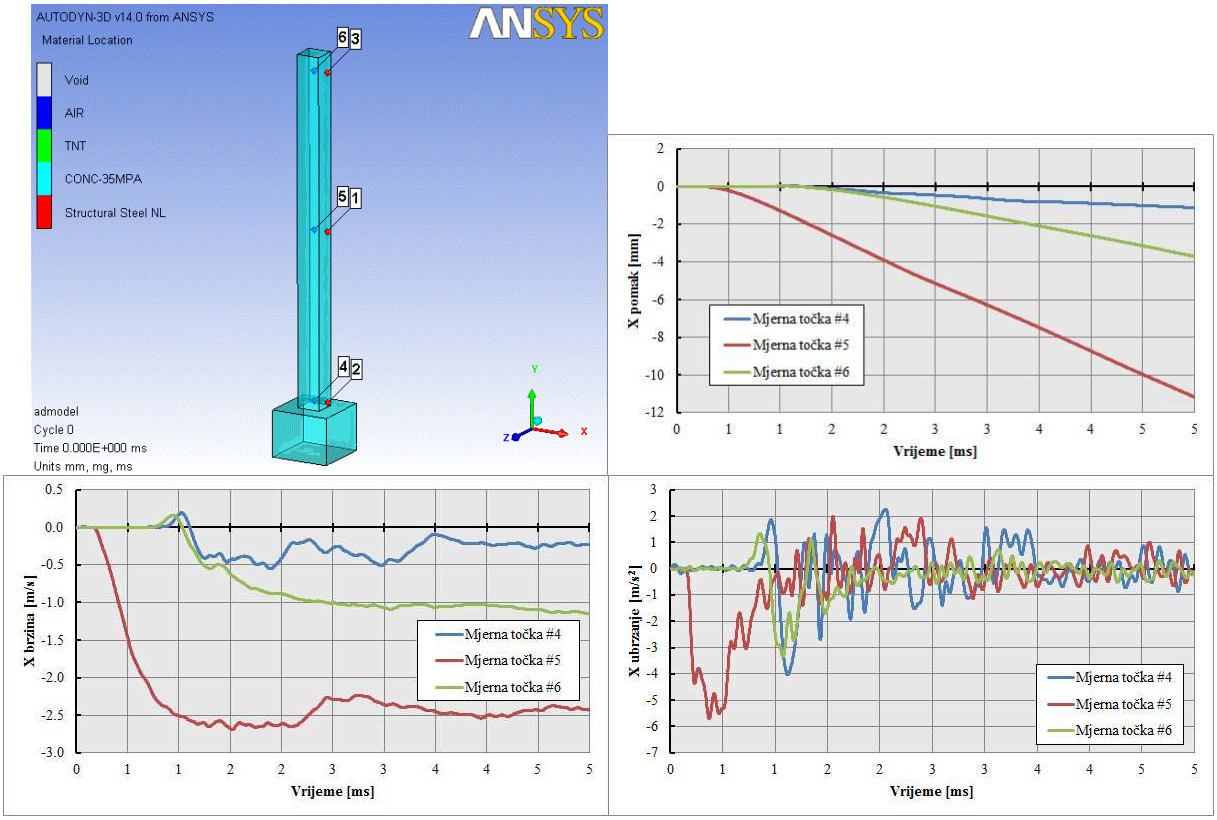
Slika 7.47 – Numerički model AB ploče

7.11.1 Rezultati numeričke simulacije

Statički sustav stupa pretpostavljen je kao konzola gdje je stup upet u temelj. Eksplozija je simulirana u slobodnom zraku na visini jednakoj polovici visine stupa i udaljenosti 5 m. Slika 7.48 prikazuje oštećenje stupa u dva vremenska trenutka tijekom djelovanja eksplozije 0,5 ms i 4,5 ms. U dnu stupa formirao se plastični zglob pri čemu je eksplozijom odnesen zaštitni sloj betona, a armatura ostala potpuno izložena daljnjem djelovanju eksplozije. Neke od šipki armature dosegle su granicu popuštanja. Srednji stražnji dio stupa je uništen, dosegnuto je granično vlačno naprezanje betona te je eksplozija odnijela dijelove raspucanog betona. Stup se može smatrati uništenim, iako ostaje stajati podržan samo armaturom, jer je izgubio sposobnost prijenosa opterećenja (veliki dio betonskog presjeka nedostaje). Slika 7.49 prikazuje pomak, brzinu i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka na stupu. Mjerna točka 4 je smještena u dnu stupa, točka 5 na sredini visine stupa te točka 6 u vrhu stupa. Ako pogledamo dijagram promjene brzine možemo vidjeti kako se iznos brzine trenutno povećava na maksimalnu vrijednost, ali nakon toga ostaje na toj vrijednosti što ukazuje kako je mjerna točka (stup) uništen.

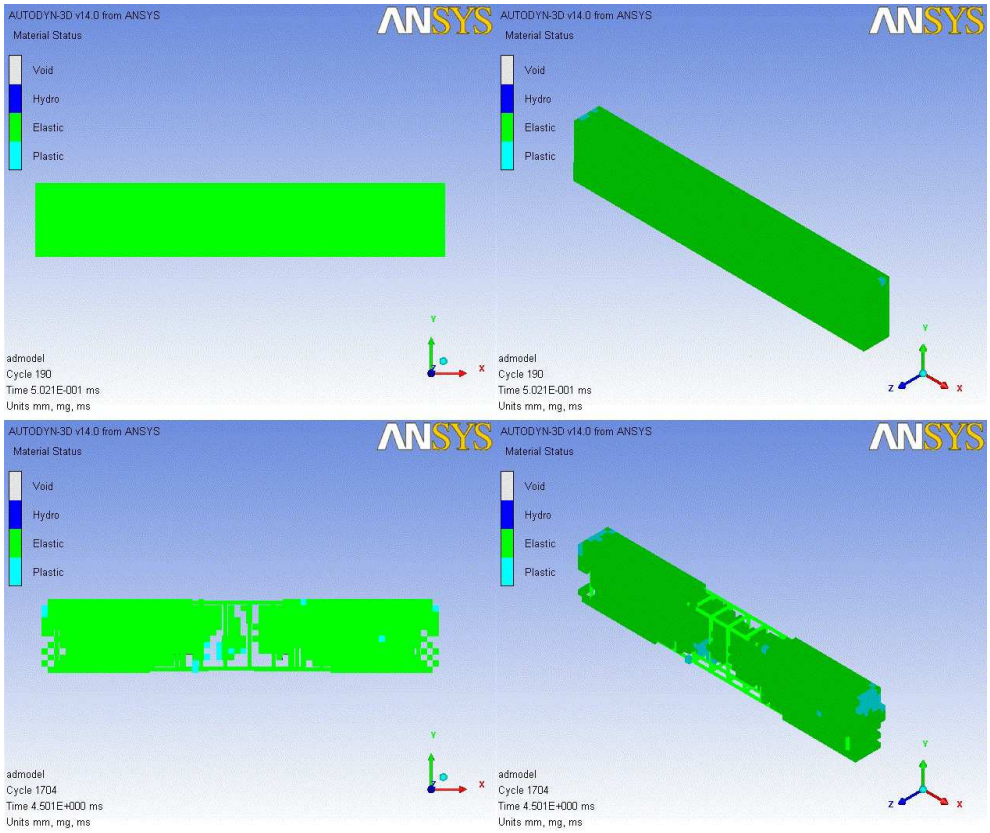


Slika 7.48 – Oštećenje AB stupa

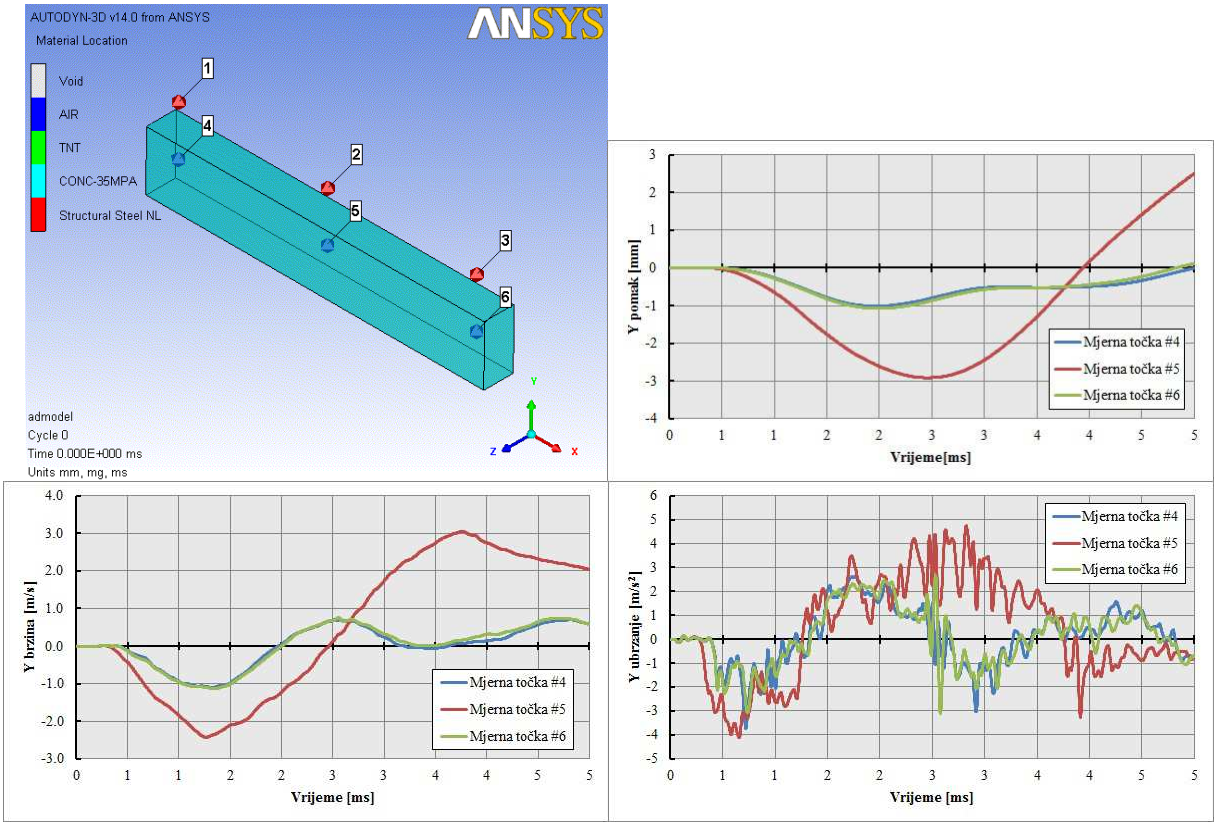


Slika 7.49 – Pomak, brzina i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka stupa

Gredu pretpostavljamo kao upetu na oba svoja kraja. Eksplozija je simulirana u slobodnom zraku na polovici raspona na udaljenosti od 5 m. Slika 7.49 prikazuje oštećenje grede u dva vremenska trenutka tijekom eksplozije, 0,5 ms i 4,5 ms. Greda je najviše oštećena u sredini raspona gdje je najviše i izložena djelovanju eksplozije. Armatura je potpuno izložena daljnjem djelovanju eksplozije. Cijeli betonski poprečni presjek u polovici raspona je uništen (odnesen valom eksplozije). Može se zaključiti kako je greda izgubila svojstvo nosivosti odnosno kako je uništena. Slika 7.51 prikazuje pomak, brzinu i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka na gredi. Mjerna točka 4 je smještena pri lijevom osloncu grede, točka 5 u sredini raspona te točka 6 pri desnom osloncu grede.

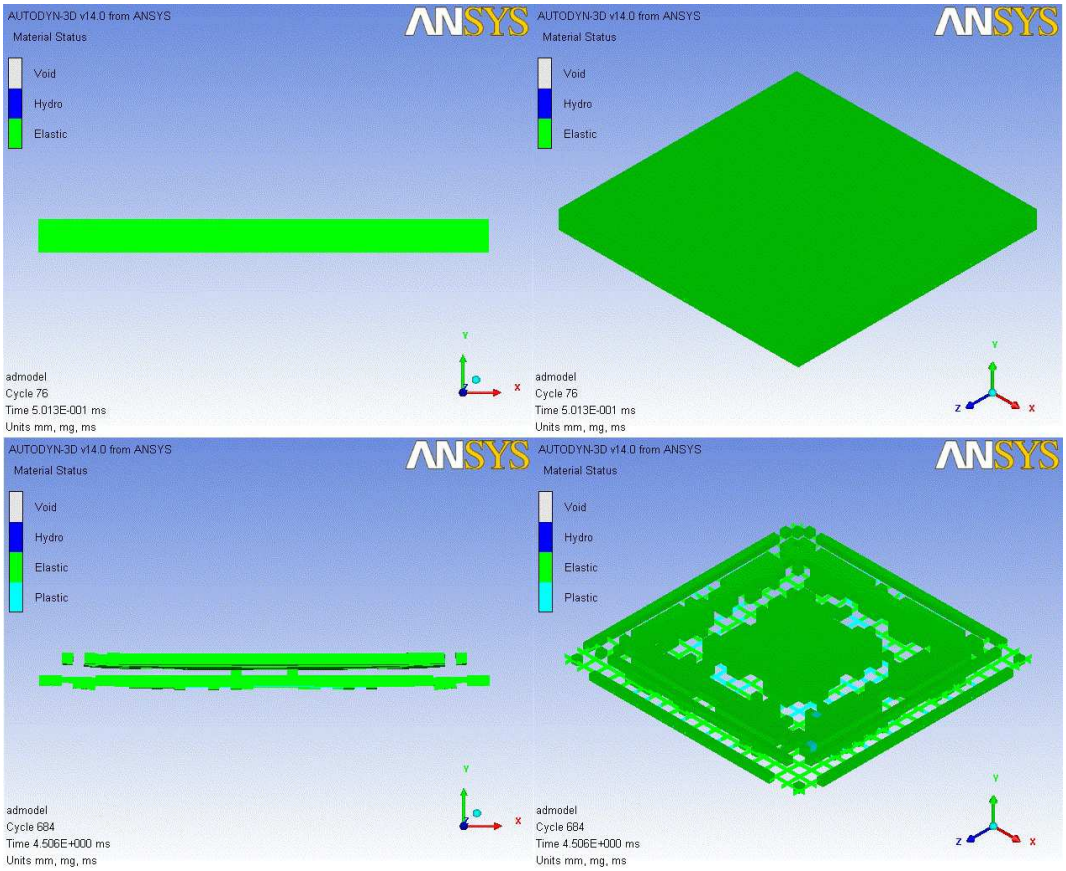


Slika 7.50 – Oštećenje AB grede

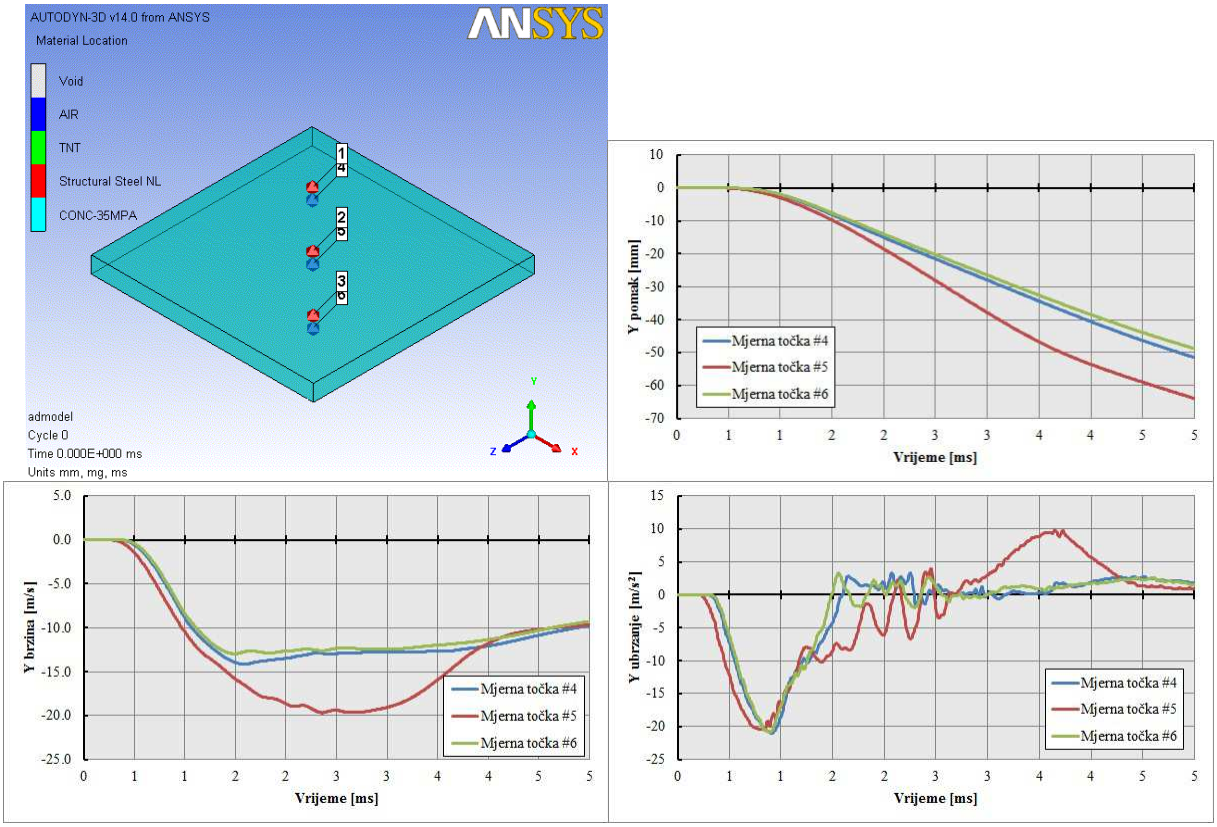


Slika 7.51 – Pomak, brzina i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka grede

Ploča je upeta na sva četiri svoja ruba. Eksplozija je simulirana u sredini ploče na udaljenosti od 5 m. Slika 7.52 prikazuje oštećenje ploče u dva vremenska trenutka tijekom eksplozije 0,5 ms i 4,5 ms. Ploča je najviše oštećena pri rubovima te oko sredine raspona gdje je beton potpuno uništen te je armatura izložena daljnjem djelovanju eksplozije. Ako pogledamo poprečni presjek ploče može se vidjeti kao su formirana dva posebna sloja, gornji koji se sastoji samo od betona te donji koji sadrži beton i armaturu. Slika 7.53 prikazuje pomak, brzinu i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka na ploči. Mjerna točka 4 se nalazi na prvoj četvrtini ploče, točka 5 u sredini ploče te točka 6 u trećoj četvrtini ploče. Ponašanje dobiveno s mjernih točaka je vrlo slično onome dobivenom na stupu gdje brzina poprima odmah najveću vrijednost te zatim zadržava taj iznos što znači slom elementa.



Slika 7.52 – Oštećenje AB ploče



Slika 7.53 – Pomak, brzina i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka ploče

8 PRIJEDLOG EKSPERIMENTALNOG ISTRAŽIVANJA

8.1 Općenito

Modeliranje građevinskih konstrukcija primjenom modela različitih mjerila pouzdan je i široko primjenjivan način određivanja karakteristika te odziva materijala i konstrukcija pod raznim vrstama opterećenja. To je posebno izraženo pri modeliranju konstrukcija izloženih djelovanju eksplozije jer se upotrebom skaliranih modela izbjegava primjena većih količina eksploziva i na taj način smanjuje potencijalna opasnost po sudionike eksperimenta.

Ispitivanja djelovanja eksplozija na konstrukcije su jedna od najkompliciranijih eksperimentalnih istraživanja uopće jer postoji potreba za:

- odgovarajućom opremom koja ovisi o brzini i kratkoći djelovanja opterećenja,
- pouzdanim i izdržljivim sustavom za prikupljanje podataka,
- pravilnim dimenzioniranjem i modeliranjem udarnog vala,
- nepomičnošću referentnog sustava u odnosu na koji se vrše mjerenja,
- fizičkim osiguranjem osoblja i opreme prije, tijekom i nakon ispitivanja,
- osiguranjem okolnog prostora od mogućih oštećenja.

Opterećenja uzrokovana djelovanjem eksplozije prvo se nanose u najbližem, vrlo ograničenom području elementa, a onda se nastavljaju mijenjati s vremenom i udaljenošću. Prema tome, učinke eksplozije možemo podijeliti na lokalne i globalne. Lokalni odziv se u osnovi karakterizira razvojem središnje zone posmika u obliku krnjeg stošca pri čemu se sva značajnija oštećenja i deformacije nalaze u neposrednoj blizini epicentra eksplozije [7].

Točno mjerenje dinamičkih opterećenja na konstrukciju je zahtjevan posao ako se promatra sa stajališta potrebe postavljanja mjerne opreme na način da ona ne utječe na raspodjelu opterećenja koju pokušavamo izmjeriti. Fizikalne karakteristike vala eksplozije pri udaru u konstrukciju najčešće se mjere u obliku tlaka te je dizajn i način korištenja mjernih uređaja koji su u mogućnosti mjeriti promjenu tlaka eksplozije u vremenu važan aspekt istraživanja opterećenja na konstrukcije uzrokovane djelovanjem eksplozije.

Mjerni uređaji s osjetilom na bočnoj strani (osjetilo nije direktno izloženo upadnom valu eksplozije) najčešće se koriste prilikom mjerenja djelovanja eksplozije. Uređaji su postavljeni u kućište koje je oblikovano na taj način da pruža minimalni otpor ili smetnje prirodnim

silama. Svi tipovi mjernih uređaja su jednosmjerni te većina koristi piezoelektrične materijale koji reagiraju na tlak (membrana). Prirodni materijali takvih karakteristika su kvarc te nekoliko sintetičnih materijala od kojih vrijedi izdvojiti olovni-cirkonat (lead-zirconate). Takvi materijali imaju linearni odziv tijekom velikog raspona tlakova, ali su relativno krhki te ne mjere dobro statička opterećenja [84].

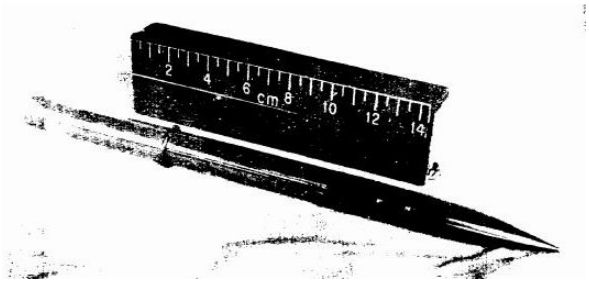
Potencijalno oštećenje konstrukcije uzrokovano djelovanjem vala eksplozije ovisi o sili kojom val djeluje na konstrukciju te duljini trajanja djelovanja sile. Procjena potencijala oštećenja zahtijeva mjerenje vršnog statičkog nadtlaka i ukupnog impulsa po jedinici površine udarnog vala. Vršni statički nadtlak je promjenjivi diferencijalni tlak zraka relativan u odnosu na atmosferski tlak zraka prije dolaska valne fronte. Ako se s p_1 označi atmosferski tlak zraka prije dolaska valne fronte, a s p_2 ukupna vrijednost tlaka udarnog vala tada je statički nadtlak jednak:

$$\Delta p = p_2 - p_1 . \tag{8.1}$$

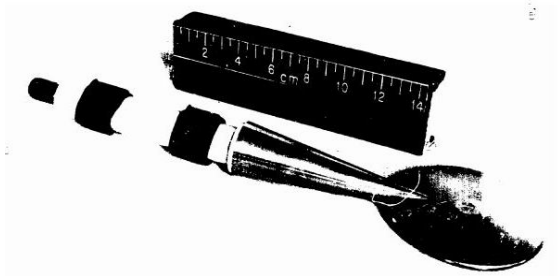
Točno mjerenje statičkog nadtlaka je veliki izazov. Vrijeme skoka tlaka do vršne vrijednosti može biti manje od mikrosekunde što zahtijeva iznimno veliku frekvenciju odgovora (prikupljanja podataka) mjernog uređaja i obrade signala. Uz to javlja se problem visoke temperature, nekoliko tisuća Celzijevih stupnjeva, vibracija tla i uzrokovanih deformacijskih valova, intenzivne svijetlosti, udara fragmenata, ioniziranih plinova i ostalih nepoželjnih elemenata koji smanjuju točnost mjerenja. Ukoliko se ti utjecaji ne uklone ili izoliraju izlazni signal može biti jako loše kvalitete (oštećen) [85].

Kako je prije već napomenuto, oštećenje konstrukcije ovisi o sili koja djeluje na konstrukciju i impulsu te sile. Ukupni impuls rezultira izmjenom inercije između izvora eksplozije i konstrukcije na koju nailazi udarni val. Kako je četvrtina valne duljine osnovnog perioda većine konstrukcija dulja od trajanja djelovanja valne fronte eksplozije, konstrukcije su najčešće osjetljivije na djelovanje ukupnog impulsa nego na vršni tlak.

Tijekom 1950-tih i 1960-tih, u velikoj mjeri zbog testiranja s nuklearnim eksplozijama, u SAD-u i Velikoj Britaniji se vrše istraživanja i razvoj uređaja namijenjenih mjerenju promjene tlaka. Razvijaju se dva tipa mjernih uređaja, uređaj oblika olovke (eng. pencil gage, Slika 8.1) i lizalice (eng. lolly-pop gage, Slika 8.2). Oba uređaja su dizajnirana za mjerenje tlaka u slobodnom zraku. Tijekom vremena je napušteno korištenje uređaja oblika lizalice jer se javljao problem ispravnog poravnanja uređaja s točkom detonacije.

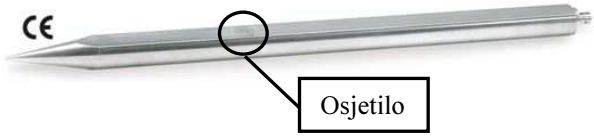


Slika 8.1 – Mjerni uređaj oblika olovke [86]



Slika 8.2 – Mjerni uređaj oblika lizalice [86]

Danas najčešće korišteni mjerni uređaji su oblika olovke i uređaji za mjerenje statičkog nadtlaka pri tlu [87].



Slika 8.3 – Uređaj oblika olovke (PCB Series 137 Pencil Probe)[88]

Slika 8.4 – Uređaj smješten pri tlu (PCB Series 106B Microphone Element)[89]

8.2 Uređaj oblika olovke

Uređaj služi za mjerenje tlaka valne fronte eksplozije u slobodnom zraku. Tlačni val koji je najčešće usmjeren prema uzdužnoj osi uređaja postaje poremećen pri većim frekvencijama (kraća valna duljina) pri nailasku na vrh uređaja. Međutim, val se ponovno ustaljuje za vrijeme koje je potrebno da dosegne osjetilo uređaja koje je smješteno na bočnoj plohi uređaja (Slika 8.3). Zašiljeni vrh uređaja smanjuje izobličenje valne fronte koje bi se inače dogodilo da je osjetilo uređaja ravna ploha koja strši izvan cilindričnog kućišta. Pravilno usmjeren uređaj, prema središtu detonacije, omogućuje točno mjerenje statičkog nadtlaka [90].

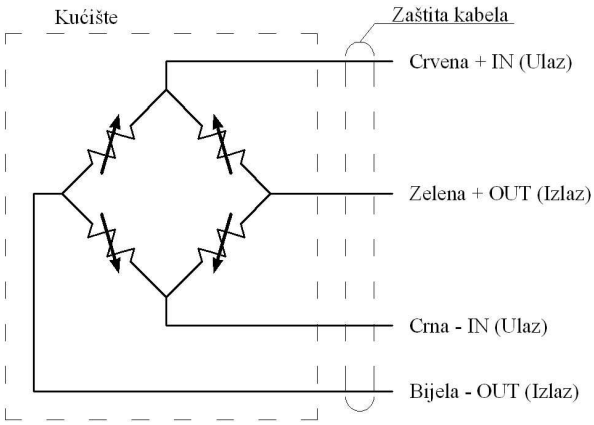
Uređaj se nije puno promijenio od svoga nastanka jednakog je oblika osim što je materijal osjetila, keramika, zamijenjen s kvarcom te je uvedena ICP elektronika (eng. Inductively Coupled Plasma) koja omogućuje izlazni signal jakosti 5 volti za svaki od pet opsega tlakova (od 340 do 6900 kPa).

8.3 Mjerni uređaj pri tlu

Uređaji koriste kvarc ili piezootporan materijal za osjetilo. Svaka od ovih tehnologija je drugačija i zahtijeva drugačiju obradu signala. Kvarcni uređaji (Slika 8.4) rade na principu da tlačna sila na materijal, bez središta djelovanja, uzrokuje nastanak napona [91]. Uređaji s

piezootpornim materijalom najčešće se proizvode iz komada silikona pomoću kemijskog jetkanja. Nečistoće se umeću u silikon na predodređena mjesta kako bi se stvorili otporni elementi. Ti otpornici su metalizirani i namješteni u Wheatstoneov most. Most zahtijeva regulirani izvor napajanja i diferencijalno pojačalo kako bi uspješno funkcionirao. Svi uređaji imaju izlaz u rasponu od 100 do 200 mA i rezonantnu frekvenciju od 200 do 1000 kHz.

Piezoelektrični senzori koriste dijafragmu koja se pri djelovanju tlaka deformira prema kristalima unutar kućišta mjernog uređaja. Kada se kristal (najčešće kvarc ili tormalin) deformira, stvara električni naboj koji se zatim pojačava. Pojačavanje je nužno zbog slabe sposobnosti kristala u provođenju naboja. Pojačivači napona se mogu ugraditi u mjerni uređaj ili mogu biti dio sustava kao posebna vanjska jedinica. Piezootporni senzori tlaka sadrže tanki element s otpornim materijalom koji je pričvršćen na njega i koji se savija tijekom utjecaja vanjskog tlaka. Tijekom savijanja otpornost materijala se mijenja što mijenja izlazni napon senzora. Piezootporni senzori su najčešće složeni u vidu Wheatstoneovog mosta (Slika 8.5).



Slika 8.5 – Wheatstoneov most

8.4 Postavljanje uređaja

Od navedena dva uređaja, uređaj pri tlu je podložniji utjecaju promjenjivosti površinskih uvjeta, odbijenih valova, valova uzrokovanih udarom o tlo. Međutim, ako je površina tla ravna i glatka te se koristi pravilna tehnika postavljanja uređaja tada dobiveni rezultati odgovaraju rezultatima dobivenim uređajem oblika olovke.

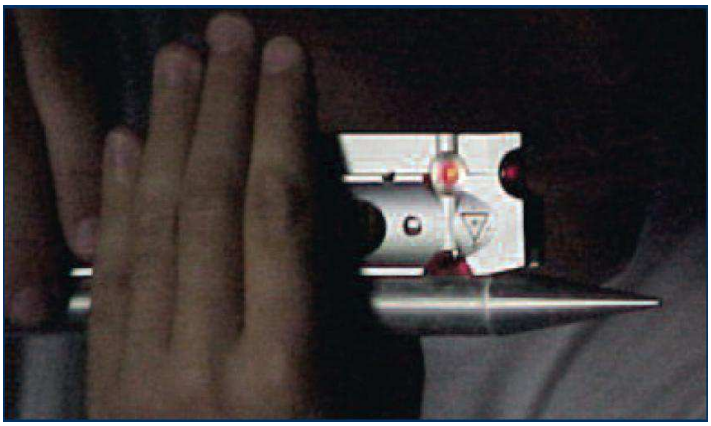
Uređaj oblika olovke:

A) orijentacija:

- ukoliko je uređaj namješten tako da ima kutni otklon u odnosu na normalu upadnog vala eksplozije od $\pm\ 5^0$ tada je greška tlaka uslijed nepravilnog

poravnanja oko 5%. Ako je uređaj pravilno poravnat te ako se zanemare preostali izvori netočnosti zadržava se ovaj postotak greške dok god tlak odbijen od tlo ili bilo koji drugi odbijeni tlak ne stigne do osjetila,

- za putujući val veza između valne duljine (λ), frekvencije (f) i brzine vala (c) dana je izrazom: $\lambda \cdot f = c$ iz čega je vidljivo kako povećanjem frekvencije, a smanjenjem valne duljine uređaj postaje reflektirajuće tijelo komponentama eksplozije koje putuju manjom valnom duljinom iz smjera drugačijeg od okomice na uzdužnu os mjernog uređaja,



Slika 8.6 – Poravnanje uređaja [85]

- u slučaju eksplozija pri tlu dolazi do pojave trenutnog odbijanja vala eksplozije o tlo pri čemu nastaje „trostruka točka“, mjesto u kojemu se presijecaju upadni i odbijeni val te čine Mahovu frontu. Najčešće je poželjno mjeriti tlakove unutar Mahove fronte jer su tlakovi izvan nje složenoga oblika te ih je teško analizirati zbog nedostatka simetrije blizu izvora eksplozije i postojanja upadnih i odbijenih valova.

B) drugi utjecaji:

- prilikom uporabe uređaja potrebno je osigurati mehaničku i električnu izolaciju. Električna izolacija pruža se postavljanjem u nevodljivi materijal (najlon, teflon, delrin) te osiguravanjem uzemljenja,
- tijekom eksplozije, ukoliko je uređaj postavljen na betonsku podlogu, dolazi do širenja vala tj. vibracija betonske ploče što se preko oslonca prenosi na uređaj, to je potrebno spriječiti te se izolacija najčešće vrši postavljanjem stiropora (eng. low-density foam) ispod oslonca koji ublažava vibracije,

- negativan utjecaj na mjerenje ima i visoka temperatura koja se razvija prilikom eksplozije. Temperatura može prouzrokovati bilježenje negativne faze eksplozije za koju ti uređaji nisu predviđeni (bilježe samo tlak). To je uzrokovano toplinskim širenjem unutar kućišta uređaja što uzrokuje širenje osjetila. Problem se djelomično rješava postavljanjem samoljepljive trake preko osjetila što sprječava prodiranje topline u senzor ili korištenjem materijala s približno jednakim koeficijentom toplinskog širenja za senzor i kućište.

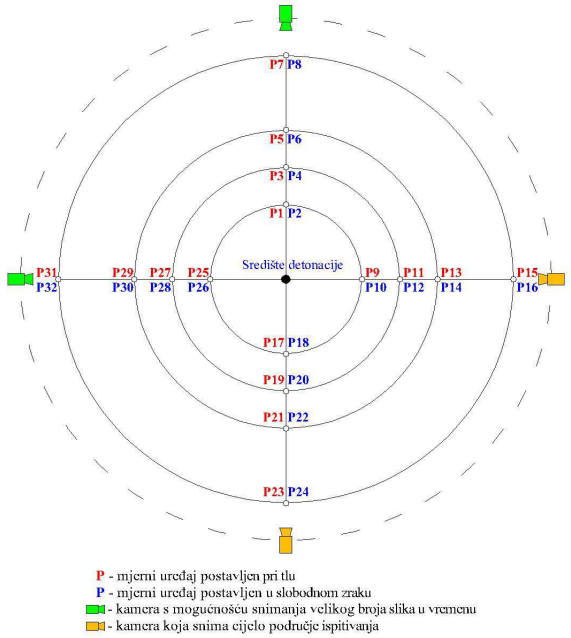
Uređaj pri tlu:

A) orijentacija:
   - osjetilo uređaja mora biti postavljeno u ravnini s elementom na koji je montiran. Ako uređaj strši izvan ravnine može doći do grešaka prilikom mjerenja jer dolazi do djelomičnog odbijanja valne fronte od uređaja. Ako je pak uređaj upušten u element, akustična šupljina može uzrokovati rezonanciju. Vibracije zbog šupljine mogu biti velike što rezultira znatnim pojačanjem valne fronte,
   - uređaj također treba biti smješten unutar Mahove fronte, površina tla mora biti ravna, bez kamenja.

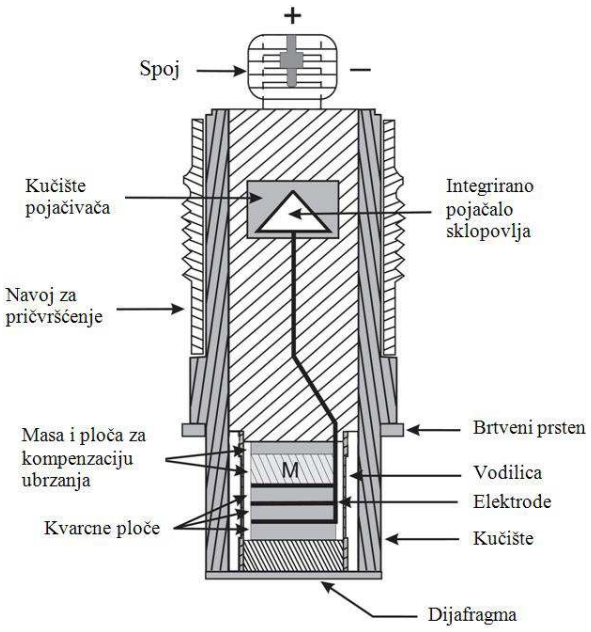
B) drugi utjecaji:
   - zna se dogoditi pojava da je nemoguće razlikovati je li došlo do mjerenja deformacije (tlaka) ili ubrzanja, ali se to rješava na taj način da se uređaj postavlja na veliku ploču koja je „otporna“ na ubrzanje,
   - idealno, osjetilo uređaja reagira samo na promjenu vanjskog tlaka, ali u stvarnosti ovo nije moguće te uređaj reagira na sve vanjske pobude, pa je uređaj potrebno odvojiti od ploče na koju se postavlja kako ne bi došlo do spajanja s njegovim signalom,
   - temperatura unosi greške u mjerenje, ali se ovo rješava postavljanjem keramičke ili gumene obloge koja smanjuje utjecaj djelovanja temperature.

Postavljanje mjernih uređaja u prostoru ovisno je o konfiguraciji testa te količini eksploziva, o drugim elementima koji se nalaze u zoni ispitivanja, o visini elemenata prilikom detonacije, o pripremi površine tla, itd. Kako je prethodno napomenuto, poželjno je postaviti uređaje unutar Mahove fronte te okomito na širenje valne fronte. To omogućava najlakšu interpretaciju rezultata. Ako su uređaji oblika olovke postavljeni izvan Mahove fronte, tada je tlakove dobivene mjerenjem potrebno promatrati kao tlakove eksplozije u slobodnom zraku. Mrežu mjernih uređaja potrebno je postaviti tako da je moguće prikupiti podatke s različitih udaljenosti i azimuta. Uređaji ne bi trebali stvarati „sjenu“ ili smetati jedan drugomu ako su

postavljeni u jedan red. To se može izbjeći pravilnim postavljanjem senzora na odgovarajuću udaljenost i visinu (Slika 8.7).

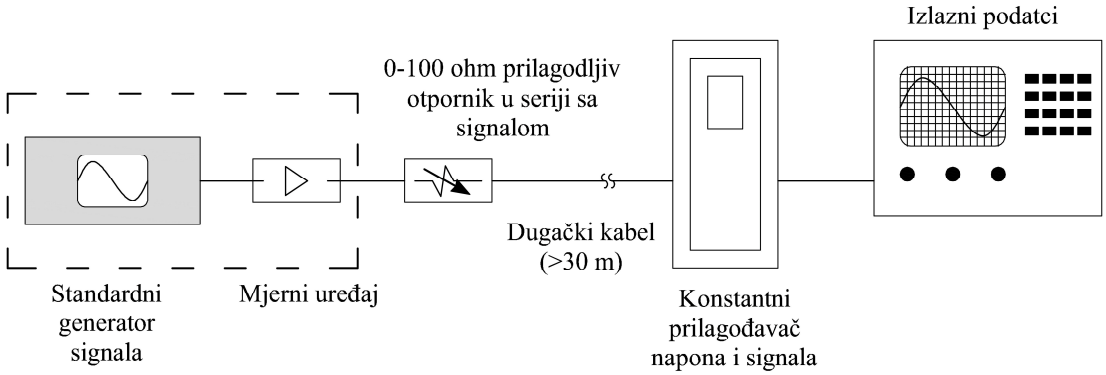


Slika 8.7 – Mreža mjernih uređaja [85]



Slika 8.8 – Presjek mjernog uređaja za mjerenje tlaka pri tlu [87]

Kabel također može ograničiti frekvenciju mjerenog signala za oba tipa uređaja (ICP i MEMS). Kod MEMS (eng. Micro-Electro-Mechanical System) uređaja otpornost kabela može smanjiti opskrbu električnim naponom mosta i na taj način oslabiti izlazni signal. Kod ICP (eng. Inductively Coupled Plasma) uređaja kapacitivnost kabela može djelovati kao jednopolni filtar što rezultira slabljenjem signala pri višim frekvencijama. Ti učinci mogu se nadomjestiti opskrbom jačom strujom. Pri većim frekvencijama kod oba tipa uređaja potrebno je obratiti pažnju na kapacitivnost i induktivnost kabela. Kako bi se izbjeglo odbijanje signala unutar kabela, i posljedično izobličenje podataka, ulazna impedancija snimača mora biti usklađena s onom kabela. Potrebno je voditi računa i o prilagodbi signala na amplitudu i fazu odgovora te je na kraju potrebno digitalizirati sve podatke pri nominalnoj frekvenciji od 1 MHz s najmanje 16bit-nom rezolucijom kako bi se rezultati mogli obraditi.



Slika 8.9 – Mapa sustava za prikupljanje podataka tijekom eksperimenta [92]

Prilikom prikupljanja podataka o ubrzanju ili tlaku mjernim uređajima često je potrebno kvantificirati brzinu opterećenja (trajanje porasta), relativno vrijeme između opterećenja i odgovora konstrukcije. Bez obzira na to što mjerimo, važno je odabrati mjerni uređaj s odgovarajućim trajanjem porasta signala kako bi se izvršila ispravna mjerenja. Nakon što su odabrani pravilni mjerni uređaji, potrebno je odabrati ostale komponente sustava (pojačivače, filtre, prikazivače, itd.) koji imaju mogućnost održavanja kakvoće signala.

Za pojačivač sastavljen od *n* faza, od kojih je svaka slobodna od skokova (električnih izboja), trajanje porasta je jednako sumi korijena vremena:

$$t = \sqrt{t_1^2 + t_2^2 + ... + t_n^2} \tag{8.2}$$

gdje su:

t ukupno trajanje porasta,

t_i vrijeme porasta pojedine faze mjerenja.

Kombiniranjem trajanja porasta pojedine komponente sustava mjerenja može se procijeniti točnost određivanja trajanja porasta danog sustava. Ako je t trajanje porasta skok funkcije odgovora niskopropusnog pojačivača propusnosti -3dB tada je:

$$t \cdot f_{\text{-3dB}} = 0,35 \; do \; 0,45 \tag{8.3}$$

To pravilo je vrlo korisno jer daje vezu između trajanja porasta komponente i lokacije -3dB frekvencije.

Većina mjernih uređaja ponaša se kao rezonantni sustav. Ako je trajanje porasta prilikom mjerenja prekratko, njihova rezonantna frekvencija je pobuđena i kombinirana s mjerenim podatcima. Kako bi se isključio značajan utjecaj skokova koristi se sljedeće pravilo:

$$t \cdot f_n \geq 2,5 \tag{8.4}$$

gdje su t trajanje porasta, a f_n rezonantna frekvencija mjernog uređaja [93].

8.5 Modelsko eksperimentalno istraživanje

Model u ispitivanju konstrukcija obično se definira kao konstrukcijski element ili konstrukcija izvedena u umanjenom mjerilu u odnosu na stvarnu veličinu koja se izlaže modeliranim opterećenjima radi dobivanja rezultata koji mogu definirati ponašanje stvarne konstrukcije ili konstrukcijskog elementa (prototipa). Pri tome oni moraju biti izvedeni u skladu sa zahtjevima teorije sličnosti modela i prototipa.

Da bi se modeli mogli upotrebljavati pri eksperimentalnom ispitivanju, neophodno je prethodno jasno definirati matematičke veze između modela i prototipa. Te se veze nazivaju uvjetima sličnosti, pravilima za modeliranje ili uvjetima modelske analize, a određuju se načelima sličnosti. Izvedene su iz dimenzijske analize fizičkih pojava koje karakteriziraju ponašanje promatrane konstrukcije. U tom smislu potrebno je zadovoljiti dva osnovna pravila:

1) Odnos vrijednosti dva slična, usporediva, parametra (veličine koje mjerimo) potpuno je neovisan o jedinicama u kojima su one izražene. Rečeno na drugi način: odnos dviju sličnih veličina neovisna je o primijenjenim jedinicama za njihovo mjerenje pod uvjetom da su obje pri uspoređivanju mjerene istim jedinicama.
2) Oblik jednadžbe, kojom se kvantificira određena pojava, neovisan je o veličini jedinica u kojima se mjerena veličina izražava. Rečeno na drugi način: matematička veza (jednadžba) koja opisuje ponašanje konstrukcije mora biti dimenzijski ispravna i nakon prijelaza s prototipa na model bez obzira na promatrane parametre ponašanja koji kvantificiraju efekte odziva konstrukcije.

Direktna posljedica drugog postulata dimenzijske analize je Buckinghamov π-teorem koji kaže kako se jednadžba s k varijabli X, ako se radi o kompletnoj jednadžbi, može izraziti kao veza sa $k - r$ neovisnih bez dimenzijskih veličina π, gdje je r broj osnovnih dimenzija potrebnih da opišu varijable u početnoj jednadžbi. To znači da se broj varijabli u jednadžbi koja opisuje određenu pojavu može smanjiti za najviše onoliko nepoznanica koliko imamo osnovnih varijabli kojima se opisuje promatrana pojava.

Mogu se upotrijebiti modeli koji imaju potpunu (strogu) sličnost s prototipom, pri čemu su svi bez dimenzijski faktori modeliranja (mjerila pretvorbe) potpuno jednaki za prototip i model. Potpuna sličnost zadovoljava uvjet $\pi_{i,modela}=\pi_{i,prototipa}$.

Kako je često vrlo teško ostvariti ovakve modele, najčešće se koriste adekvatni modeli (djelomična sličnost) koji imaju znatnu sličnost s prototipom pri čemu oni eliminiraju one parametre koji nisu bitni za odziv konstrukcije. Djelomična sličnost zadovoljava uvjet

$\pi_{\text{modela}} \neq \pi_{\text{prototipa}}$. Pri tome bez dimenzijski faktor koji nije zadovoljen ne smije utjecati na parametar ponašanja koji se promatra [7].

Zbog poteškoća i skupoće pri provedbi istraživanja vezanih uz djelovanje eksplozija za stvarne veličine konstrukcija te ogromnih poteškoća u provođenju analitičkih istraživanja, potreba za modelskim eksperimentalnim istraživanjem se javila od samih početaka proučavanja toga područja. Prvi zakon skaliranja razvijen za proučavanje djelovanja eksplozija je Hopkinsonov ili Zakon kubnog korijena. Zakon kaže kako slični valovi eksplozije (valne fronte) nastaju na identičnim skaliranim udaljenostima kada dva eksplozivna naboja slične geometrije i jednake vrste eksploziva, ali različite količine detoniraju u jednakim uvjetima okoliša pa vrijedi:

$$L_{\text{m}} = \frac{L_{\text{p}}}{\overline{E}^{1/3}} = \frac{L_{\text{p}}}{W^{1/3}} \tag{8.5}$$

gdje su:

L_{m}	duljina u modelu,
L_{p}	duljina u prototipu,
E (ili W)	energija eksplozije prototipa (masa eksploziva).

Taj tip modeliranja još se naziva i repliciranje te su veličine tlaka i opterećenje vrlo slični po obliku kao i u prototipu. Veličine tlaka i brzine valne fronte su jednake, ali je potrebno skalirati trajanje impulsa faktorom za duljinu [94].

Najkorisnije tehnike modeliranja koje se koriste u analizama konstrukcija su one koje povezuju mogućnost predviđanja elastoplastičnog i elastičnog ponašanja te mogućnost proučavanja načina otkazivanja konstrukcije s velikom pouzdanošću. Međutim, te metode su dosta ograničene što se tiče izbora materijala i metoda izvedbe.

Za faktor skaliranja geometrije od S_{l}, kada je energija eksplozije skalirana prema zakonu kubnog korijena te je model izveden od komponenata jednakih čvrstoća, jednakim načinom izvedbe detalja i oslonaca kao i prototip, tada vrijede zakoni skaliranja dani u Tabela 8.1 koji povezuju model s prototipom. Budući da specifična težina ima jednak faktor skaliranja kao i duljina, ne može se uzeti materijal jednakih čvrstoća, a skalirati gustoće S_{l} u odnosu na prototip. Zbog toga se učinci gravitacijskih naprezanja ne mogu modelirati odabirom gušćeg materijala.

Tabela 8.1 – Pregled faktora skaliranja za opterećenje eksplozijom

Grupa	Količina	Izmjera	Faktor skaliranja	
			Stvarna replika	Sile gravitacije zanemarene, materijal prototipa
Opterećenje	Sila, Q	F	$S_E S_l^2$	S_l^2
	Tlak, q	FL^{-2}	S_E	1
	Vrijeme, t	T	S_l	S_l
	Gravitacijsko ubrzanje, g	LT^{-2}	1	Zanemareno
	Brzina, v	LT^{-1}	1	1
Geometrija	Duljina, l	L	S_l	S_l
	Pomak, δ	L	S_l	S_l
	Deformacija, ε	-	1	1
Materijal	Modul elastičnosti, E	FL^{-2}	S_E	1
	Naprezanje, σ	FL^{-2}	S_E	1
	Poisonov koeficijent, v	-	1	1
	Gustoća, ρ	FT^2L^{-4}	S_ρ	1

Model koji bi se trebao upotrijebiti, a koji se pokazao najkvalitetnijim za modeliranje takve vrste opterećenja i pojava, jest onaj u kojemu imamo jednake mehaničke karakteristike materijala u modelu i prototipu te potpunu sličnost geometrije prototipa i modela (linearno smanjenje modela u odnosu na prototip). Jedan od mogućih odgovarajućih modela koji zadovoljava ove uvjete je model sa zanemarenom gravitacijom. Njegova je glavna razlika u odnosu na model potpune sličnosti ta da je zanemaren utjecaj gravitacijskog ubrzanja. To unosi zanemarivu grešku pri modeliranju budući da gravitacijske sile ne predstavljaju značajan dio opterećenja kod ispitivanja eksplozijom. Veze parametara modela i prototipa za navedeni model sa zanemarenom gravitacijom dane su u Tabela 8.2.

Tabela 8.2 – Mjerila između parametara ponašanja prototipa i modela

Parametri ponašanja	Mjerilo
sila	S_l^2
tlak	1
vrijeme	S_l
ubrzanje gravitacije	zanemareno
brzina	1
geometrijske duljine	S_l
progibi (pomaci)	S_l
deformacija	1
modul elastičnosti	1
naprezanje	1
Poissonov koeficijent	1
gustoća	1

S_1 predstavlja usvojeni linearni faktor mjerila, a „1“ znači da je mjerilo između prototipa i modela jednako jedinici, tj. S=1.

Pravila modeliranja vala impulsnog opterećenja osnovana su na očuvanju početne energije i geometrijskoj sličnosti. Geometrijska sličnost trodimenzionalnih tijela, eksplozivnog punjenja koje se modelira, vodi do načela modeliranja pomoću kubnog korijena. Sva modeliranja veličine eksplozivnog punjenja i njegove udaljenosti od uzorka bazirana su na pravilu kubnog korijena:

$$Z = \frac{f_\mathrm{d} \cdot L}{\sqrt[3]{W}} \tag{8.6}$$

gdje su:

f_d omjer gustoće atmosfere kroz koju udarni val putuje i gustoće atmosfere kod referentnog udarnog vala,

W masa eksploziva.

Ako se prihvati da su gustoće atmosfere jednake, tada se može pokazati kako dva eksplozivna punjenja istog oblika i vrste eksploziva, ali različitih masa M_1 i M_2, imaju jednake vršne vrijednosti tlaka na udaljenostima od središta punjenja:

$$S_1 = k \cdot S_2 \tag{8.7}$$

gdje je

$$k = \sqrt[3]{\frac{M_1}{M_2}} \tag{8.8}$$

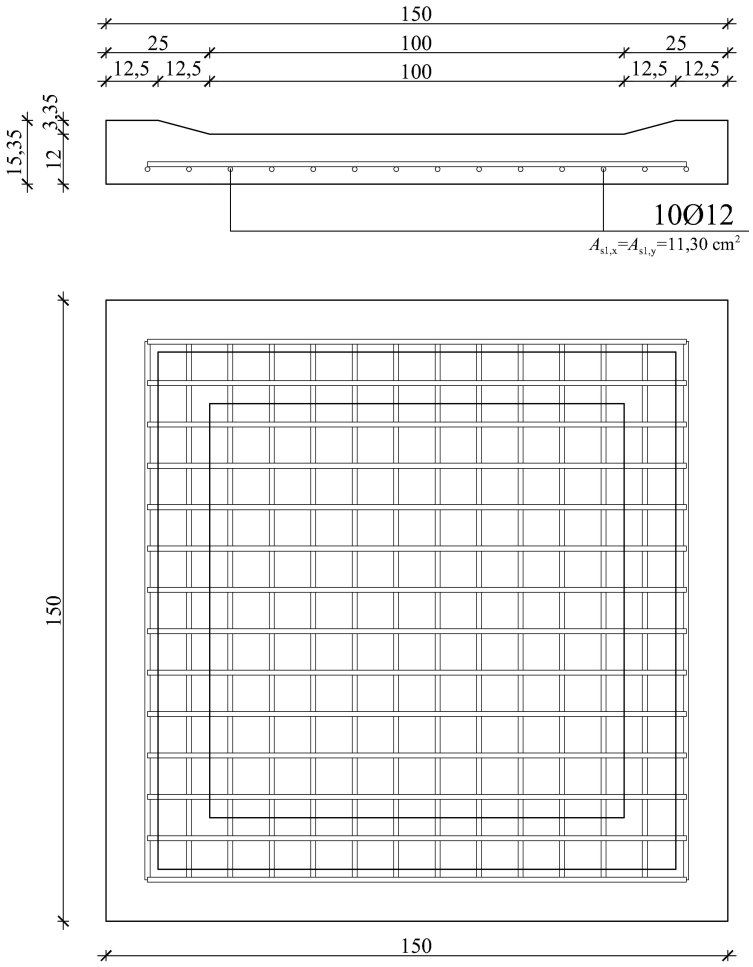
No treba uzeti u obzir iako će vršni tlakovi u promatranoj točki, a koji je jedan od glavnih mjera udarnog vala, na udaljenostima R_1 i R_2 biti isti, nemogućnost skaliranja vremenske komponente što znači da ostali važni parametri udarnog vala, poput duljine trajanja pozitivnog dijela udarnog vala T_d i njegovog impulsa I, neće biti isti:

$$I_1 = k \cdot I_2 \qquad tj. \qquad T_{\mathrm{d}1} = k \cdot T_{\mathrm{d}2} \tag{8.9}$$

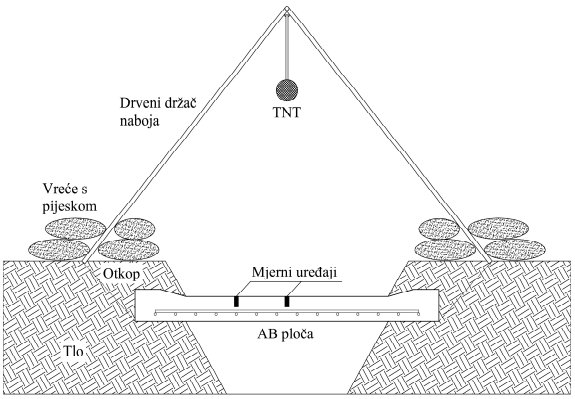
8.6 Postavke eksperimenta

Zbog nedostataka sredstava eksperiment se neće moći postaviti sa svom potrebnom opremom prema Slika 8.7; mjerni uređaji za mjerenje tlaka u zraku i pri konstrukciji te kamere s velikom brzinom snimanja. Dostupna sredstva su dovoljna samo za nabavku dva mjerna uređaja za mjerenje odbijenog tlaka (eng. PCB Series 106B Microphone Element, Slika 8.4). Kako je numerička analiza pokazala da rezultati analize armiranobetonskih elemenata ne konvergiraju s promjenom veličine mreže konačnih elemenata, potrebno je izvršiti

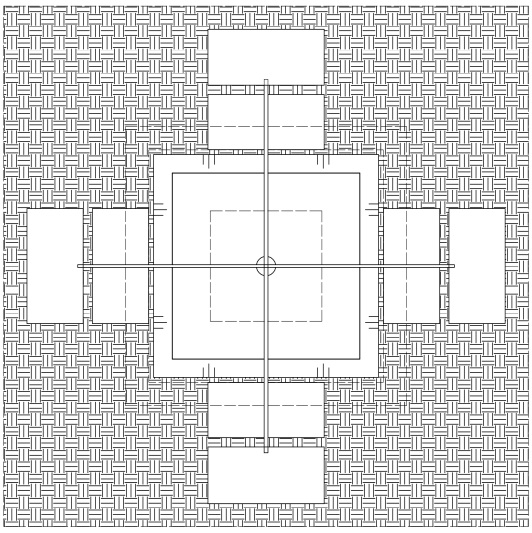
eksperimentalnu analizu ploča jednake geometrije. U svrhu kalibracije eksperimentalno ispitale bi se tri armiranobetonske ploče izmjera 1m □ 1m, debljine d=12 cm. Koristio bi se beton klase C35/45. U donju zonu ploče je postavljena rebrasta armatura Q1130 klase čvrstoće B500B, promjera šipke 12 mm, ukupne ploštine po jedinici površine $A_{s1,x}$= $A_{s1,y}$= 11,3 cm^2 na razmaku od 10 cm što čini postotak armiranja od ρ=0,13% (Slika 8.10). Ploča nije izdvojena iz konstrukcije koju se promatra već je geometrija proizvoljno određena samo za analizu veličine mreže konačnih elemenata. Postavka eksperimenta na vojnom poligonu prikazana je na sljedećim slikama.



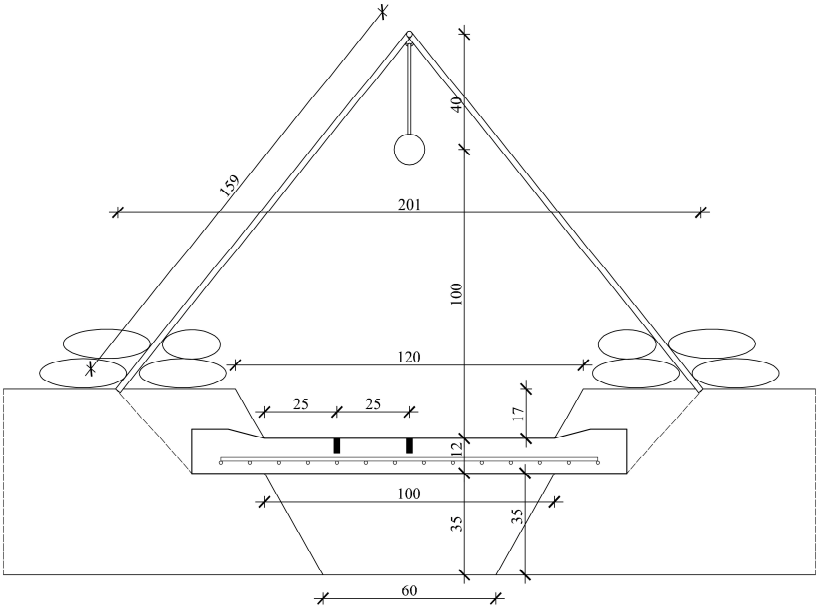
Slika 8.10 – Geometrija ploče i raspored armature



Slika 8.11 – Postavka eksperimenta – pogled



Slika 8.12 – Postavka eksperimenta – tlocrt



Slika 8.13 – Postavka eksperimenta – izmjere

Armirano betonska ploča postavljena je na predviđeno mjesto na tlu. Prethodno je otkopan jarak dubine 64 cm, širine 100 cm pri vrhu proširen na 200 cm (Slika 8.13). Na iskopan jarak postavljena je armiranobetonska ploča koja je izvedena nešto većih izmjera, 25 cm sa svake strane što će se ukopati u tlo i na taj način simulirati upetost ploče na krajevima. U nedostatku sredstava za izvedbom pouzdanijeg sustava oslanjanja, takav sustav pretpostavljen je kao dovoljno krut za naše potrebe. Iskopani jarak ispod same ploče služi kako bi se ploča prilikom djelovanja valne fronte slobodno deformirala u smjeru djelovanja tlaka. Otkop je izveden pod nagibom od 30^0 u odnosu na vertikalu kako bi se izbjegao utjecaj dodatnog odbijanja vala od plohe otkopa na mjerne uređaje. Naboj je postavljen na visini od 100 cm iznad AB ploče u

sredini ploče. Naboj je kuglastog oblika te je obješen na drvene nosače iznad ploče (Slika 8.11 i Slika 8.12). Korišteni su drveni nosači zbog jednostavnosti i brzine izvedbe za razliku od čeličnih koji su skuplji te zahtijevaju više rada prilikom izvedbe, a oba će biti uništena prilikom detonacije eksploziva. Nosači su oslonjeni na tlo pored ploče te učvršćeni postavljanjem vreća pijeska u dnu nožica. Potrebno je obratiti pažnju na nastale drvene krhotine nakon eksplozije tako da je potrebna pažljiva zaštita osoblja tijekom ispitivanja. Jedan mjerni uređaj postavljen je u sredinu ploče u ravninu s gornjom plohom kako bi se izbjeglo odbijanje i pojačanje vala eksplozije od rupe nastale ugradnjom mjernog uređaja, dok je drugi uređaj postavljen na polovicu udaljenosti od sredine ploče do izloženog ruba ploče. Drugi mjerni uređaj je kontrolni uređaj.

8.7 Eksperimentalni modeli nadvožnjaka

Osim ispitivanja armirano betonskih ploča za određivanje optimalne veličine konačnog elementa te kalibracije numeričkog modela, ispitali bi se i sami nadvožnjaci, Tip 1 i 2. Budući da nemamo mogućnost ispitivanja u stvarnom mjerilu (1:1) ispitivanje bi se provelo na skaliranim modelima. Na stvarni model su primijenjena pravila o skaliranju te su dobivene vrijednosti prema kojima će se izvesti modeli za ispitivanje. Primjenom načela kubnog korijena, odnosno jednadžbi (8.6), (8.7) i (8.8) dobivene su vrijednosti skalirane udaljenosti, mase eksploziva te geometrijskih izmjera rasponskog sklopa. Tabela 8.3 daje pregled skaliranih udaljenosti i pripadnih masa eksploziva za nekoliko mogućih mjerila. Od svih navedenih prihvaćeno je mjerilo 1:8 kao najprihvatljivije u smislu veličine uzorka i mase eksploziva. Bilo koje veće mjerilo bi rezultiralo većim modelom što bi znatno poskupilo samu izvedbu ploča i eksperimenta, ali i otežalo rukovanje, jer bi prouzročilo probleme prilikom transporta i postavljanja (Tabela 8.5). Također veće mjerilo bi značilo i veću količinu eksploziva što bi još dodatno poskupilo eksperiment te predstavljalo veću opasnost ozljeda po osoblje koje vodi eksperiment (veće rasprskavanje uzorka i dalji let fragmenata). Tabela 8.6 daje pregled masa eksploziva te pripadnih polumjera sfere što bi bio oblik postavljenoga naboja u eksperimentu.

Tabela 8.3 – Moguća mjerila eksperimenta

Mjerilo	R_1/R_2	R_1 [m]	R_2 [m]	M_1 [kg]	M_2 [kg]	M_1 [kg]	M_2 [kg]	M_1 [kg]	M_2 [kg]
1:2	2	5	2,500	115	14,375	230	28,750	680	85,000
1:4	4	5	1,250	115	1,797	230	3,594	680	10,625
1:5	*5*	5	*1,000*	115	*0,920*	230	*1,840*	680	*5,440*
1:8	***8***	5	***0,625***	115	***0,225***	230	***0,449***	680	***1,328***
1:10	10	5	0,500	115	0,115	230	0,230	680	0,680

Prema Tabela 8.2, gdje je zanemareno gravitacijsko opterećenje, određeni su faktori skaliranja za eksperimentalni model prema mjerilu 1:5 i 1:8 te dani u Tabela 8.4. Kako je prethodno rečeno odabrano je mjerilo 1:8. Mjerilom se linearno smanjuju geometrijske izmjere eksperimentalnog modela što nam znatno olakšava planiranje veličina u eksperimentu.

Tabela 8.4 – Faktori skaliranja za dva odabrana mjerila

Mjerilo		1:5	***1:8***
sila	S_1^2	25	***64***
tlak	1	1	***1***
vrijeme	S_1	5	***8***
ubrzanje gravitacije	zanemareno	zanemareno	***zanemareno***
brzina	1	1	***1***
geometrijske duljine	S_1	5	***8***
progibi (pomaci)	S_1	5	***8***
deformacija	1	1	***1***
modul elastičnosti	1	1	***1***
naprezanje	1	1	***1***
Poissonov koeficijent	1	1	***1***
gustoća	1	1	1

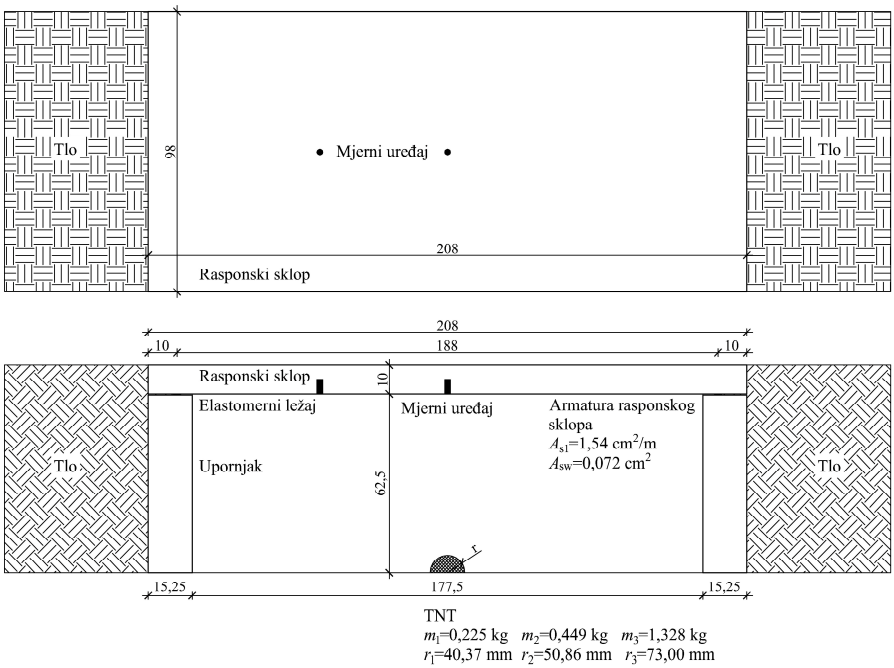
Tabela 8.5 – Izmjere rasponskog sklopa nadvožnjaka

Nadvožnjak		Tip 1			Tip 2		
Mjerilo	R_1/R_2	L	B [m]	H	L	B [m]	H
1:2	2	7,50	3,90	0,40	12,50	3,90	0,40
1:4	4	3,75	1,95	0,20	6,25	1,95	0,20
1:5	*5*	*3,00*	*1,56*	*0,16*	*5,00*	*1,56*	*0,16*
1:8	***8***	***1,88***	***0,98***	***0,10***	***3,13***	***0,98***	***0,10***
1:10	10	1,50	0,78	0,08	2,50	0,78	0,08

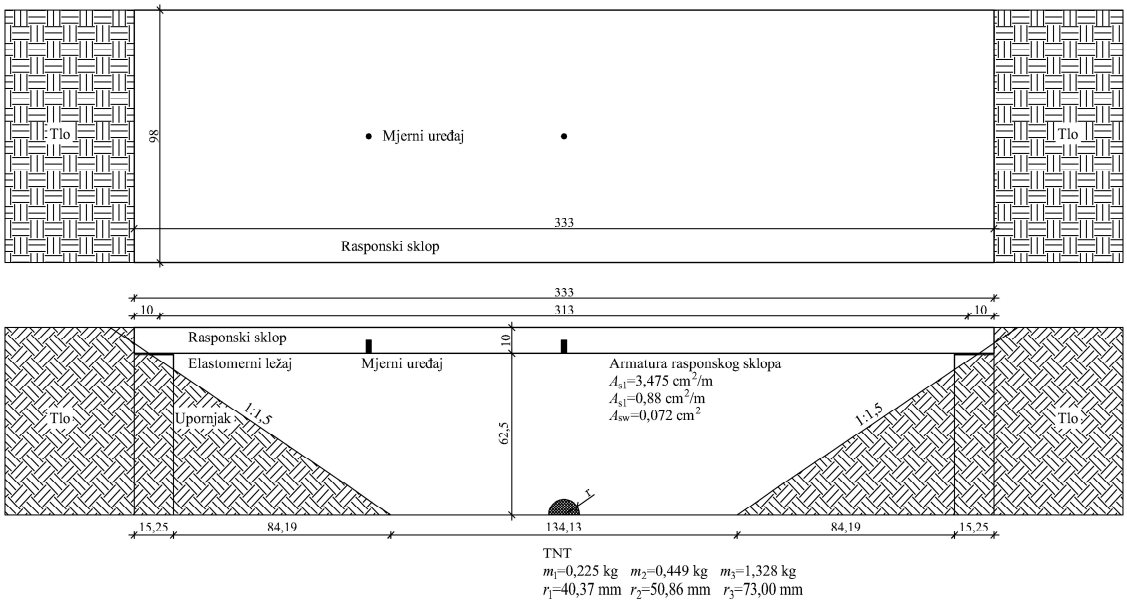
Tabela 8.6 – Količine eksploziva i pripadni promjer sfere za eksperiment prema mjerilima

Mjerilo	115 kg			230 kg			680 kg		
	M_2 [kg]	r_{sfere} [mm]	$r_{polusfere}$ [mm]	M_2 [kg]	r_{sfere} [mm]	$r_{polusfere}$ [mm]	M_2 [kg]	r_{sfere} [mm]	$r_{polusfere}$ [mm]
1:2	14,375	128,17	161,48	28,750	161,48	203,45	85,00	231,76	292,01
1:4	1,797	64,08	80,74	3,594	80,74	101,73	10,63	115,88	146,00
1:5	*0,920*	*51,27*	*64,59*	*1,840*	*64,59*	*81,38*	*5,44*	*92,71*	*116,80*
1:8	***0,225***	***32,04***	***40,37***	***0,449***	***40,37***	***50,86***	***1,33***	***57,94***	***73,00***
1:10	0,115	25,63	32,30	0,230	32,30	40,69	0,68	46,35	58,40

Slika 8.14 i Slika 8.15 prikazuju raspored elemenata nadvožnjaka u eksperimentu. Izmjere elemenata dobivene su pomoću prethodno izračunanih faktora skaliranja. U prethodno iskopan jarak duljine i širine 210 cm postavljene su betonske ploče debljine 15,25 cm te širine 98 cm (upornjaci) na koje će se postaviti elastomerni ležajevi i ploča rasponskog sklopa (Slika 8.14). Prostor iza upornjaka je zapunjen tlom kako bi se simuliralo kruto ponašanje upornjaka. U sredinu, na dno jarka, je postavljen naboj oblika polusfere određenog promjera TNT-a (Tabela 8.6). Jednaka postavka eksperimenta primijenjena je i na nadvožnjak Tip 2 uz razliku da je jarak morao biti proširen na 315 cm zbog veće duljine rasponskog sklopa, te je ploča na koju se rasponski sklop oslanja ukopana u tlo (Slika 8.15). Pokos tla je izveden u nagibu 1:1,5 kako je predviđeno pri izvedbi stvarnoga nadvožnjaka. Na nadvožnjak su primijenjene jednake količine eksplozivnog naboja.



Slika 8.14 – Postavka eksperimenta za nadvožnjak Tip 1



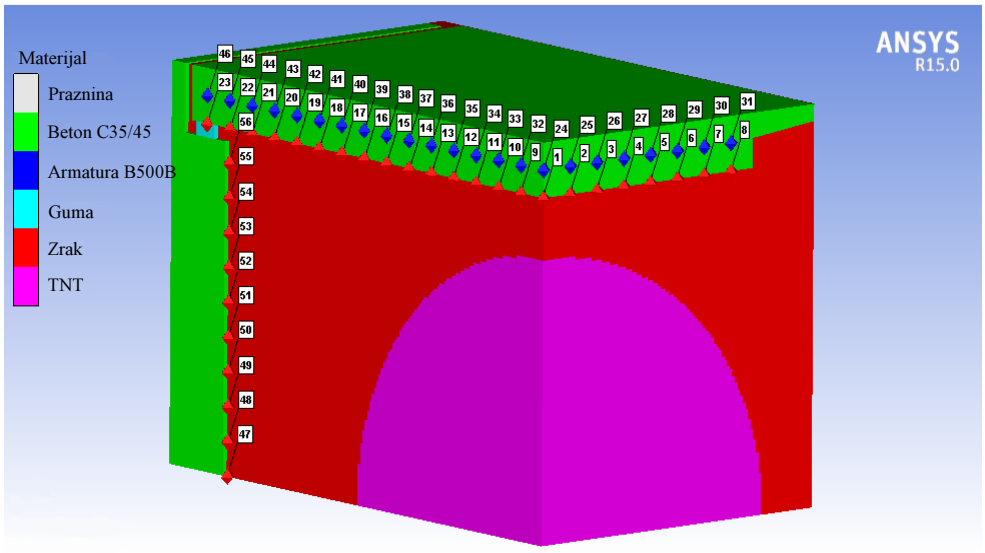
Slika 8.15 – Postavka eksperimenta za nadvožnjak Tip 2

9 REZULTATI NUMERIČKE ANALIZE

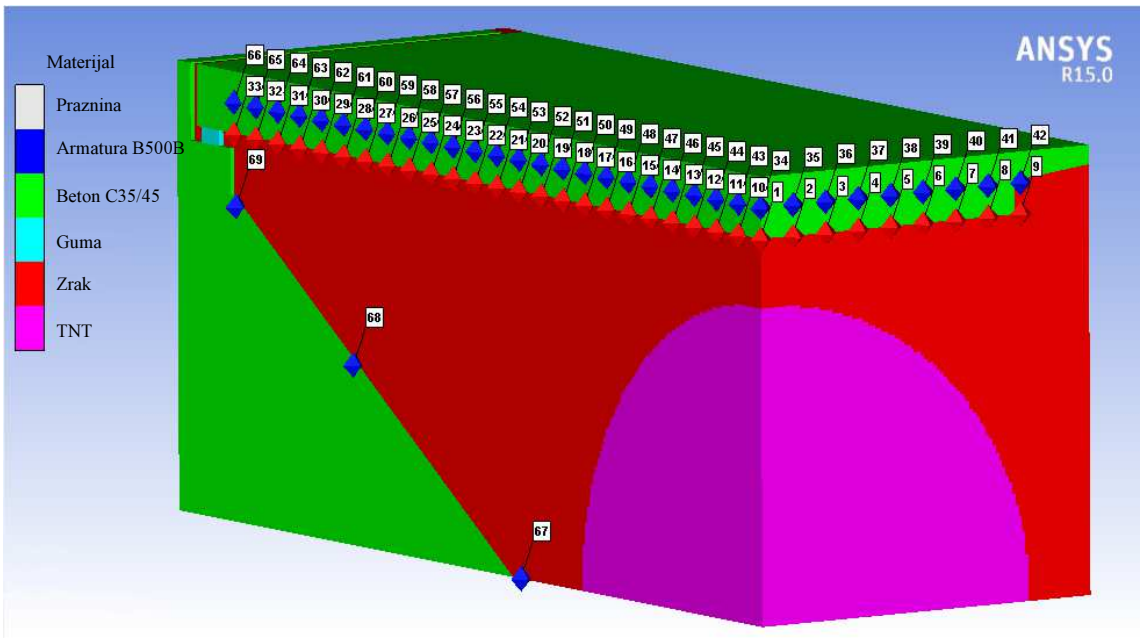
9.1 Općenito

Opisani su rezultati dobiveni proračunom numeričkih modela nadvožnjaka Tip 1 i 2 u računalnom programu Autodyn te njihove implikacije na buduće numeričke proračune. Obrađuju se rezultati dobiveni na četiri modela nadvožnjaka; Tip 1 i Tip 2 s ravnom i zaobljenom donjom plohom. Analizirano je nekoliko različitih parametara: tlak i impuls na rasponsku konstrukciju nadvožnjaka; pomak, brzinu i ubrzanje rasponske konstrukcije; naprezanja u betonu i armaturi rasponske konstrukcije; energije sustava te oštećenje. Iz prethodne analize najmanje potrebne veličine mreže zraka i betonskih elemenata utvrđena je optimalna mreža koja je korištena u analizi ponašanja nadvožnjaka. Modelirana je četvrtina nadvožnjaka izložena djelovanju 680 kg TNT ispod rasponske konstrukcije. Djelovanje eksplozije je prethodno simulirano samostalno u 1D proračunu do trenutka dolaska vala do konstrukcije kako bi se uštedjelo na vremenu proračuna, zatim je 1D simulacija preslikana u 3D simulaciju. Slika 9.1 prikazuje raspored mjernih točaka na nadvožnjaku Tip 1, a Slika 9.2 na nadvožnjaku Tip 2, raspored točaka je jednak za nadvožnjake s ravnom i zaobljenom donjom plohom.

Mjerne točke postavljene su s donje strane nadvožnjaka kako bi se moglo pratiti širenje vala eksplozije i njegovo djelovanje na rasponsku konstrukcije te na taj način utvrditi ispravnost zadavanja opterećenja. Osim ispod rasponskog sklopa, mjerne točke su postavljene i unutar rasponskog sklopa radi promatranja samog ponašanja rasponskog sklopa; pomaci, brzine i ubrzanja. Najvažnija mjerna točka je ona u sredini raspona kako ispod tako i ona unutar same konstrukcije (mjerna točka 1 na oba tipa nadvožnjaka za praćenje tlaka na konstrukciju te mjerna točka 24 na nadvožnjaku Tip 1 i mjerna točka 34 na nadvožnjaku Tip 2). Na tom mjestu rasponska konstrukcija je najizloženija djelovanju eksplozije.



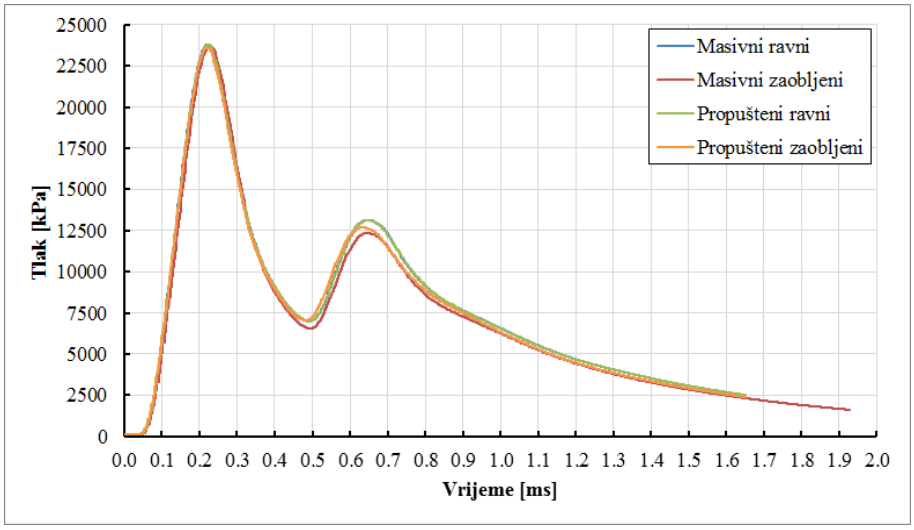
Slika 9.1 – Raspored mjernih točaka na nadvožnjaku Tip 1



Slika 9.2 – Raspored mjernih točaka na nadvožnjaku Tip 2

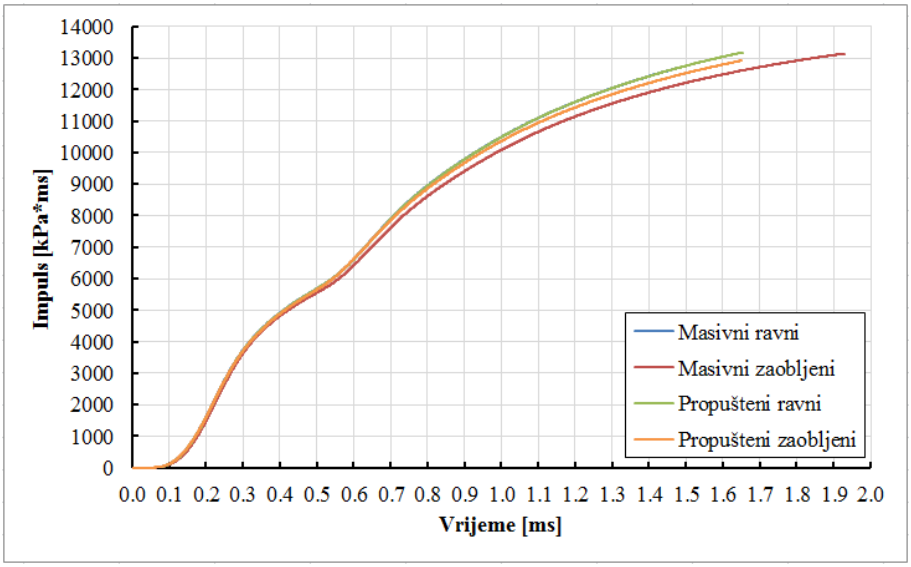
9.2 Tlakovi i impulsi na rasponsku konstrukciju nadvožnjaka

Korištenjem jednake veličine elemenata zraka u svim modelima dobivamo jednaki profil tlaka u srednjoj mjernoj točki na rasponskoj konstrukciji. To je jasno vidljivo na Slika 9.3 gdje se tlakovi dobiveni mjernom točkom 1 na svim nadvožnjacima potpuno poklapaju.



Slika 9.3 – Tlakovi eksplozije u središtu rasponske konstrukcije nadvožnjaka

Kao i kod tlakova, promjena impulsa u sredini raspona tijekom vremena jednaka je za sva četiri nadvožnjaka.



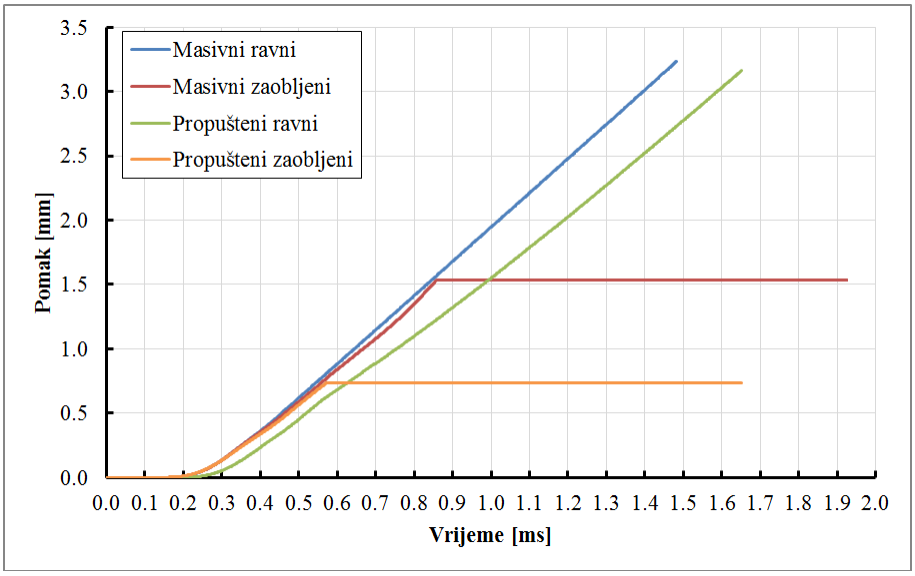
Slika 9.4 – Impuls tlaka eksplozije u središtu rasponske konstrukcije nadvožnjaka

9.3 Pomak, brzina i ubrzanje rasponske konstrukcije nadvožnjaka

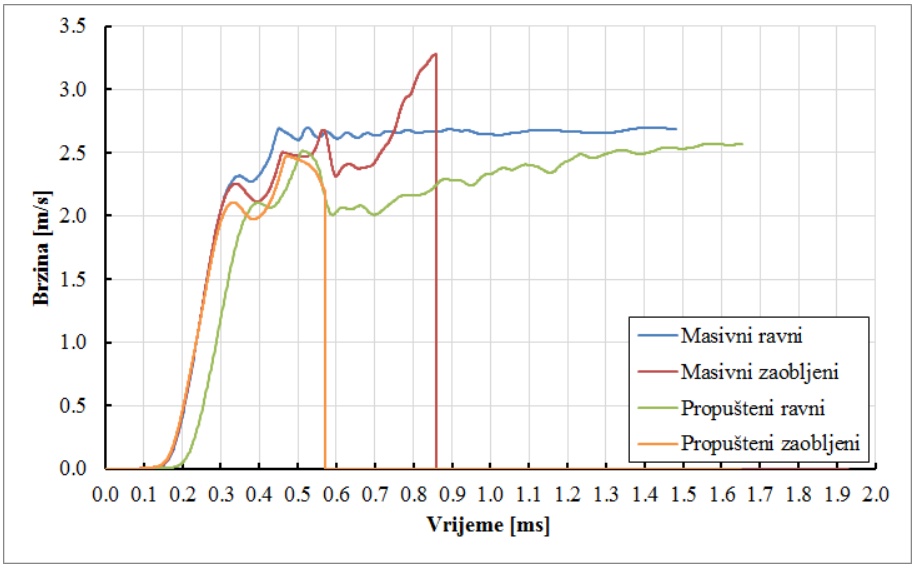
Slijedeći dijagrami prikazuju pomak, brzinu i ubrzanje sredine rasponske konstrukcije nadvožnjaka u srednjoj mjernoj točki.

Mjerne točke unutar nadvožnjaka vezane su uz materijalne karakteristike materijala unutar kojega su zadane, u ovom slučaju uz beton. Prilikom oštećenja rasponske konstrukcije uslijed udara vala eksplozije dolazi do sloma pojedinačnih konačnih elemenata na koje je rasponski sklop podijeljen pa uslijed sloma ukoliko je mjerna točka postavljena u takav konačni element biva uništena zajedno s elementom. Ako se promotri Slika 9.5, može se primijetiti razlika u

pomacima nadvožnjaka s ravnom donjom plohom u odnosu na nadvožnjake sa zaobljenom donjom plohom. Nadvožnjaci s ravnom donjom plohom imaju veću krutost na savijanje u odnosu na zaobljene presjeke te zbog toga veću otpornost na djelovanje eksplozija, nije došlo do razaranja elemenata u kojima je zadana mjerna točka pa su izmjereni pomaci dosta veći od onih mjerenih na nadvožnjacima sa zaobljenom plohom. Povećanje pomaka koje prelazi u ravnu horizontalnu liniju kod nadvožnjaka sa zaobljenom donjom plohom ukazuje da je došlo do sloma elementa u kojemu je postavljena mjerna točka.



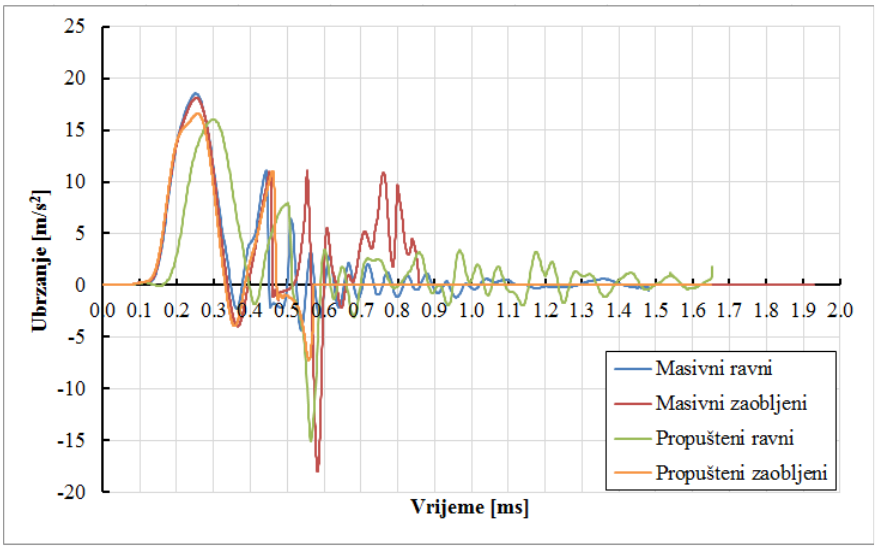
Slika 9.5 – Pomak nadvožnjaka u sredini raspona



Slika 9.6 – Brzina nadvožnjak u sredini raspona

Brzina rasponskog sklopa poprima gotovo trenutno krajnju vrijednost od 2,5 m/s prilikom udara vala eksplozije u konstrukciju. Sa Slika 9.6 se vidi kako nakon udara i smanjenja tlaka

vala eksplozije konstrukcija nastavlja vibrirati, vrijeme od 0,3 ms do kraja simulacije. Lokalno, kako će kasnije biti prikazano, došlo je do sloma odnosno mrvljenja betona rasponskog sklopa, konstrukcija i dalje vibrira jer ugrađena armatura nije dopustila globalno rušenje konstrukcije.



Slika 9.7 – Ubrzanje nadvožnjaka u sredini raspona

Ako promotrimo vršno ubrzanje rasponske konstrukcije može se primijetiti kao je ono približno jednako 2g (točnije 1,889g) pa uspoređujući s maksimalnim ubrzanjem tla, djelovanje je šest puta veće od djelovanje potresa u 9 potresnoj zoni (0,3g). Kada se još uzme u obzir da je ubrzanje u smjeru slabije osi (potres djeluje u poprečnom i uzdužnom smjeru dok se vertikalna komponenta potresa najčešće zanemaruje) intenzitet djelovanja eksplozije je dominantan. Iako konstrukcija nastavlja vibrirati, vibracije se smanjuju uslijed unutarnjeg prigušenja materijala, ubrzanje se smanjuje na nulu.

Tabela 9.1 – Vrijednosti pomaka, brzine i ubrzanja promatranih tipova nadvožnjaka

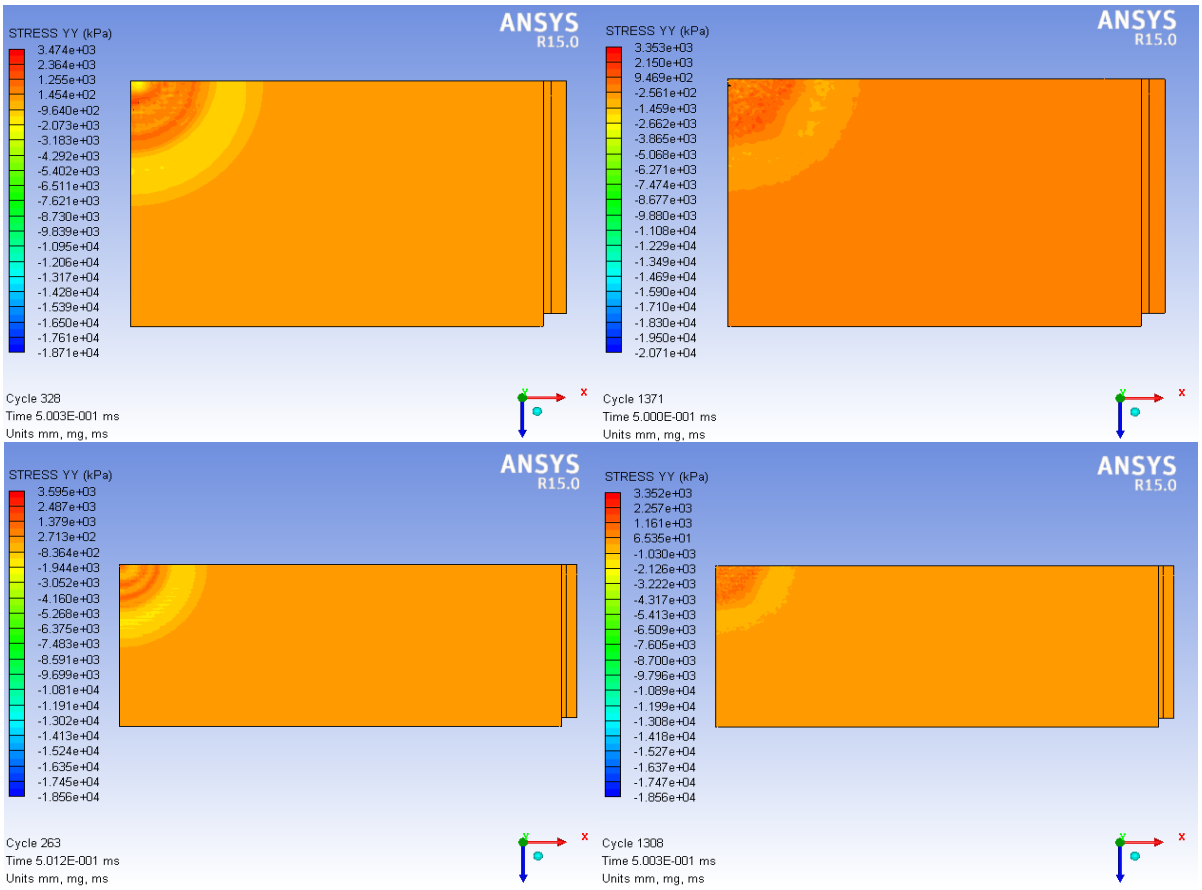
Nadvožnjak	Pomak Y	Brzina Y	Max. ubrzanje Y	Min. ubrzanje Y
	mm	m/s	m/s^2	
Tip 1 - ravna ploha	3.232	2.699	18.532	-4.326
Tip 1 - zaobljena ploha	1.535	3.278	18.112	-18.017
Tip 2 - ravna ploha	3.165	2.573	16.027	-15.063
Tip 2 - zaobljena ploha	0.733	2.476	16.606	-7.241

Usporedbom dobivenih pomaka, brzina i ubrzanja primjećuje se razlika između nadvožnjaka s ravnom i zaobljenom donjom plohom. Kod rasponskih konstrukcija s ravnom donjom plohom

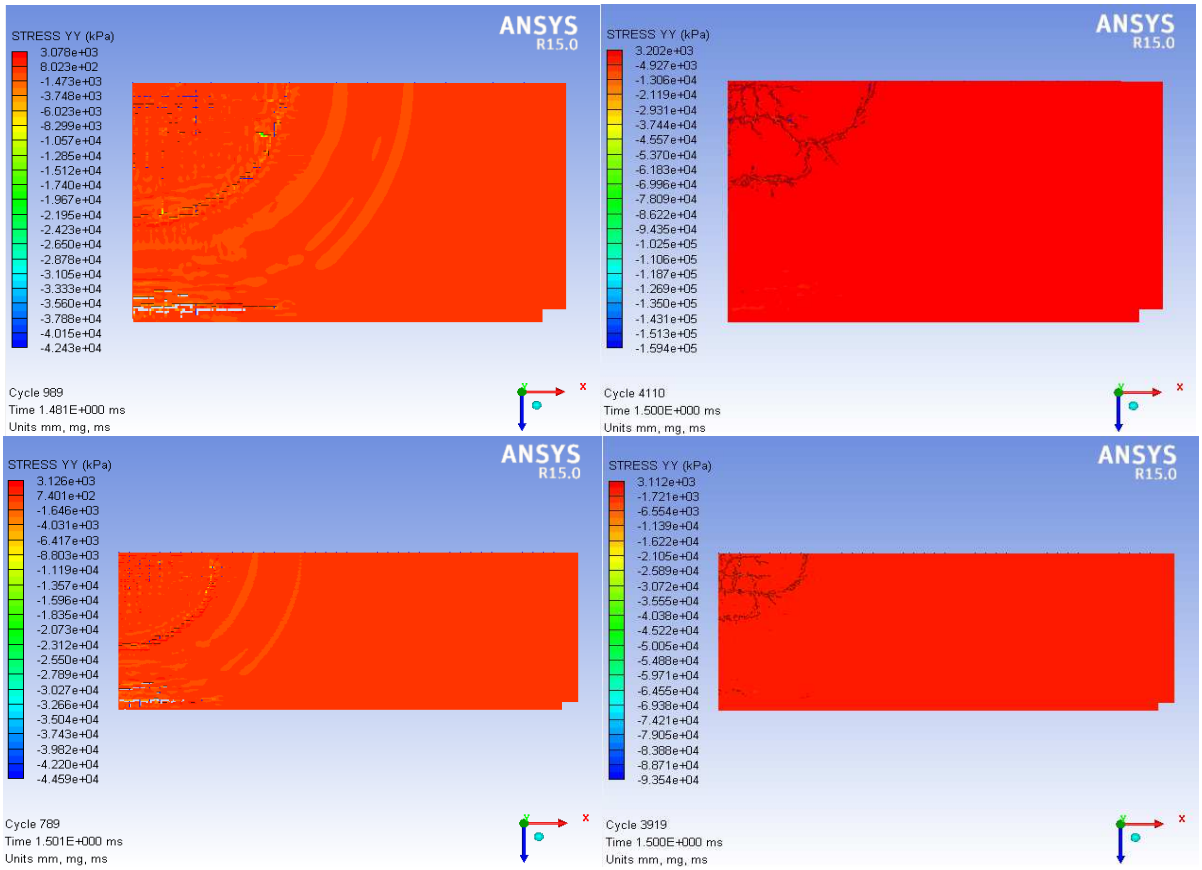
dolazi do dodatnog međusobnog sudara i tlačenja čestica zraka upadnog i odbijenog vala eksplozije što uzrokuje povećanje tlaka na rasponsku konstrukciju i posljedično veće vrijednosti parametara odziva, ali su uslijed veće krutosti nadvožnjaci s ravnom donjom plohom dosta otporniji na djelovanje eksplozije u odnosu na nadvožnjake sa zaobljenom donjom plohom rasponskog sklopa.

9.4 Naprezanja u betonu rasponske konstrukcije

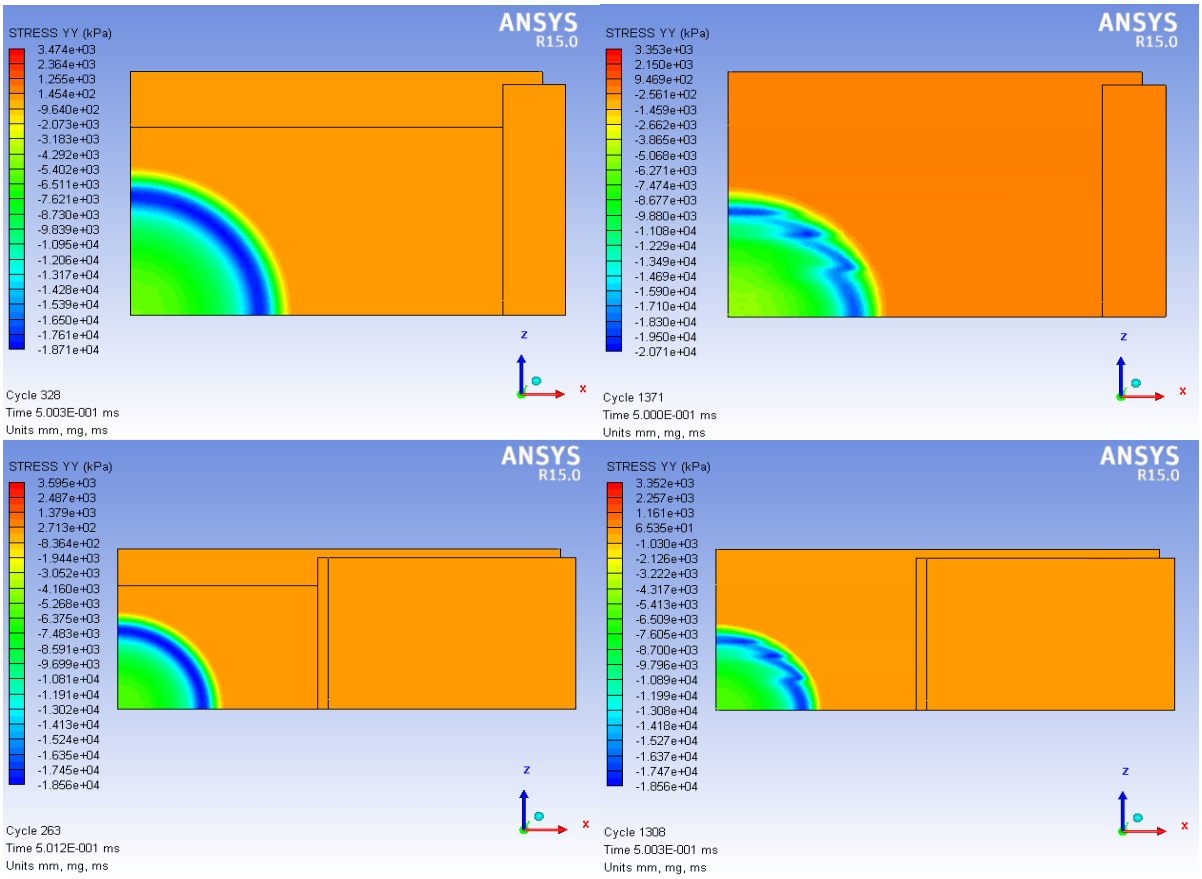
Naprezanja u rasponskom sklopu su koncentrirana na područje udara vala eksplozije te prate njezino širenje, što se može vidjeti na Slika 9.8, Slika 9.9, Slika 9.10 i Slika 9.11. Prilikom udara vala eksplozije dolazi do savijanja rasponske konstrukcije prema gore pa pri tome dolazi do nastanka vlačnih naprezanja u gornjoj zoni poprečnog presjeka, a tlačnih naprezanja u donjoj zoni poprečnog presjeka što je suprotno naprezanjima koja se javljaju uslijed stalnog i prometnog opterećenja.



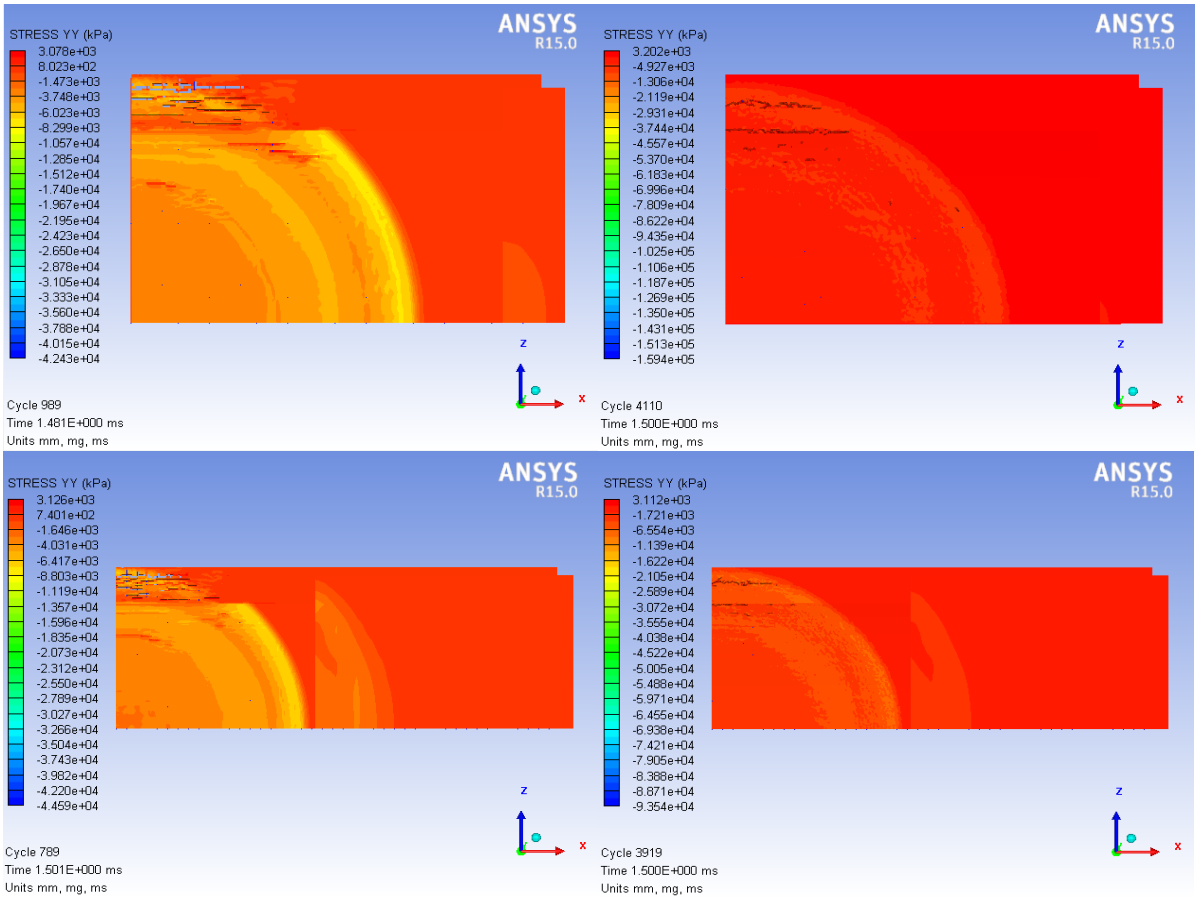
Slika 9.8 – Naprezanje gornje plohe rasponske konstrukcije u t=0,5 ms



Slika 9.9 – Naprezanje gornje plohe rasponske konstrukcije u t=1,5 ms



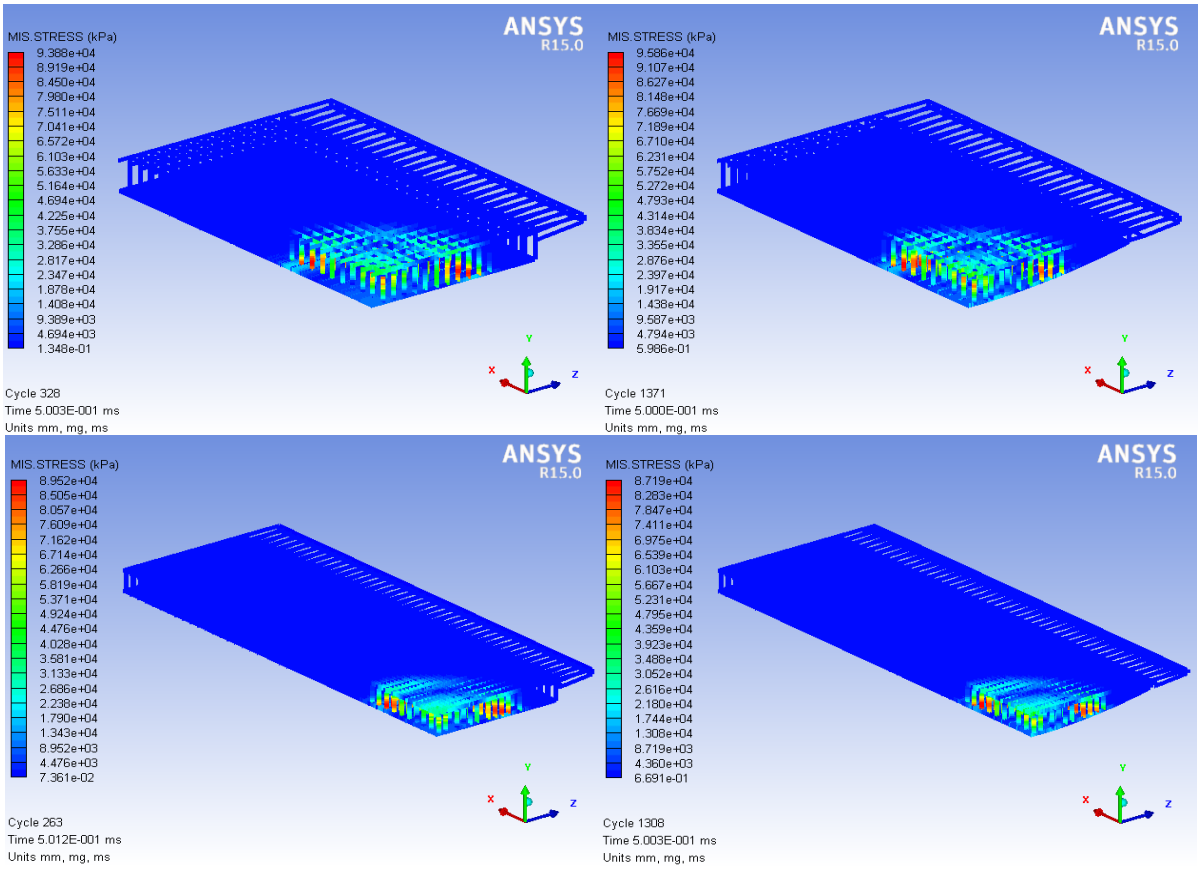
Slika 9.10 – Naprezanje donje plohe rasponske konstrukcije u t=0,5 ms



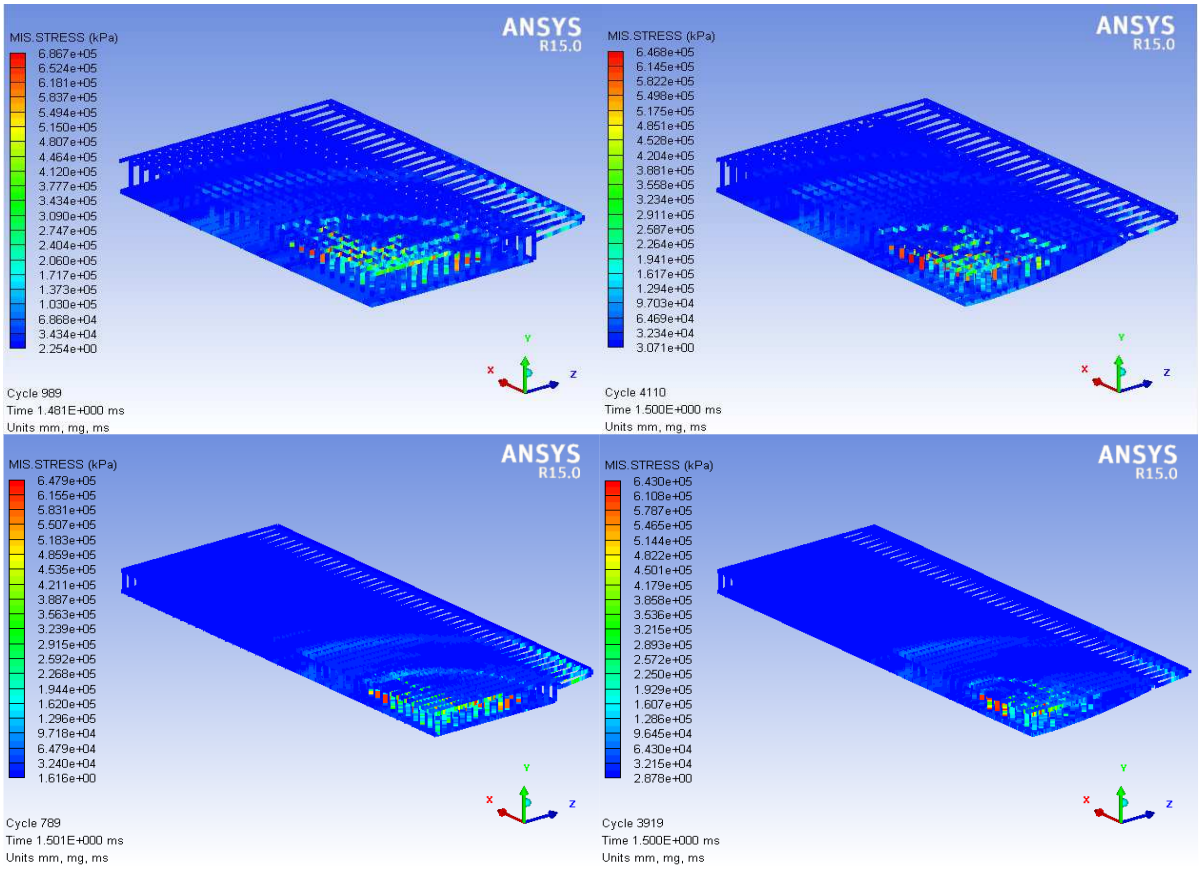
Slika 9.11 – Naprezanje donje plohe rasponske konstrukcije u t=1,5 ms

9.5 Naprezanja u armaturi rasponske konstrukcije

Analiza naprezanja u ugrađenoj glavnoj uzdužnoj i poprečnoj te konstruktivnoj armaturi pokazala je kako u ni jednoj ugrađenoj armaturi nije došlo do popuštanja, naprezanja u svim šipkama su ispod granice popuštanja (Slika 9.12 i Slika 9.13). Poprečna armatura je u dijelu simulacije izložena tlačnom naprezanju, ali nije došlo do plastičnog izvijanja tlačno naprezanih šipki. Naprezanje se kao i u betonu radijalno širi zajedno s širenjem vala eksplozije od središta rasponske konstrukcije. Proračunom na djelovanje stalnog i prometnog opterećenja dobivena je gusto raspoređena glavna uzdužna i poprečna armatura koja doprinosi ukupnoj krutosti rasponskog sklopa. Rasponski sklop je dosta krut, što se moglo primijetiti analizom pomaka rasponskog sklopa koji je iznosio svega nekoliko milimetara, ali to ujedno znači da će sklop pretrpjeti znatna oštećenja uslijed nemogućnosti elastičnog deformiranja.

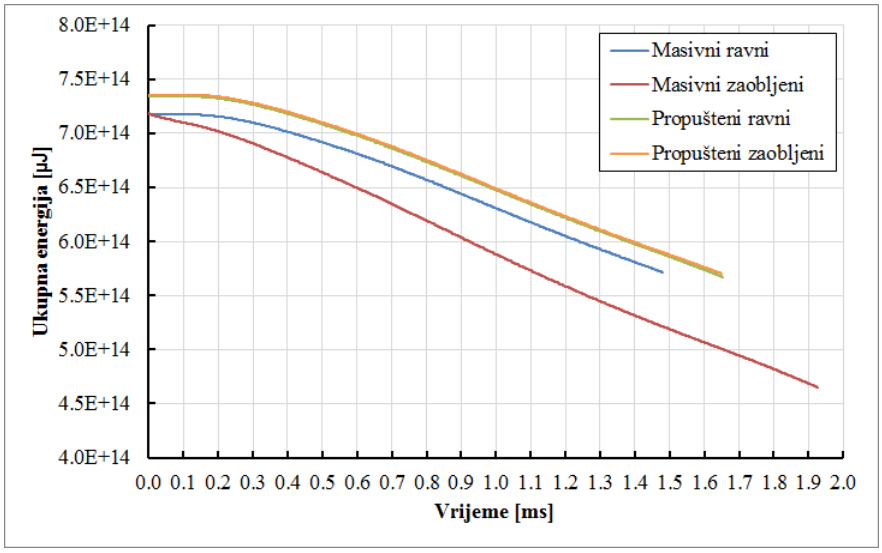


Slika 9.12 – Mises naprezanje armature rasponskog sklopa u t=0,5 ms

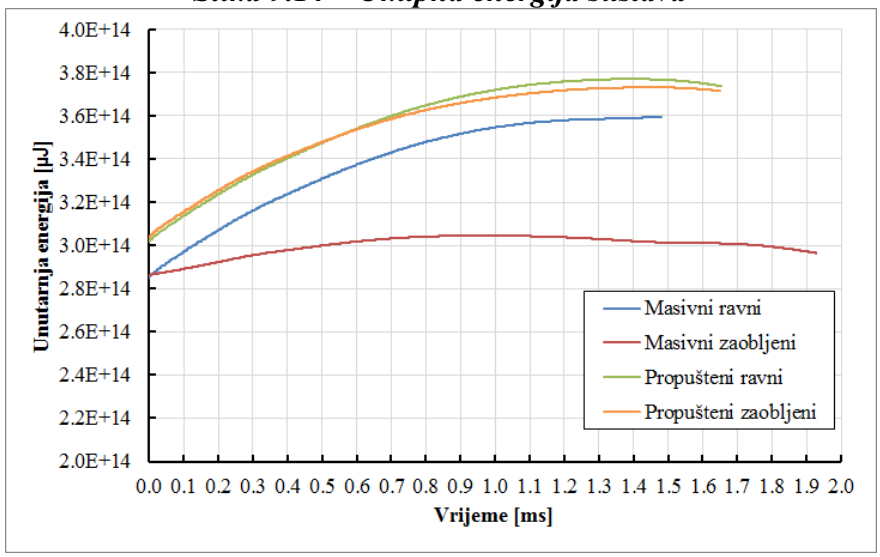


Slika 9.13 – Mises naprezanje armature rasponskog sklopa u t=1,5 ms

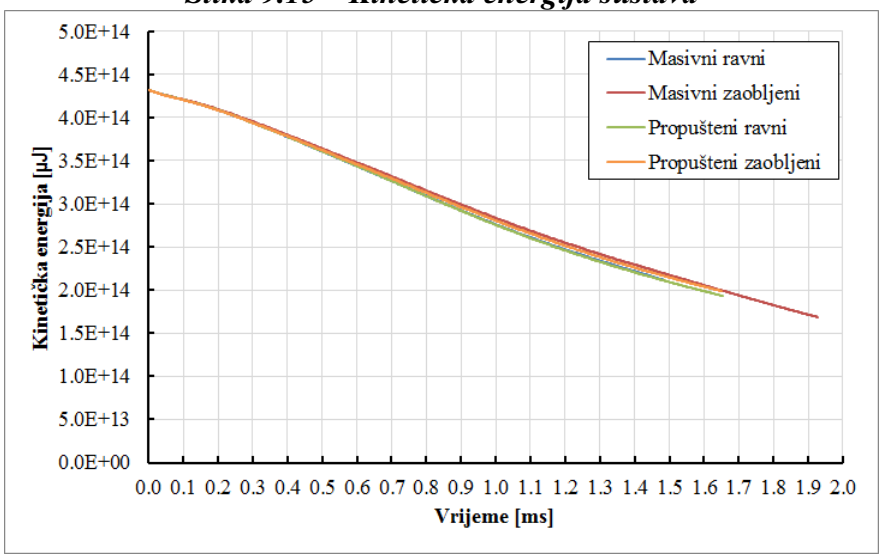
9.6 Energija sustava



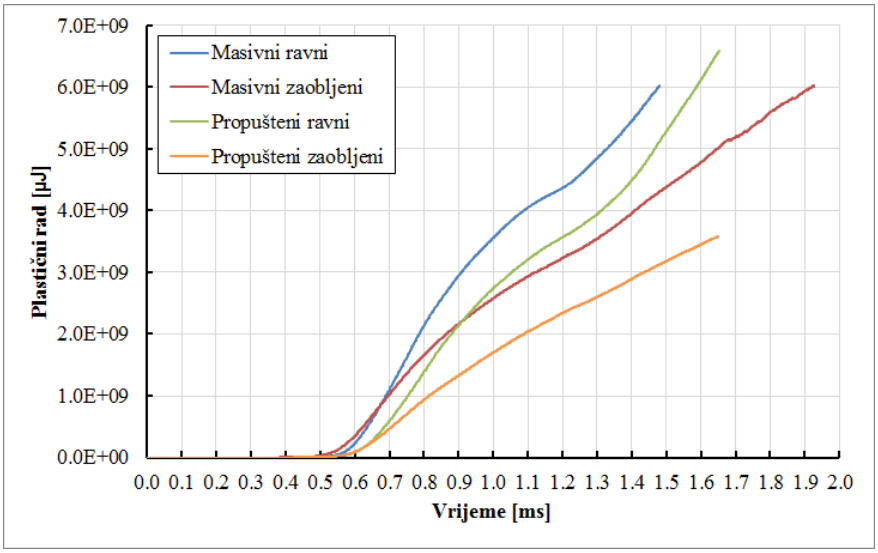
Slika 9.14 – Ukupna energija sustava



Slika 9.15 – Kinetička energija sustava



Slika 9.16 – Unutarnja energija sustava



Slika 9.17 – Plastični rad sustava

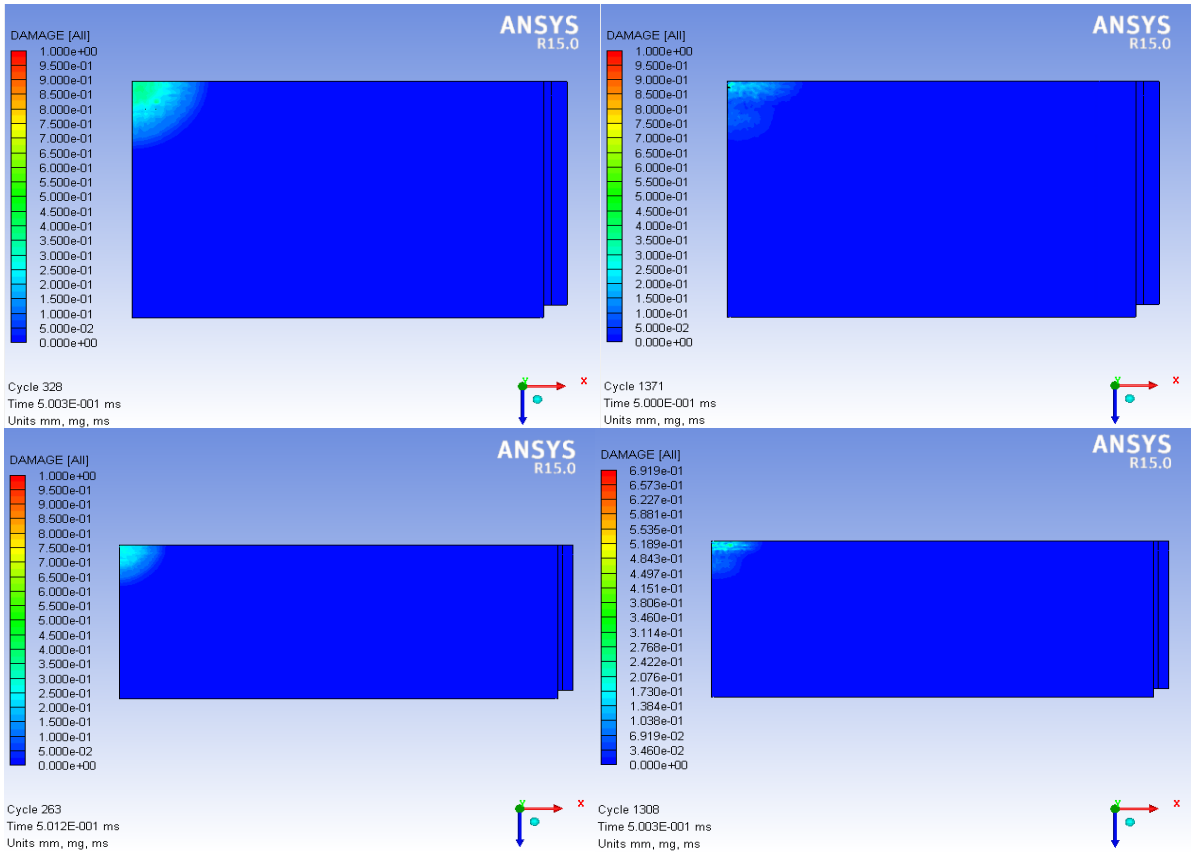
9.7 Oštećenje nadvožnjaka

Sljedeće slike prikazuju pretrpljeno oštećenje rasponske konstrukcije u dva vremenska trenutka, 0,5 ms i 1,5 ms. Na Slika 9.18 se može vidjeti nastanak oštećenja (0,5 ms) u sredini rasponske konstrukcije koje se dalje radijalno širi sa širenjem vala eksplozije. Na Slika 9.19, gdje je prikazano oštećenje pri 1,5 ms, vidi se kako je beton raspucao uslijed prekoračenja vlačne čvrstoće. Na taj način možemo pratiti raspucavanje betona i širenje pukotina tijekom vremena.

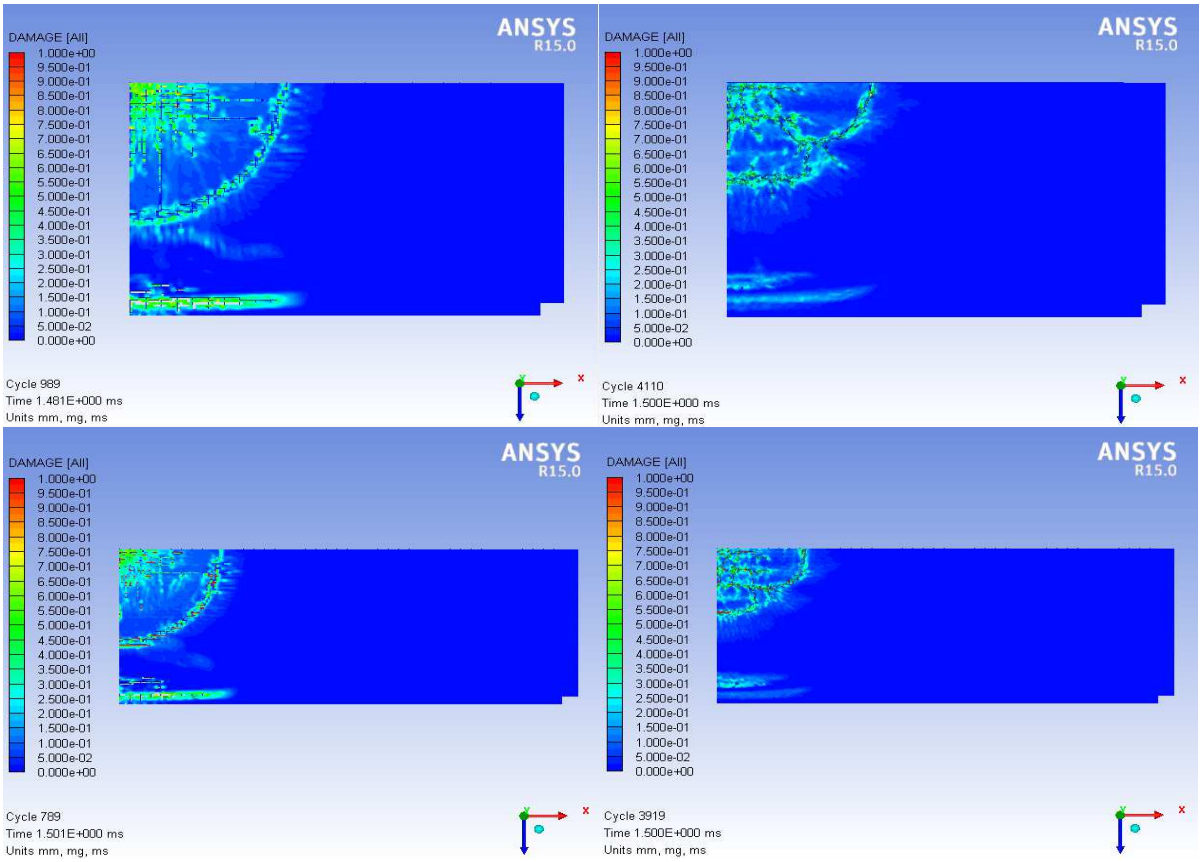
Ako usporedimo obrazac širenja pukotina nadvožnjaka s ravnom i zaobljenom donjom plohom vidi se da postoje određene razlike u oblicima raspucavanja. Kod nadvožnjaka s ravnom donjom plohom raspucavanje u sredini raspona prati ugrađenu uzdužnu i poprečnu armaturu pa se javljaju pukotine u dva okomita smjera (Slika 9.19). Osim toga na nekoj udaljenosti od ovih početnih pukotina nastaje kružna pukotina koja nije direktno povezana s pukotinama nastalim u sredini raspona.

Pukotine kod nadvožnjaka sa zaobljenom donjom plohom više su povezane i možemo reći da napreduju kako napreduje širenje vala eksplozije i povećanje tlakova u trenutno neopterećenim dijelovima rasponske konstrukcije. To je uzrokovano postupnim smanjenjem krutosti na savijanje poprečnog raspona uslijed postupnog smanjenja debljine poprečnog presjeka.

Također dolazi do velikih oštećenja konzolnih istaka poprečnog presjeka jer na njih djeluje vrlo veliko opterećenje u odnosu na malu otpornost.

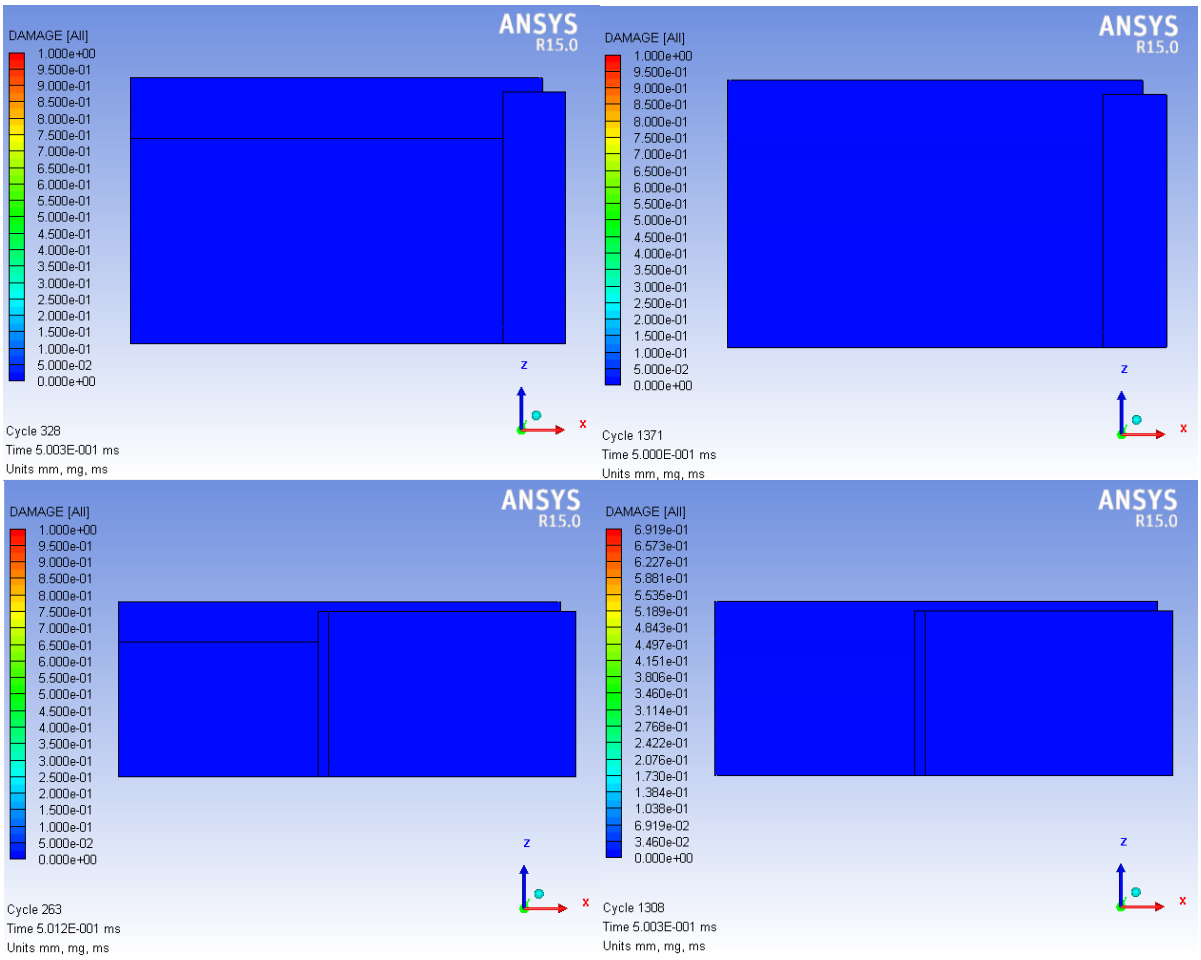


Slika 9.18 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - gornja ploha

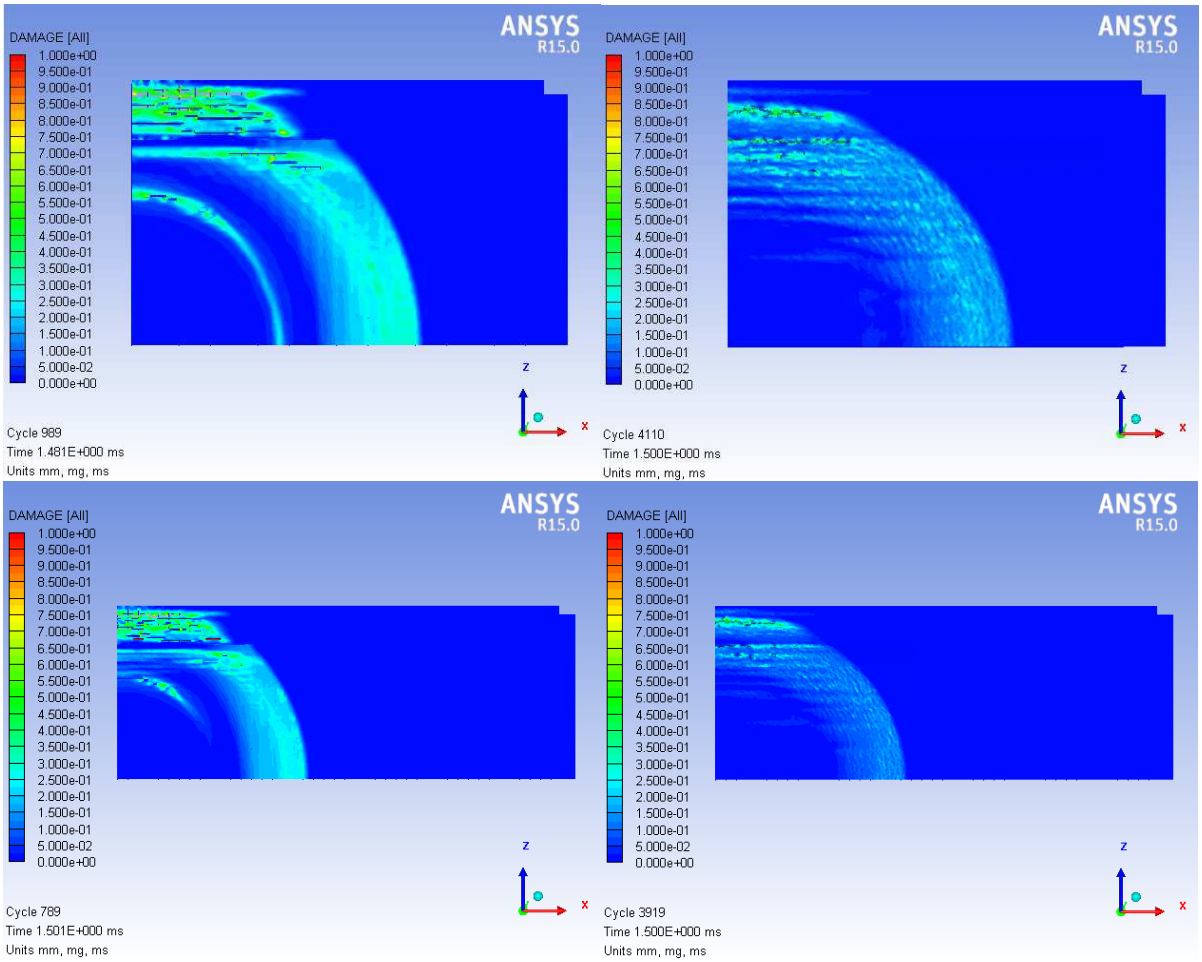


Slika 9.19 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - gornja ploha

U početnim trenutcima djelovanja eksplozije nema oštećenja donje plohe rasponske konstrukcije, ali kako se val širi dolazi do ograničenog oštećenja područja oko sredine raspona. Dio poprečnog presjeka direktno izložen djelovanju eksplozije, sredina presjeka, ne trpi oštećenje tijekom cijele simulacije što je u skladu s eksperimentalnim istraživanjima [50, 82, 83]. Na Slika 9.20 se jasno može vidjeti kako u trenutku 0,5 ms nakon eksplozije nema oštećenja na donjoj plohi rasponskog sklopa niti na jednom od promatranih nadvožnjaka dok se na Slika 9.21 vidi kako oštećenje koje je radijalno raspoređeno oko središnjeg neoštećenog dijela. Najveće oštećenje je pretrpio konzolni istak.



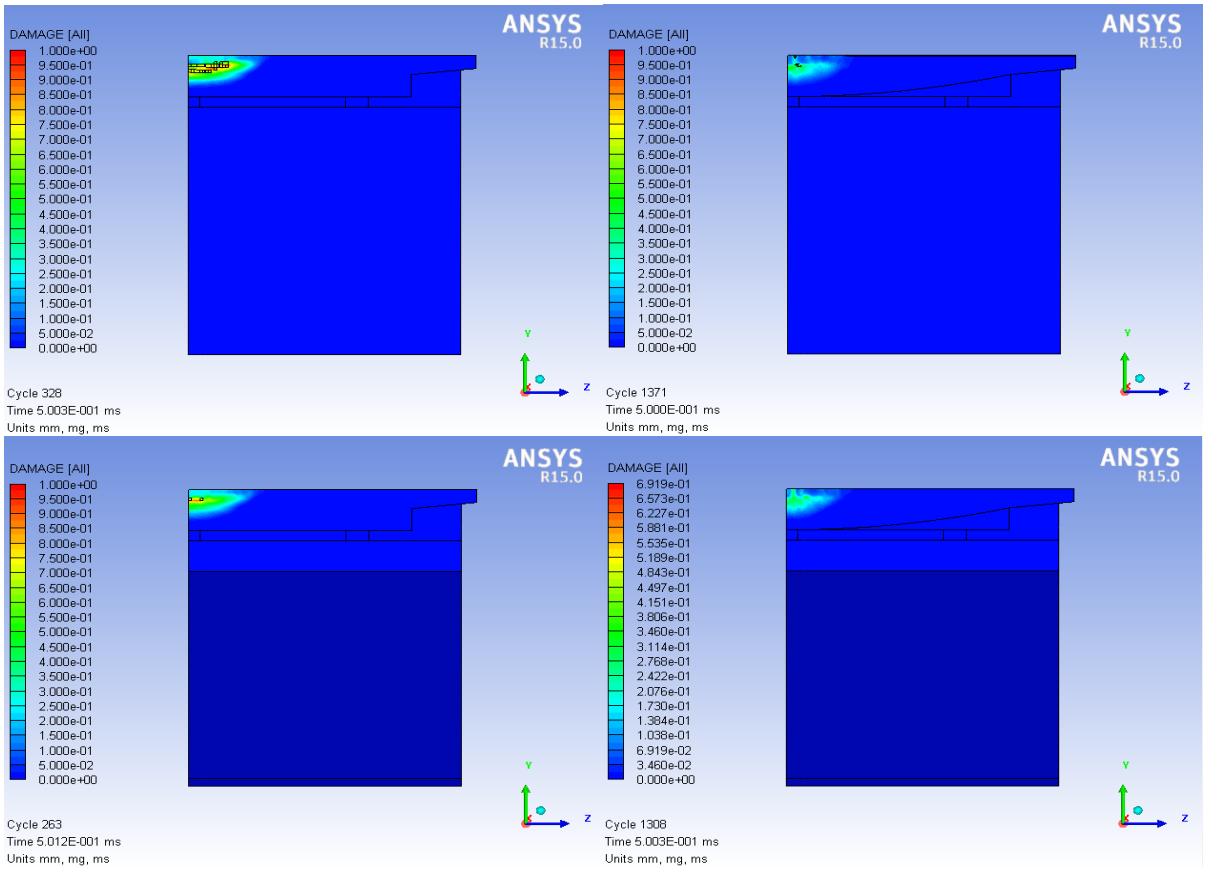
Slika 9.20 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - donja ploha



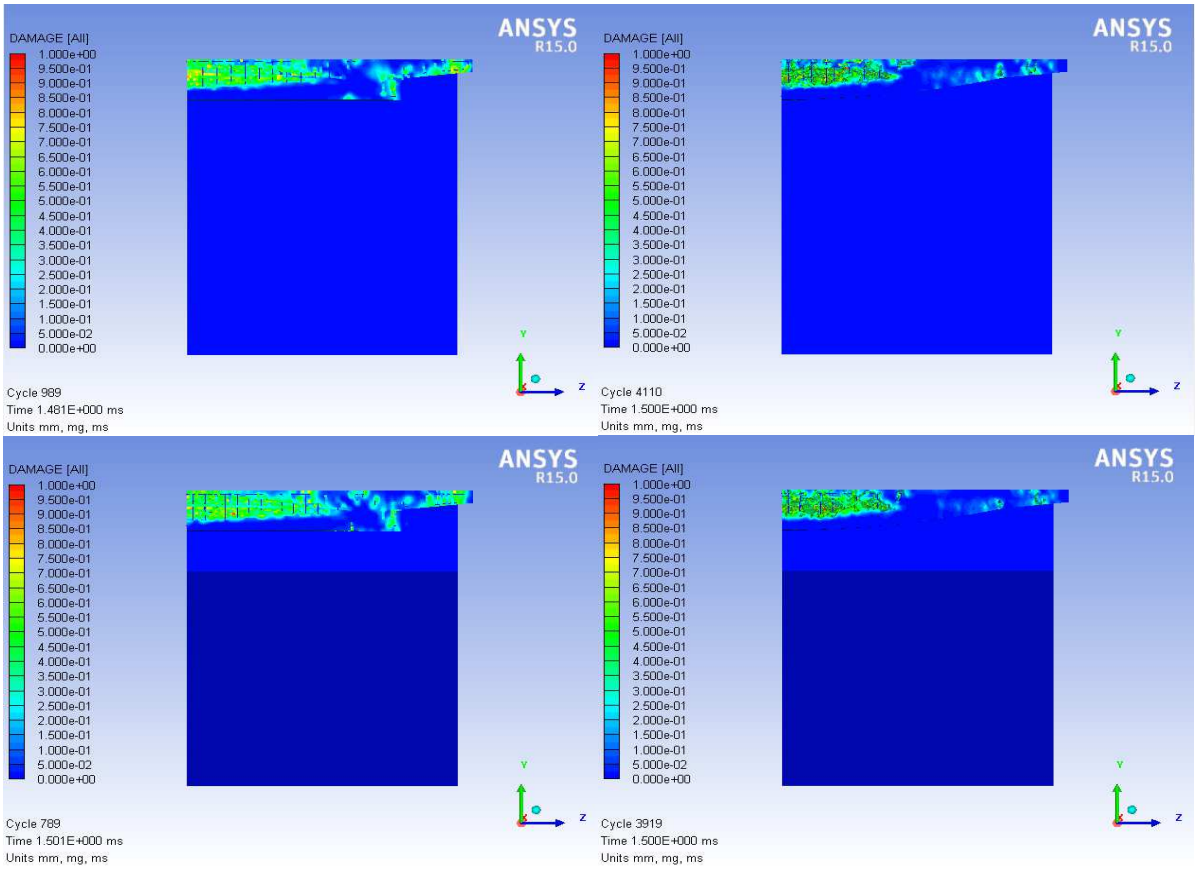
Slika 9.21 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - donja ploha

Prilikom udara vala eksplozije u rasponsku konstrukciju dolazi do savijanja poprečnog presjeka prema gore što uzrokuje vlačna naprezanja u gornjoj zoni nosača. Nosač je dimenzioniran na djelovanje stalnog i prometnog opterećenja koja djeluju u suprotnom smjeru, odnosno u smjeru gravitacije što je u ovome slučaju suprotno od smjera djelovanja eksplozije. To znači da je glavna armatura smještena u donjoj zoni nosača i na ovaj način ne sudjeluje u preuzimanju naprezanja nastalih djelovanjem eksplozijom. Pri djelovanju eksplozija ispod mosta ukupnoj nosivosti doprinosi konstruktivna armatura postavljena u gornju zonu nosača koja prilikom djelovanja tlaka eksplozije postaje vlačna zona.

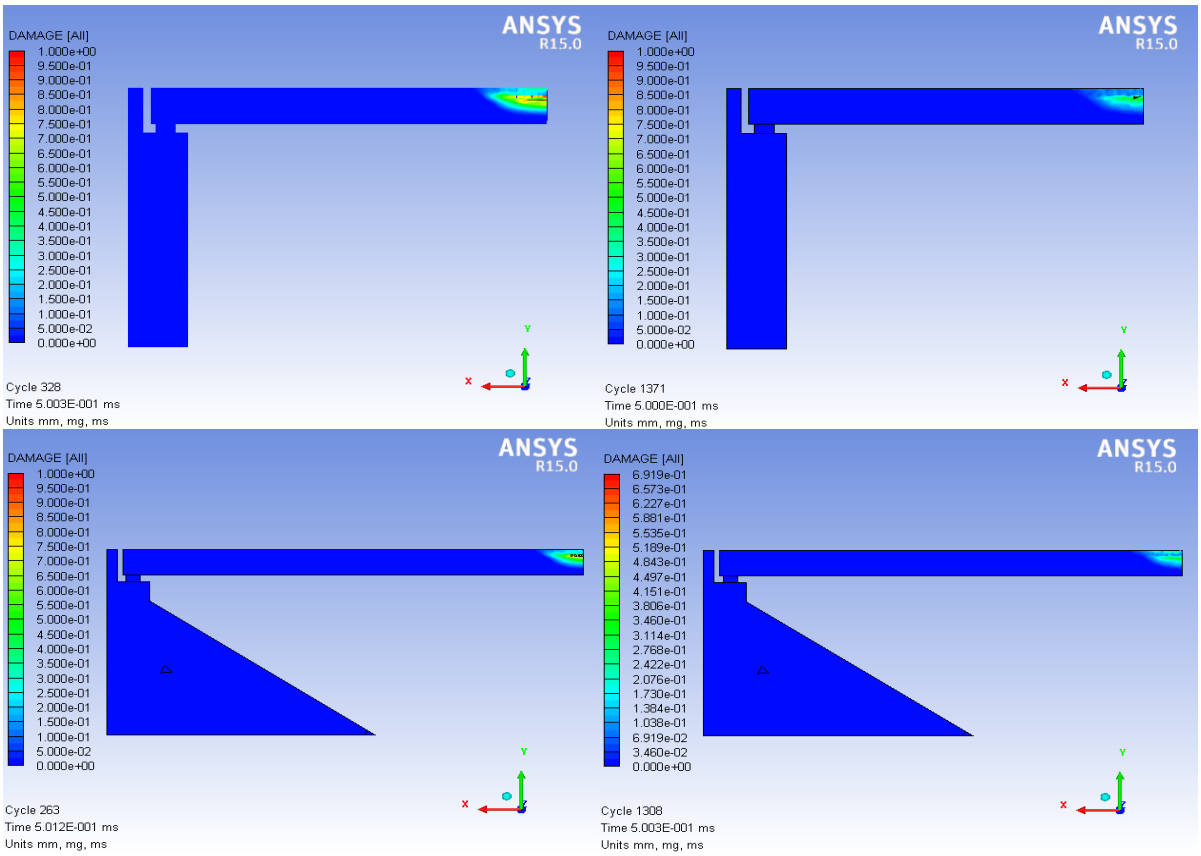
Slika 9.22 prikazuje nastanak oštećenja na poprečnom presjeku uslijed nastanka vlačne zone u gornjoj zoni nosača. Kako se vidi na Slika 9.23 kasnije dolazi do širenja vlačne zone i raslojavanja poprečnog presjeka kako otkazuju slojevi materijala. Ista pojava se može zamijetiti na Slika 9.24 i Slika 9.25 samo u uzdužnom smjeru.



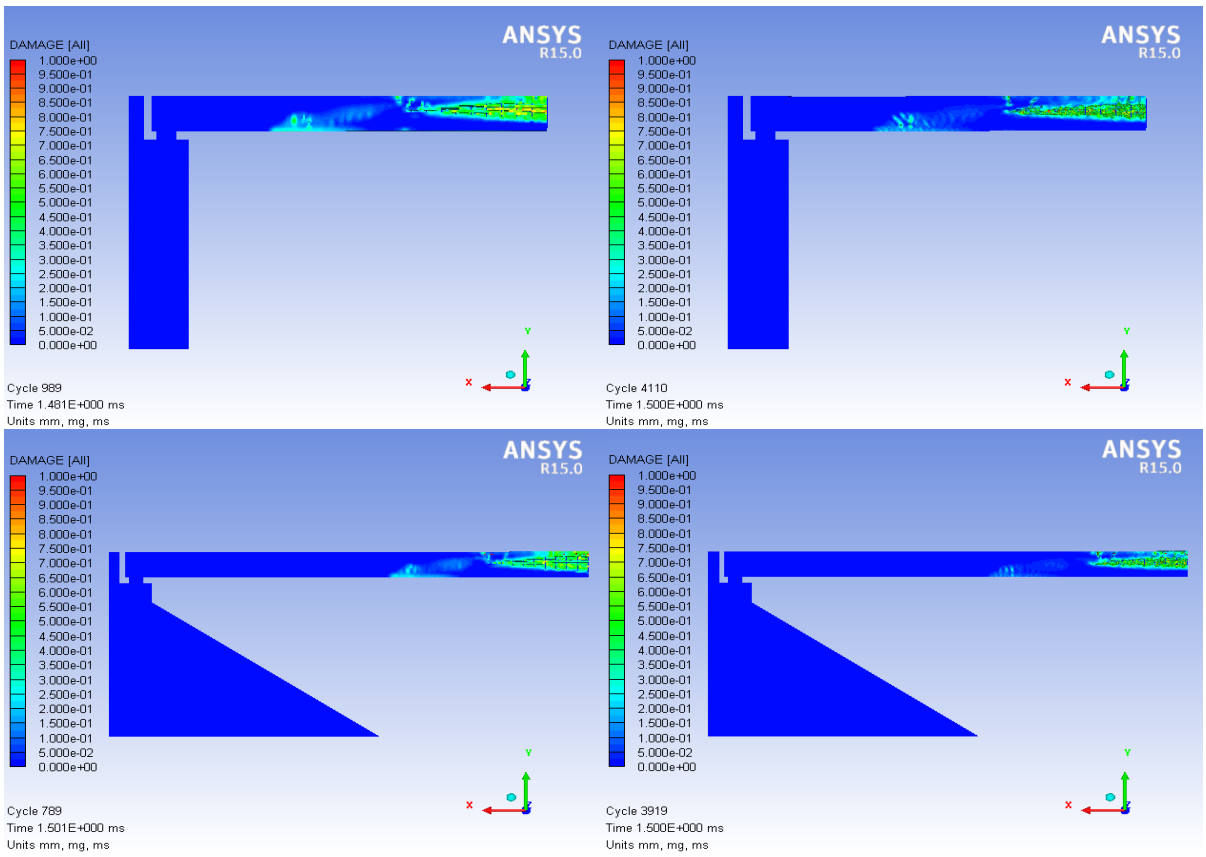
Slika 9.22 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - poprečni presjek



Slika 9.23 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - poprečni presjek

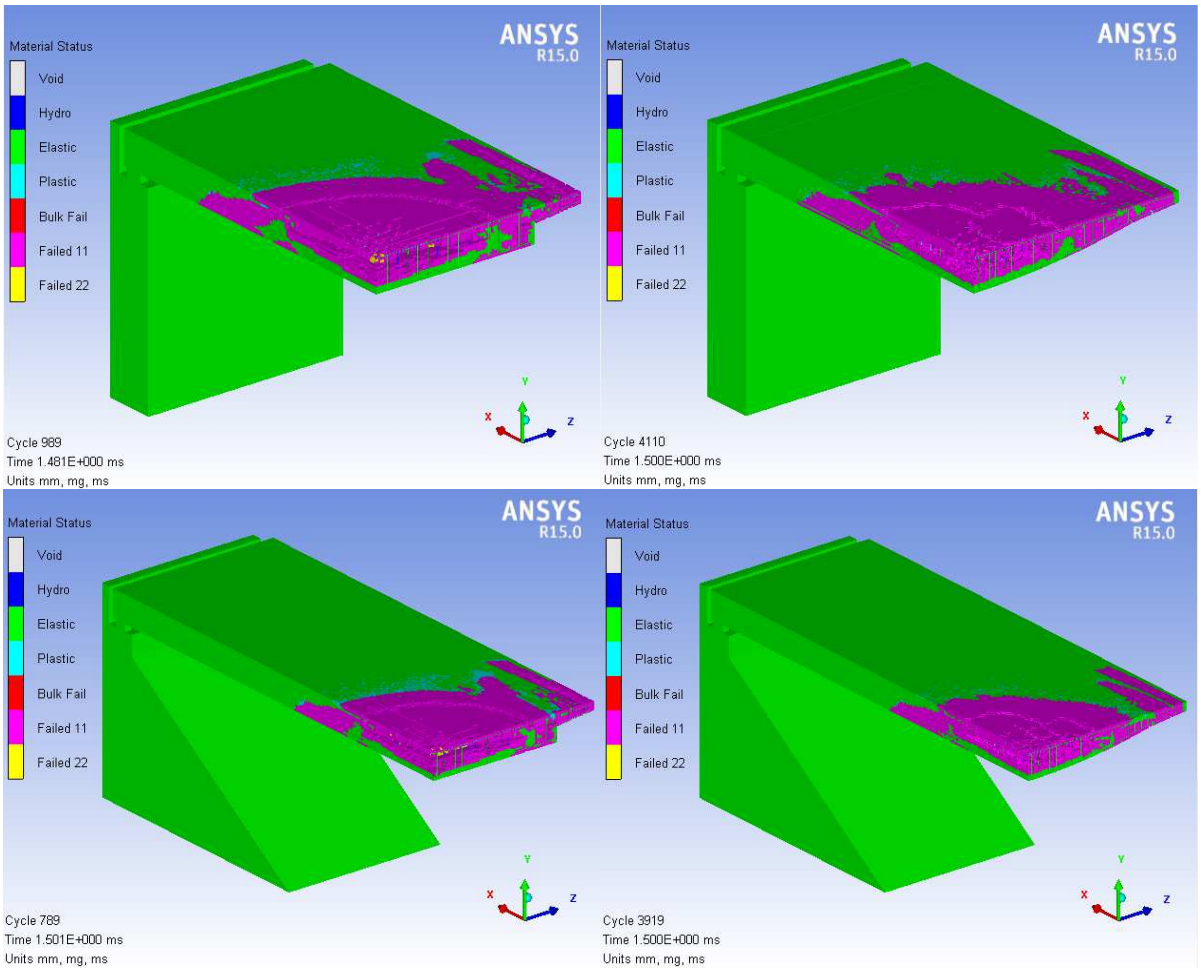


Slika 9.24 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - uzdužni presjek



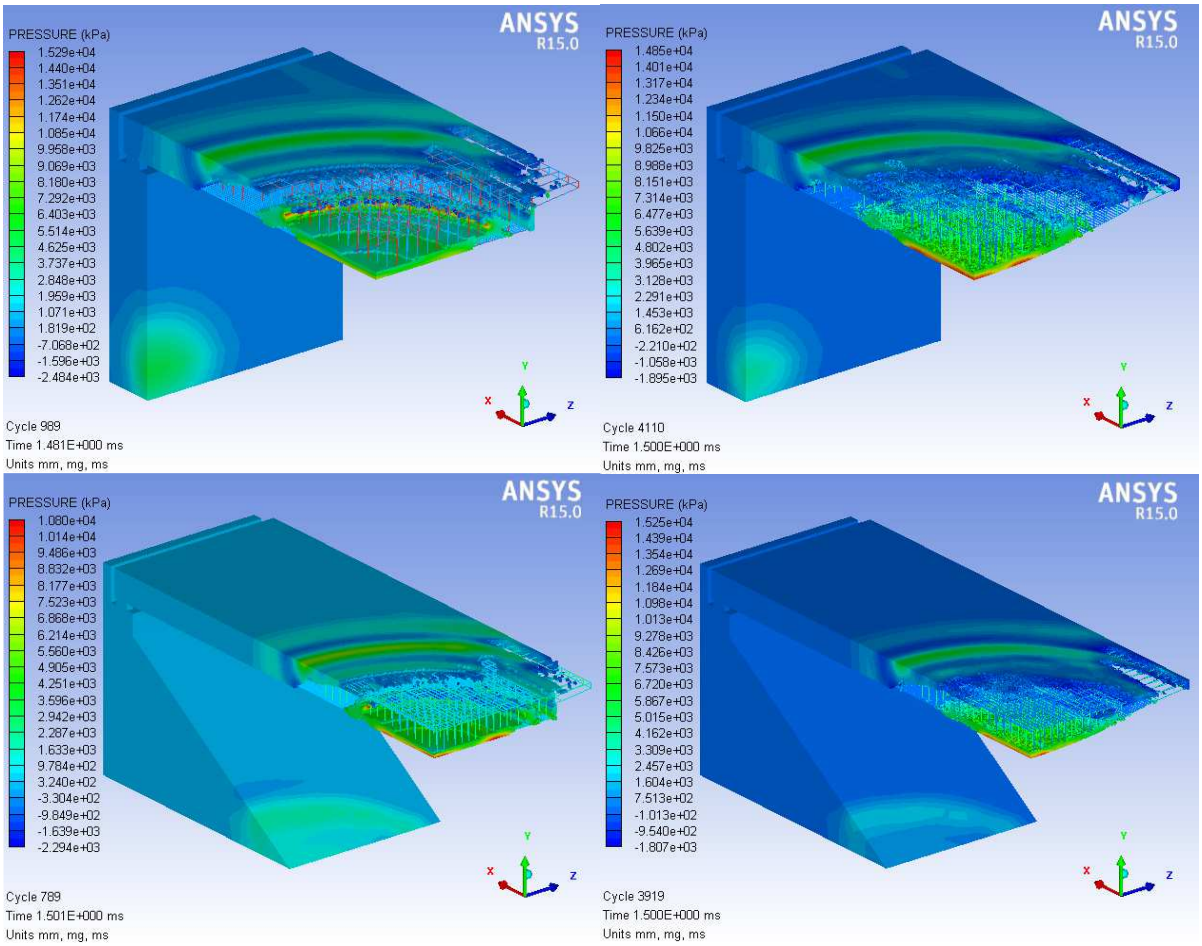
Slika 9.25 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - uzdužni presjek

Slika 9.26 prikazuje stanje materijala i rasponskog sklopa nadvožnjaka u trenutku 1,5 ms od početka simulacije. Na slici se može vidjeti kako je došlo do sloma većine središnjeg dijela nosača (ljubičasto obojeni elementi na slici) i plastifikacije okolnih elemenata. Uzimajući u obzir razinu oštećenja rasponskog sklopa, može se reći kako je došlo do sloma konstrukcije i više nije pogodna za korištenje, odnosno potrebna je njezina zamjena.

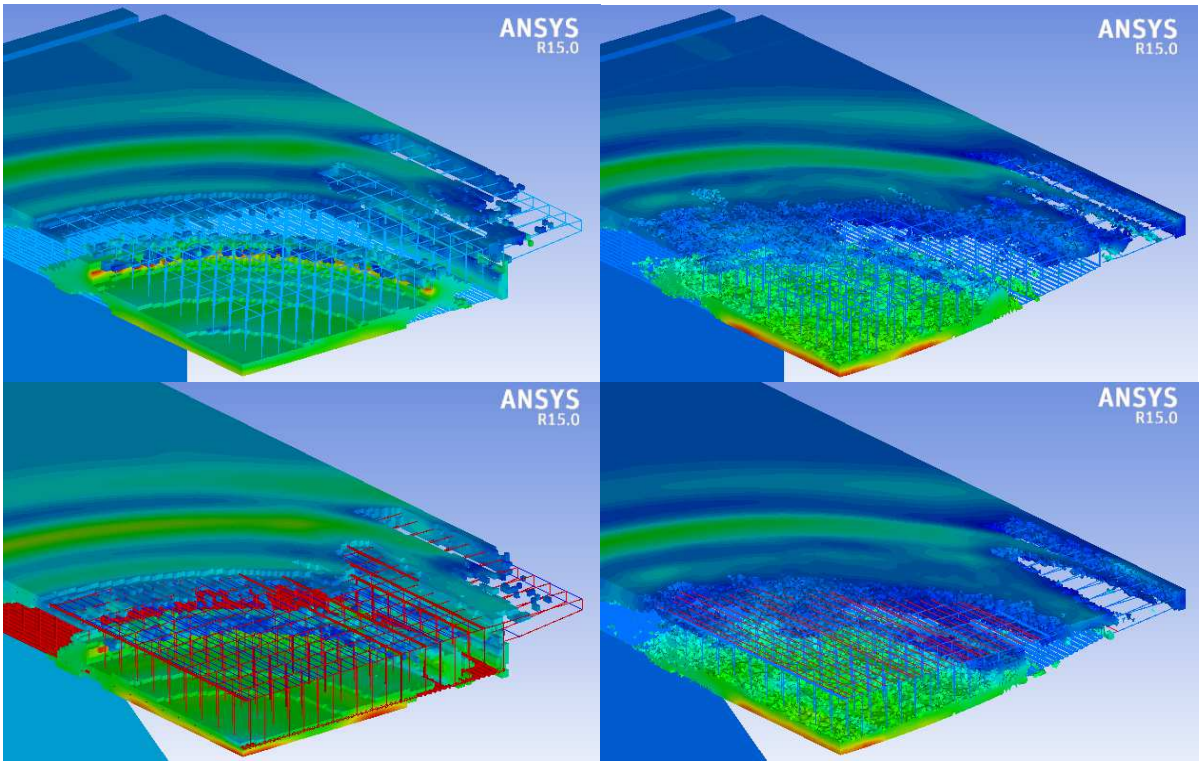


Slika 9.26 – Stanje materijala u t=1,5 ms

Prethodno opisano oštećenje rasponske konstrukcije prikazano je na Slika 9.27 i Slika 9.28. Na slikama su uklonjeni elementi nosača u kojima je prekoračena zadana granica sloma (vlačna čvrstoća betona i armature) i na taj način jasnije se vidi razina oštećenja konstrukcije. Može se uočiti kako je cijeli donji dio nosača u sredini raspona odvojen od ostatka konstrukcije. Ako se promotre sva četiri nadvožnjaka, razine oštećenja podjednako su velike i na svim nadvožnjacima uzrokuju slom odnosno rušenje.



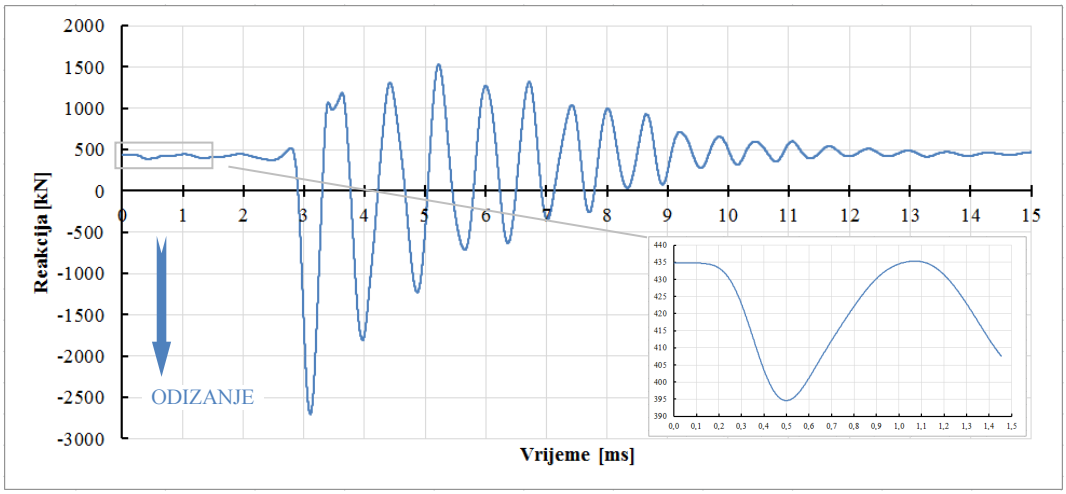
Slika 9.27 – Oštećenje nakon uklanjanja elemenata koji su dosegli kriterij sloma



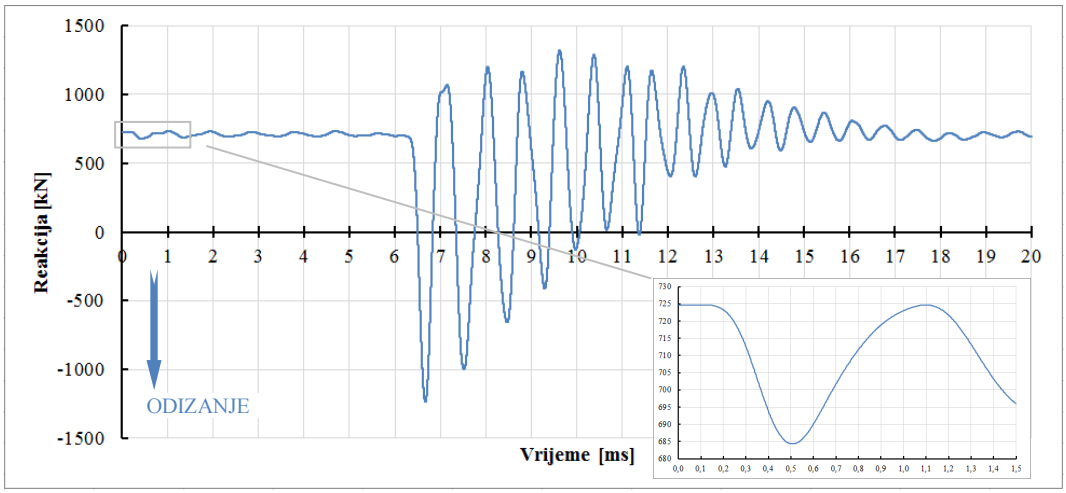
Slika 9.28 – Oštećenje rasponske konstrukcije

9.8 Odizanje nadvožnjaka

Budući da je rasponski sklop nadvožnjaka (najčešće) oslonjen na neusidreni elastomerni ležaj, ležaj Tip 1, postoji mogućnost odizanja sklopa uslijed vertikalnog djelovanja tlaka vala eksplozije. Ako se uzme u obzir ukupno oštećenje rasponskog sklopa (oštećenje u sredini raspona gdje su tlakovi tijekom djelovanja valne fronte najveći) neće doći do odizanja sklopa i skliznuća s elastomernih ležajeva jer oštećenje dostiže kritičnu vrijednost prije nego što se rasponski sklop uspije odići. Ako se isključi oštećenje rasponskog sklopa, odnosno ako se omogući dovoljna otpornost sklopa nekom od mjera ojačanja prije kritičnog oštećenja, može doći do odizanja i skliznuća rasponskog sklopa s elastomernog ležaja. U tom slučaju potrebno je osigurati usidrenje ležaja u rasponski sklop (Tip 2 ili 4), ali ako ni to nije dovoljno, u odnosu na veličinu sile odizanja potrebno je sidriti rasponski sklop u upornjak koristeći natege provučene kroz sam ležaj ili pored njega.



Slika 9.29 – Reakcija nadvožnjaka Tip 1 za 680 kg TNT-a (isključeno oštećenje)



Slika 9.30 – Rakcija nadvožnjaka Tip 2 za 680 kg TNT-a (isključeno oštećenje)

Nakon udara eksplozije u konstrukciju dolazi do širenja vala po donjem licu rasponskog sklopa, ali i po licu zida upornjaka. Reflektirani valovi se ponovno sudaraju i međusobno pojačavaju na mjestu kontakta rasponskog sklopa i upornjaka, na mjestu elastomernog ležaja. U tom trenutku dolazi do skoka u vrijednosti reakcije, na oba tipa nadvožnjaka (Tip 1 – 3 ms, iznos reakcije 3300 kN; Tip 2 – 6 ms, iznos reakcije 2000 kN). Slika 9.29 i Slika 9.30 prikazuju oscilacije reakcija za oba tipa promatranih nadvožnjaka te skok u vrijednosti reakcije. Uslijed prolaza vala između rasponskog sklopa i ležajne grede upornjaka (na koju je postavljen elastomerni ležaj) dolazi do uzastopnih odbijanja vala od stijenke elemenata što se očituje u oscilacijama vrijednosti reakcija (Tabela 9.2 i Tabela 9.3). Analiza omjera perioda osciliranja reakcija oba tipa nadvožnjaka pokazuje da je omjer približno jednak 1 (Tabela 9.4) iz čega možemo zaključiti kako su oscilacije reakcija rezultat oscilacije opterećenja uzrokovanog djelovanjem vala na rub rasponskog sklopa.

Tabela 9.2 – Periodi oscilacije reakcije za nadvožnjak Tip 1

Nadvožnjak Tip 1			
Osnovni period		T_1 [s]	0,19194
t_1 [ms]	t_2 [ms]	T [ms]	T/T_1 (*10^{-3})
2,9014	3,7706	0,8692	4,53
3,7706	4,6685	0,8979	4,68
4,6685	5,4496	0,7811	4,07
5,4496	6,2350	0,7854	4,09
6,2350	6,9193	0,6843	3,57
6,9193	7,6250	0,7056	3,68

Tabela 9.3 – Periodi oscilacije reakcije za nadvožnjak Tip 2

Nadvožnjak Tip 2			
Osnovni period		T_1 [s]	0,53201
t_1 [ms]	t_2 [ms]	T [ms]	T/T_1 (*10^{-3})
6,4977	7,3449	0,85	1,59
7,3449	8,2692	0,92	1,74
8,2692	9,1615	0,89	1,68
9,1615	9,9005	0,74	1,39

Tabela 9.4 – Omjeri perioda oscilacija reakcija

T_m [ms]	T_p [ms]	T_m/T_p
0,87	0,85	1,03
0,90	0,92	0,97
0,78	0,89	0,88
0,79	0,74	1,06

9.9 Procjena stanja nadvožnjaka nakon djelovanja eksplozije

Tlak eksplozije opada s povećanjem udaljenosti od izvora te su najveće posljedice djelovanja lokalizirane u blizini točke detonacije. Kao rezultat, oštećenje konstrukcije na strani koja je okrenuta prema točki detonacije znatno je veće nego oštećenje na suprotnoj strani. Međutim, u urbanim sredinama, odbijanje od okolne objekte može utjecati na raspodjelu oštećenja.

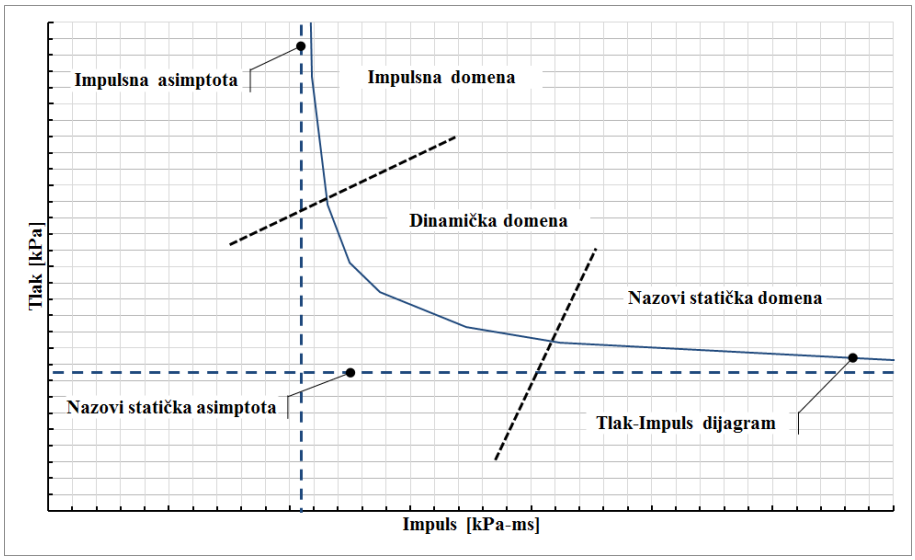
Trajanje opterećenja pri eksploziji je vrlo kratko i mjeri se u tisućinkama sekunde tj. milisekundama.To je znatno drugačije u odnosu na trajanje potresa i vjetra, čija se trajanja mjere u sekundama ili u situacijama poplava i oluja, u satima. Zbog toga masa konstrukcije ima jak učinak smanjenja odgovora konstrukcije jer je potrebno određeno vrijeme da se masa konstrukcije pokrene. Do trenutka kada se masa pokrene opterećenje je prošlo čime se smanjuje odgovor. To je suprotno potresu, gdje su uzrokovane sile otprilike u jednakom vremenskom okviru kao i odgovor mase konstrukcije što može prouzrokovati rezonantni učinak koji povećava oštećenje.

Tlak-impuls (TI) dijagram je alat koji omogućuje pojednostavljenu procjenu ponašanja konstrukcijskog elementa izloženog djelovanju određenog opterećenja (npr. opterećenje eksplozijom). Kada projektant definira maksimalnu vrijednost određenog parametra odziva, dijagram predstavlja kombinaciju tlaka i impulsa koji će uzrokovati jednaku razinu oštećenja promatranog konstrukcijskog elementa.

TI dijagrami su najčešće izvedeni iz analize sustava s jednim stupnjem slobode (SDOF), pretpostavljajući savijanje kao dominantan oblik odziva bez uzimanja u obzir oštećenja uslijed posmika. Analitičke TI krivulje često su izvedene pretpostavljajući idealizirane elastično – idealno plastične materijale [1].

Slika 9.31 prikazuje standardni TI dijagram. Dvije asimptote definiraju granične vrijednosti za svaki parametar. Opterećenja s vrlo kratkim trajanjem u odnosu na osnovnu frekvenciju konstrukcije se nazivaju impulsna opterećenja te je u tom slučaju konstrukcija osjetljiva samo na odgovarajući impuls, a ne i na vršni tlak. Zbog toga, asimptota impulsa predstavlja

minimalni impuls potreban da se dosegne određena razina oštećenja te je asimptotski dosegnuta TI krivuljom pri visokim tlakovima. Kada je trajanje opterećenja dulje nego osnovna frekvencija konstrukcije, nastaje nazovi statičko opterećenje, što znači da parametar odgovora postaje neosjetljiv na impuls (dinamička priroda opterećenja)



Slika 9.31 – Shematski prikaz standardnog dijagrama tlak-impuls

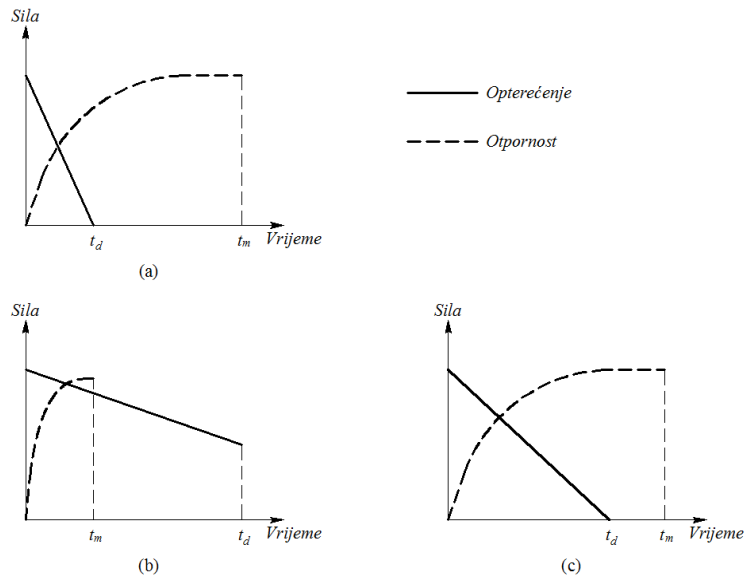
TI dijagram naglašava kombinaciju vršnog opterećenja i impulsa (ili ekvivalentne bezdimenzijske veličine) za određeni odziv (ili razinu oštećenja). TI dijagram ili krivulja iso-oštećenja, omogućuje laganu procjenu odgovora konstrukcijskog elementa na određeno opterećenje. S definiranim maksimalnim pomakom ili razinom oštećenja, TI krivulja označuje kombinaciju opterećenja ili tlaka i impulsa koji će prouzrokovati slom ili određenu razinu oštećenja. Zapravo granica dijeli krivulju u dva područja. Kombinacija tlaka i impulsa s lijeve strane i ispod TI krivulje neće uzrokovati slom, dok kombinacija s desne strane i iznad TI krivulje uzrokuje oštećenje koje prelazi dopuštenu granicu (odabrana granica oštećenja). Dobro je poznato iz dinamike konstrukcija da postoji veza između osnovne frekvencije (koja izravno utječe na vrijeme odgovora) konstrukcijskog elementa i trajanja funkcije opterećenja. Ta veza najčešće je kategorizirana u tri režima: impulsni, nazovi statički i dinamički. U odnosu na spektar odziva, TI krivulja bolje razlikuje područje impulsnog opterećenja od nazovi statičkog.

U režimu opterećenja impulsom, trajanje opterećenja je kratko u odnosu na odgovor sustava (koji je pod utjecajem osnovne frekvencije sustava). Opterećenje je zapravo primijenjeno na konstrukciju i uklonjeno prije nego što je došlo do značajne deformacije, kako je prikazano na Slika 9.32a. Zbog toga se može pretpostaviti da je maksimalni odgovor neovisan o

vremenskom tijeku opterećenja što znači da je maksimalni odgovor uglavnom uzrokovan djelovanjem impulsa.

Za nazovi statički režim, trajanje opterećenja znatno je dulje nego trajanje odgovora konstrukcije. Opterećenje se vrlo malo disipira prije nego što se dosegne maksimalna deformacija ili otpornost pri vremenu t_m (Slika 9.32b). Za razliku od impulsnog opterećenja, odgovor u nazovi statičkom režimu ovisi samo o vršnom opterećenju i krutosti konstrukcije. Međutim, kao i kod impulsnog režima, maksimalni odgovor nije pod utjecajem vremenskog tijeka opterećenja.

Treći režim, dinamički režim, nalazi se između impulsnog i nazovi statičkog režima. U tom području trajanje opterećenja i vrijeme potrebno da se postigne maksimalni odgovor sustava su približno jednake ili jednake veličine, kako je prikazano na Slika 9.32c. Analiza odgovora konstrukcije u tom režimu znatno je složenija te je pod velikim utjecajem vremenskog tijeka opterećenja.



Slika 9.32 – Odgovori konstrukcije: (a) impulsni; (b) nazovi statički i (c) dinamički režim

Potencijalne posljedice na konstrukcije uslijed djelovanja eksplozija uključuju (Tabela 9.6):

1) minimalno do nikakvo oštećenje konstrukcije,
2) manje oštećenje konstrukcije, takvo da je u potpunosti iskorišten sustav zaštite te je konstrukcija pogodna za daljnje korištenje uz manje popravke,
3) teško oštećenje konstrukcije bez rušenja, takvo da je sustav zaštite djelomično iskorišten, te je potrebna rekonstrukcija nakon eksplozije,

4) rušenje konstrukcije bez ikakve zaštite od djelovanja eksplozije, ugrožavajući sigurnost osoba te uzrokujući veliki financijski gubitak.

Kada su omjeri deformacija odgovora konstrukcije jednaki 1 ili manji te rotacije plastičnih zglobova 0, nakon eksplozije se očekuje minimalno ili nikakvo oštećenje. Kada omjer deformacije i rotacija plastičnog zgloba dosegne visoke razine očekuje se slom konstrukcijskog elementa.

Trenutne vrijednosti omjera deformacije odgovora konstrukcije i rotacija plastičnih zglobova odgovaraju trenutnim posljedicama djelovanja tlaka vala eksplozije. Zbog toga dopuštajući plastično ponašanje konstruktivnim elementima omogućavamo učinkovito korištenje materijala te sprječavamo neželjene posljedice uz pretpostavku da se plastično ponašanje zadrži u određenim prihvatljivim granicama.

Prihvatljive posljedice mogu se ostvariti za konstrukcije kod kojih se omjer deformacija penje preko jedan međutim dosezanje značajnih neelastičnih deformacija zahtjeva duktilno savojno ponašanje uključujući formiranje plastičnih zglobova na kritičnim mjestima konstrukcije ili konstrukcijskog elementa. Kako bi nastali spomenuti plastični zglobovi te kako bi došlo do redistribucije djelovanja, konstrukcijski element mora imati mogućnost podnošenja rotacija povezanih s dosezanjem i održavanjem kapaciteta plastičnog momenta. Zbog toga posljedice ovise o kapacitetu rotacije zglobova kao i razini omjera deformacija (Tabela 9.5). Drugi faktori, kao lokalno izvijanje, nedovoljna posmična nosivost i krti slom mogu uzrokovati slom elementa prije dosezanja punog savojnog kapaciteta. Preuranjeni slom uzrokovan tim faktorima mora se spriječiti kako bi se osigurao dovoljan kapacitet rotacije za razvijanje pune plastične čvrstoće elementa. Kada krto ponašanje uvjetuje globalno ponašanje konstrukcije, značajna oštećenja se mogu pojaviti pri niskim razinama omjera deformacije i rotacijama plastičnih zglobova.

Tabela 9.5 – Veza razine oštećenja i odgovora na eksploziju AB konstrukcija

Razina oštećenja	Omjer deformacije (duktilnost)	Rotacija plastičnog zgloba
1	1 do 3	0° do 1°
2	3 do 6	1° do 2°
3	6 do 10	2° do 4°
4	>10	>4°

Tabela 9.6 – Razine oštećenja za procjenu posljedica djelovanja eksplozije

Razina oštećenja	Posljedica na konstrukciju
Manje oštećenje	Konstrukcija zadržava svoju ulogu. Konstrukcija je upotrebljiva nakon eksplozije. Potrebni su samo manji popravci. Mala je ugroza na osobe uslijed oštećenja konstrukcije.
Umjereno oštećenje	Konstrukcija zadržava svoju ulogu. Konstrukcija nije upotrebljiva nakon eksplozije. Potrebni su samo veći popravci čiji se troškovi približavaju ili su veći od troškova zamjene. Postoji ugroza ozljeda osoba uslijed oštećenja konstrukcije.
Veliko oštećenje (početak rušenja)	Zaštita zgrade na djelovanje eksploziju je umanjena. Velika opasnost o ozljeda osoba uslijed oštećenja konstrukcije.
Totalno uništenje i rušenje	Konstrukcija je uništena. Velika opasnost po život.

Za konstrukciju TI krivulja nadvožnjaka odabrane su četiri razine duktilnosti poprečnog presjeka prema preporukama danim u FEMA 426. Za pojedinu razinu oštećenja odabrana je gornja granica duktilnosti prema kojoj su konstruirane TI krivulje. Razine duktilnosti navedene su u Tabela 9.7. Duktilnosti 1 označava granicu popuštanja poprečnog presjeka nadvožnjaka za dane geometrijske i materijalne karakteristike odnosno omjer deformacije pri granici popuštanja i krajnje dopuštene deformacije nadvožnjaka (linearno ponašanje). Za razinu oštećenja 1 je odabrana duktilnost 3 što predstavlja dopuštenu krajnju deformaciju u trostrukoj vrijednosti granice popuštanja. Te vrijednosti duktilnosti (od 1 do 3) su uobičajene prilikom seizmičkog proračuna mostova. Za razinu 2 i 3 su također odabrane vrijednosti duktilnosti na gornjoj granici, dok je razinu oštećenja 4 odabrana duktilnost nešto veća od maksimalno preporučene prema FEMA 426. Za dane duktilnosti izračunate su TI krivulje koristeći SBEDS program [95]. Program je temeljen na Excel podlozi i pretpostavlja konstrukciju kao sustava s jednim stupnjem slobode.

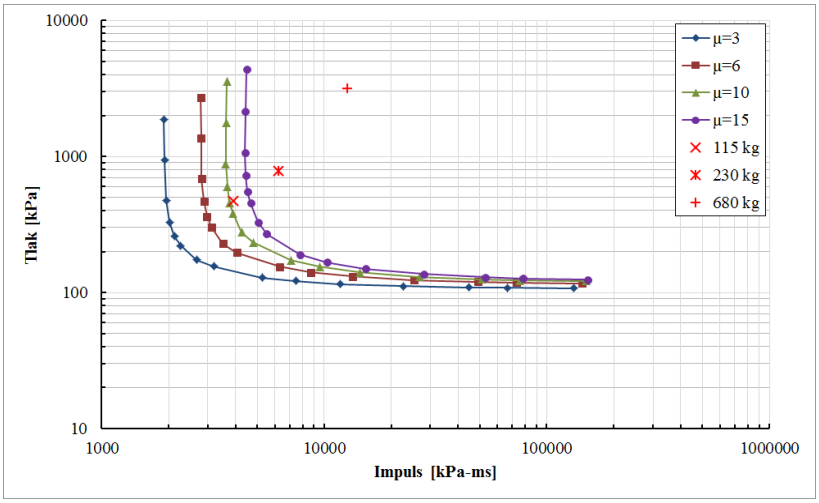
Tabela 9.7 – Kriteriji za konstrukciju TI krivulje

T-I krivulja	Duktilnost	Kontrolni pomak, X_m (mm)	
		Tip 1	Tip 2
1	3	9,04	30,63
2	6	18,08	61,25
3	10	30,13	102,08
4	15	45,20	153,13

Slika 9.33 (Slika 9.34) i Tabela 9.8 (Tabela 9.9) prikazuju dobivene TI krivulje za odabrane duktilnosti nadvožnjaka. Na Slika 9.33 i Slika 9.34 su osim TI krivulja prikazane kombinacije vrijednosti tlaka i impulsa dobivene za nadvožnjak izložen djelovanju tri pretpostavljene količine TNT-a (115 kg, 230 kg i 680 kg). Usporedbom numerički dobivenih rezultati za nadvožnjak Tip 1 (Slika 9.33) s vrijednostima TI krivulja konstruiranih za odabrane duktilnosti vidi se kako su vrijednosti dobivene za 230 kg i 680 kg eksploziva iznad krajnje krivulje za duktilnost 15 što znači da se postiže razina oštećenja 4 i dolazi do totalnog uništenja i rušenja nadvožnjaka prilikom djelovanje navedenih količina eksploziva. Par vrijednosti tlaka i impulsa za 115 kg eksploziva se nalazi između krivulje za razinu oštećenja 3 i 4 iz čega možemo zaključiti da je oštećenje nadvožnjaka znatno manje nego za preostale dvije količine eksploziva, ali također dolazi do uništenja nadvožnjaka. Usporedbom numerički dobivenih rezultati za nadvožnjak Tip 2 (Slika 9.34) s vrijednostima TI krivulja konstruiranih za odabrane duktilnosti vidi se kako su vrijednosti dobivene za 230 kg i 680 kg eksploziva iznad krajnje krivulje za duktilnost 15 što znači da se postiže razina oštećenja 4 i dolazi do totalnog uništenja i rušenja nadvožnjaka prilikom djelovanje navedenih količina eksploziva. Par vrijednosti tlaka i impulsa za 115 kg eksploziva se nalazi između krivulje za razinu oštećenja 1 i 2 iz čega možemo zaključiti da je oštećenje nadvožnjaka znatno manje nego za preostale dvije količine eksploziva, ali dolazi do velikog lokalnog oštećenja nadvožnjaka u području sredine raspona.

Tabela 9.8 – Parametri TI krivulja za nadvožnjak Tip 1

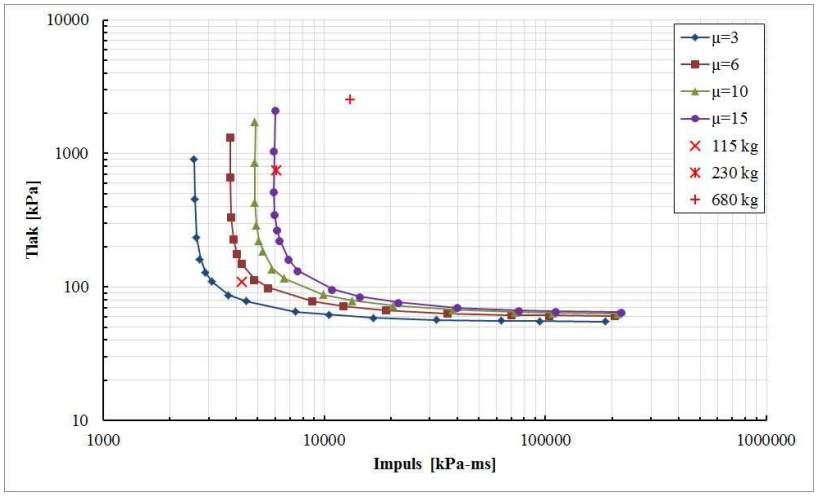
Br. točke	***TI krivulja 1***		***TI krivulja 2***		***TI krivulja 3***		***TI krivulja 4***	
	Max. pomak=9.04 mm		Max. pomak=18.08 mm		Max. pomak=30.13 mm		Max. pomak=45.2 mm	
	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)
1	1857,32	1902,46	2723,93	2790,14	3560,69	3647,24	4381,34	4487,82
2	936,12	1917,74	1365,90	2798,20	1768,76	3623,50	2158,38	4421,68
3	476,46	1952,18	685,29	2807,78	881,56	3611,94	1072,04	4392,38
4	328,68	2019,99	468,07	2876,65	597,49	3672,06	723,40	4445,89
5	259,13	2123,41	361,93	2965,80	458,24	3755,01	551,58	4519,88
6	221,07	2264,41	303,26	3106,35	380,16	3894,00	454,82	4658,74
7	173,57	2666,88	228,41	3509,46	277,41	4262,24	328,77	5051,35
8	155,78	3191,31	196,95	4034,65	233,25	4778,30	268,86	5507,90
9	128,62	5269,95	154,18	6316,96	172,89	7083,66	189,87	7779,48
10	121,55	7470,20	141,08	8670,48	154,98	9524,75	166,90	10257,33
11	115,33	11813,69	130,95	13413,10	141,05	14447,99	149,22	15284,53
12	110,95	22729,09	123,45	25290,27	130,61	26756,13	136,27	27916,81
13	109,00	44660,20	119,87	49111,85	125,14	51271,65	129,00	52854,30
14	108,22	66509,31	118,61	72893,63	122,98	75582,29	126,90	77987,98
15	107,48	132113,11	116,93	143722,87	121,68	149568,96	124,34	152829,36



Slika 9.33 – TI krivulje za predviđanje oštećenja nadvožnjaka Tip 1

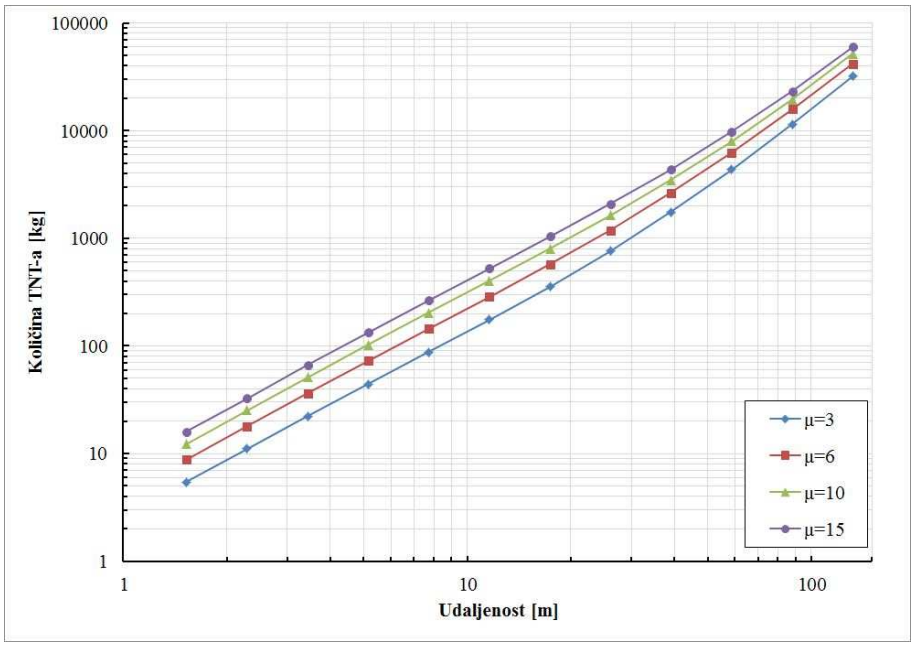
Tabela 9.9 – Parametri TI krivulja za nadvožnjak Tip 2

Br. točke	*TI krivulja 1*		*TI krivulja 2*		*TI krivulja 3*		*TI krivulja 4*	
	Max. pomak=30.63 mm		Max. pomak=61.25 mm		Max. pomak=102.08 mm		Max. pomak=153.13 mm	
	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)	Tlak (kPa)	Impuls (kPa-ms)
1	908,07	2583,72	1319,10	3753,22	1717,42	4886,56	2110,10	6003,84
2	457,70	2604,60	662,76	3771,49	855,90	4870,54	1042,44	5932,06
3	233,58	2658,45	333,48	3795,38	427,35	4863,74	518,57	5901,98
4	161,44	2756,13	228,35	3898,37	290,07	4951,96	350,19	5978,33
5	127,99	2913,34	177,09	4030,90	223,25	5081,64	268,11	6102,84
6	109,62	3118,87	148,88	4236,08	185,72	5284,31	221,46	6301,17
7	86,76	3702,70	113,48	4843,09	136,79	5838,05	161,24	6881,52
8	78,30	4455,86	98,41	5599,92	115,86	6592,95	132,83	7558,63
9	65,24	7424,92	78,03	8881,20	87,38	9944,71	95,72	10894,16
10	61,86	10559,87	71,85	12265,66	78,88	13466,12	84,81	14479,38
11	58,88	16753,05	67,03	19072,19	72,25	20557,42	76,38	21733,46
12	56,77	32307,51	63,45	36104,04	67,34	38317,70	70,12	39904,47
13	55,81	63521,80	61,80	70336,45	64,71	73653,06	66,73	75949,64
14	55,44	94643,61	61,23	104528,86	63,84	108993,60	65,50	111811,98
15	55,09	188093,95	60,60	206902,83	62,72	214150,46	64,59	220517,01

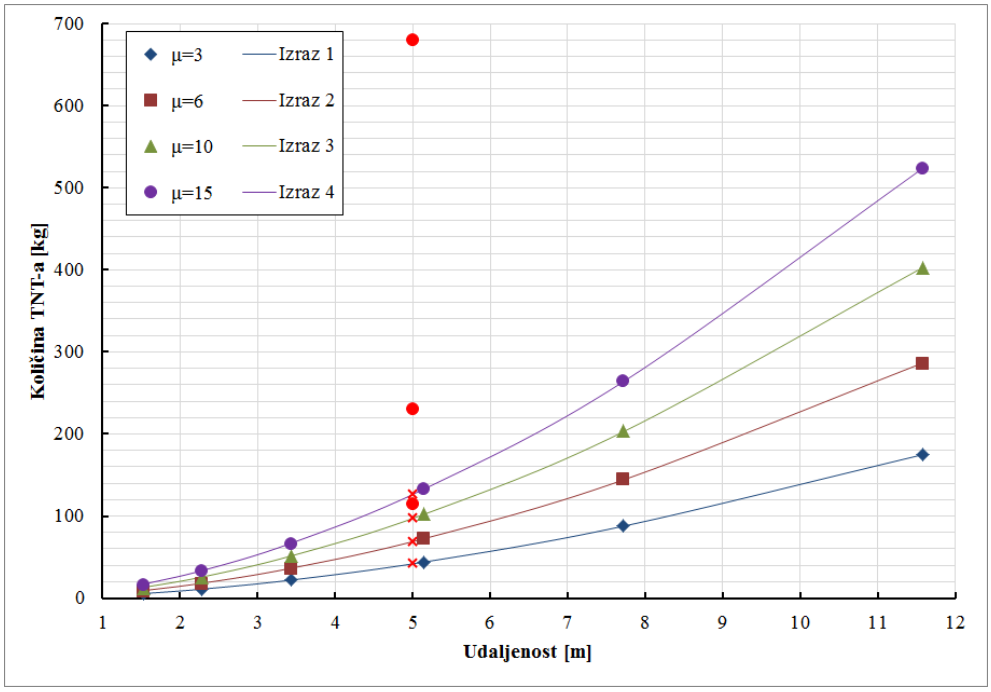


Slika 9.34 – TI krivulje za predviđanje oštećenja nadvožnjaka Tip 2

Nadalje su konstruirane krivulje količina eksploziva – udaljenost naboja (KU) za jednake razine duktilnosti nadvožnjaka pomoću kojih je moguće odrediti kritične količine eksploziva za koje se postiže odabrana razina duktilnosti mosta (Slika 9.35 i Slika 9.37). Na Slika 9.36 i Slika 9.38 krivulje su prikazane u kombinaciji s prethodno odabranim količinama eksploziva (crvene točke). Iz dijagama se može zaključiti kako su odabranim količinama prekoračene zadane duktilnosti nadvožnjaka. Osim toga kombinirano su prikazane KU krivulje dobivene SBEDS programom (pune linije) i krivulje dobivene ekstrapoliranim izrazima (crtkane linije) na temelju SBEDS rezultata. Koristeći ekstrapolirane izraze moguće je direktno odrediti kritičnu količinu eksploziva za odabranu udaljenost eksplozije. Crvenim križićima su prikazane kritične količine eksploziva dobivene ekstrapoliranim izrazima za 5 m udaljenosti eksploziva od rasponskog sklopa nadvožanjaka (Tabela 9.10).



Slika 9.35 – Krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 1



Slika 9.36 – Ekstrapolirane krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 1

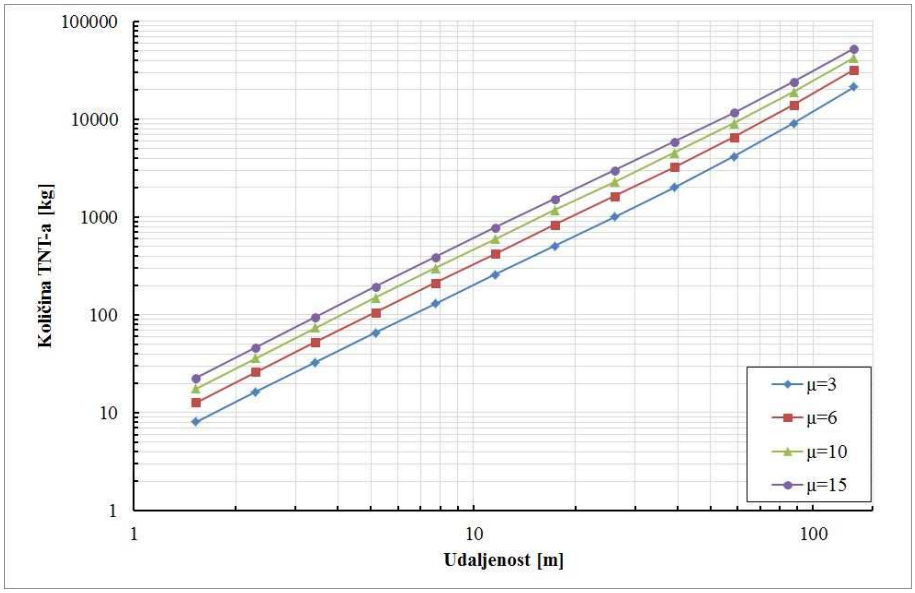
Krivulje kritične količine eksploziva za odabrane duktilnosti nadvožnjaka Tip 1:

μ=3 $$y = 2,727x^{1,699} \tag{9.1}$$

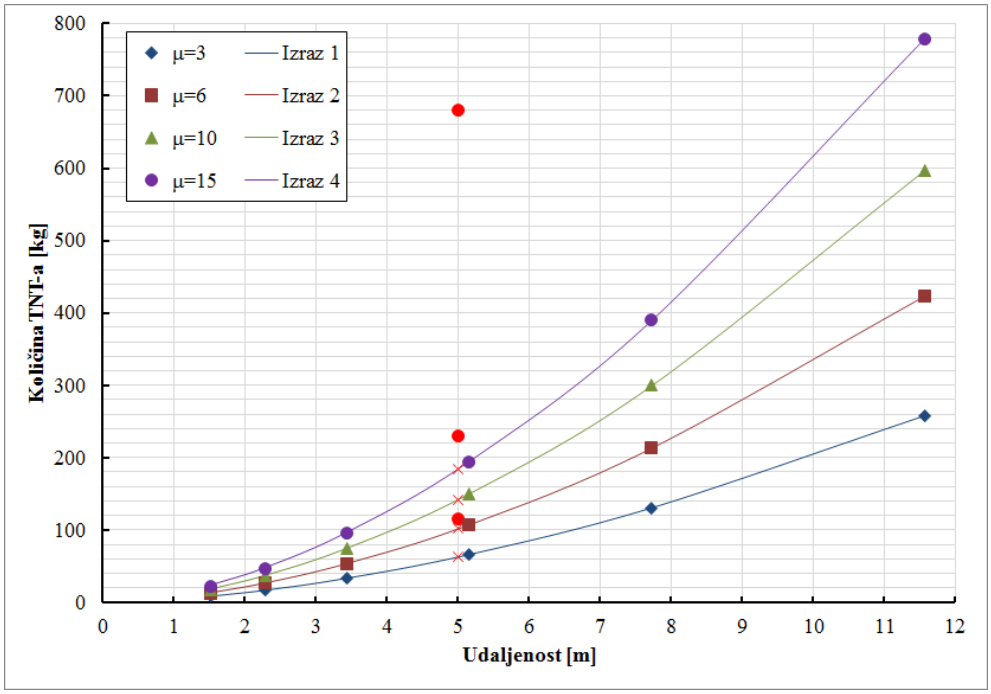
μ=6 $$y = 4,523x^{1,694} \tag{9.2}$$

μ=10 $$y = 6,390x^{1,692} \tag{9.3}$$

μ=15 $$y = 8,327x^{1,691} \tag{9.4}$$



Slika 9.37 – Krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 2



Slika 9.38 – Ekstrapolirane krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 2

Krivulje kritične količine eksploziva za odabrane duktilnosti nadvožnjaka Tip 2:

μ=3 $$y = 4{,}156x^{1{,}686} \tag{9.5}$$

μ=6 $$y = 6{,}572x^{1{,}701} \tag{9.6}$$

μ=10 $$y = 9{,}066x^{1{,}710} \tag{9.7}$$

μ=15 $$y = 11{,}66x^{1{,}716} \tag{9.8}$$

Tabela 9.10 – Kritične količine eksploziva [kg] u ovisnosti o predviđenoj udaljenosti naboja i duktilnosti

Tip nadvožnjaka	Udaljenost	Predviđena duktilnost			
	[m]	μ=3	μ=6	μ=10	μ=15
Tip 1	5	42,00	69,10	97,31	136,00
Tip 2	5	62,68	101,54	142,12	184,56

U Tabela 9.11 dano je izlistanje razlika u kritičnoj i upotrijebljenoj količini eksploziva. Usporedba korištenih količina eksploziva s kritičnim vrijednostima količina dobivenim koristeći ekstrapolirane izraze pokazuje kako su upotrijebljene količine eksploziva višestruko veće pa se zaključuje da će u skladu s tim doći do prekoračenja graničnih deformacija definiranih razinama duktilnosti i posljedično do rušenja nadvožnjaka.

Tabela 9.11 – Razlike u količinama eksploziva

Tip nadvožnjaka	Duktilnost	Kritične količine eksploziva [kg]	Višekratnik odabranih količina eksploziva		
			115 kg	230 kg	680 kg
Tip 1	3	42,00	2,7	5,5	16,2
	6	69,10	1,7	3,3	9,8
	10	97,31	1,2	2,4	7,0
	15	126,60	0,9	1,8	5,4
Tip 2	3	62,68	1,8	3,7	10,8
	6	101,54	1,1	2,3	6,7
	10	142,12	0,8	1,6	4,8
	15	184,56	0,6	1,2	3,7

10 ZAKLJUČAK

10.1 Općenito

Širenjem terorističkih prijetnji na sve veći dio svijeta te ulaskom Hrvatske u NATO savez i sudjelovanjem u mirovnim misijama vjerojatnost napada na stanovnike i infrastrukturu se znatno povećala. Najčešći oblik terorističkih napada je aktiviranje eksplozivne naprave u blizini odabranog cilja. Veliki problem prilikom proučavanja djelovanja eksplozija i pokušaja dimenzioniranja konstrukcija je taj što je količinu eksploziva koja će biti detonirana vrlo teško, čak nemoguće, odrediti s potpunom sigurnošću pa je potrebno pretpostaviti moguću količinu s obzirom na prethodno određenu važnost konstrukcije i na temelju toga napraviti potrebne analize.

Hrvatska, kao i većina svjetskih zemalja, ima vrlo razgranatu prometnu mrežu cesta svih kategorija. Veliki broj prometnica prelazi preko nadvožnjaka različitih veličina, ali najveći broj nadvožnjaka predstavljaju nadvožnjaci srednjeg i malog raspona (od 15 m do 50 m). Te vrste nadvožnjaka su najranjivije na moguće terorističke napade jer u trenutku trenutne opasnosti od napada najčešće nisu nadzirani kao mostovi velikih raspona. Zbog toga je odabran nadvožnjak malog raspona za daljnju analizu djelovanja eksplozije.

Istražilo se djelovanje eksplozija kao opterećenja na rasponsku konstrukciju tipičnog nadvožnjaka na hrvatskim cestama, betonski nadvožnjak, pločastog poprečnog presjeka oslonjen na dva upornjaka. Pratilo se ponašanje dva oblika rasponske konstrukcije, poprečni presjek s ravnom i zaobljenom donjom plohom, oslonjen na dva tipa upornjaka. Pretpostavilo se kako oblik upornjaka; Tip 1 – masivni upornjak s vertikalnim zidom te Tip 2 – olakšani upornjak s propuštenim nasipom u nagibu 1:1,5; utječe na globalni odziv nadvožnjaka.

Analiza ponašanja nadvožnjaka izvršena je na temelju numeričkih simulacija provedenih hidrokod računalnim programom. Numeričke simulacije u hidrokod programu omogućile su praćenje osim globalnog ponašanja konstrukcije i lokalne učinke djelovanja eksplozije na rasponsku konstrukciju. Uporabom odgovarajućih materijalnih karakteristika za elemente nadvožnjaka simuliran je nastanak i širenje oštećenja kroz sve trenutke djelovanja eksplozije što je omogućilo procjenu stanja nadvožnjaka na kraju simulacije.

10.2 Numerička analiza

Određivanje optimalne veličine mreže konačnih elemenata zraka okoline u kojoj se nalazi nadvožnjak:

a) Eksplozija u zraku:

- *mreža elemenata koja je dovoljne točnosti za predviđanje nadtlaka eksplozije za velike udaljenosti može biti pregruba za predviđanje slučajeva gdje su udaljenosti male,*
- *potrebno je provesti analiza konvergencije mreže za svaki slučaj djelovanja eksplozije kako bi se odredila najpovoljnija mreža za promatrani problem,*
- *smanjivanjem veličine mreže tlakovi konvergiraju referentnim vrijednostima dobivenim računalnim programom A.T.-Blastom; za manje veličine mreža (1 mm, 2 mm, 3 mm, 5 mm) tlakovi čak prelaze referentne vrijednosti što se može objasniti netočnošću mjerenja tlakova tijekom eksperimenta (mjerni instrumenti su izloženi vrlo visokim tlakovima i temperaturi što ima značajan utjecaj na mjerne senzore),*
- *tlak dobiven numeričkom simulacijom s najmanjom razlikom u odnosu na referentnu vrijednost, od 2%, je za veličinu mreže od 25 mm,*
- *dovoljno točne vrijednosti tlaka (oko 9% razlike u odnosu na vrijednosti dobivene A.T.-Blastom) dobivaju se i s nešto većom mrežom, 50 mm, pa koristeći veću mrežu možemo znatno uštedjeti na duljini proračuna i veličini modela bez velikih gubitaka na točnosti,*
- *povećanje veličine mreže uzrokuje spljoštenje krivulje tlaka, a brzina povećanja tlaka postaje sporija, odnosno, nema naglašenog skoka u tlaku u trenutku dolaska vala,*
- *povećanjem skalirane udaljenosti tlak se smanjuje, trend je jednak za sve veličine mreže konačnih elemenata zraka,*
- *s manjim mrežama tlakovi su bliži referentnoj vrijednosti dobivenoj A.T.-Blastom, ali se za manje skalirane udaljenosti dobiva veliko raspršenje rezultata iz čega se može zaključiti kako su tlakovi za veće skalirane udaljenosti manje osjetljivi na veličinu elementa zraka nego za manje udaljenosti,*
- *povećanjem skalirane udaljenosti povećava se veličina prihvatljive mreže ili drugim riječima kako se povećava udaljenost konstrukcije od mjesta detonacije tako se u simulacijama mogu koristiti grublje mreže konačnih elemenata zraka,*
- *ako se uzme u obzir da se vrijeme pri analizi eksplozija mjeri u milisekundama tada razlike za različite veličine mreža postoje,*

- *ako se uzme u obzir razlika od ±15% u odnosu na referentnu vrijednost tada sva vremena ulaze u domenu, ali trend je da se smanjenjem veličine mreže smanjuje i vrijeme potrebno da val udari u konstrukciju (ako je mreža dovoljno sitna tada ona više ne utječe na trenutak udara).*

b) Eksplozija pri tlu:

- *tlakovi najbliži referentnoj vrijednosti dobiveni su za veličinu mreže od 25 mm u analizi sa 115 kg i 230 kg TNT-a, s minimalnom razlikom u tlakovima od oko 2%. dok analiza 680 kg TNT-a zahtijeva nešto manju veličinu mreže, 20 mm, ako uzmemo u obzir 2% razlike u odnosu na referentnu vrijednost,*
- *povećanje s atmosferskog do vršnog odbijenog tlaka postaje sporije te oblik krivulje postaje spljošteniji kako se povećava veličina mreže te se vrijednosti tlakova smanjuju,*
- *profil tlaka ima dodatni skok nakon početne vršne vrijednosti što je uzrokovano odbijanjem vala,*
- *uzimajući u obzir razliku od ±15%, u odnosu na referentnu vrijednost, svi trenutci dolaska vala do konstrukcije su unutar ove domene,*
- *slično tlakovima eksplozije u zraku trend je da manja mreža elemenata skraćuje vrijeme potrebno da val doputuje do konstrukciju te ako je mreža dovoljno sitna, ona više ne utječe na trenutke dolaska.*

Određivanje optimalne veličine mreže konačnih elemenata betonskih elemenata nadvožnjaka:

- *u simulacijama konstrukcija s nelinearnim materijalnim karakteristikama (plastično ponašanje), proračun najčešće postaje nestabilan i rezultati ne konvergiraju s promjenom veličine mreže konačnih elemenata,*
- *svi pristupi imaju manjkavost nedovoljno točnog simuliranja djelovanja eksplozije na armiranobetonske elemente uslijed pojave erozije materijala, koja uključuje uklanjanje deformiranih elemenata i nelinearnost veze betona i armature,*
- *rezultati nakon izlaska iz elastičnog područja nemaju nikakve međusobne podudarnosti, odnosno ne dolazi do konvergencije s promjenom veličine mreže konačnih elemenata,*
- *ponašanje ploča je slično za vrijeme djelovanja pozitivne faze valne fronte, dok nakon prelaska u negativnu fazu dolazi do značajnog razilaženja u ponašanju,*

- *raspodjela tlakova jednaka je za sve veličine mreže konačnih elemenata; pri udaru vala u ploču tlak je koncentriran u sredini ploče te se koncentrično širi, što je u skladu sa širenjem samoga vala eksplozije,*
- *oblik oštećenja znatno varira ovisno o veličini konačnog elementa što je povezano s činjenicom da metoda erozije uklanja cijeli konačni element u kojemu je dosegnut kriterij sloma, ploča podijeljena u manji broj većih elemenata ima znatno drugačiji oblik oštećenja od ploče podijeljene u veći broj manjih elemenata,*
- *vizualnom usporedbom eksperimentalnih rezultata iz literature s dobivenim numeričkim rezultatima vidljiva je podudarnost širenja oštećenja; sva oštećenja ploče koncentrirana su u donjem vlačnom području ploče, dok je dio ploče izravno izložen djelovanju eksplozije (tlačno) gotovo bez oštećenja,*
- *razina oštećenja dobivenih numeričkim simulacijama je nešto veća u odnosu na eksperimentalne rezultate budući da postoje razlike u rubnim uvjetima numeričkog modela i eksperimentalnog uzorka; naime, rubni uvjet koji se zadaje numerički ima apsolutnu krutost (upetost), dok se u eksperimentalnim uvjetima može ostvariti samo nominalna upetost, a stvarno ponašanje materijala je znatno složenije u odnosu na pojednostavljeno modelirano.*

Numerička simulacija djelovanja eksplozije na nadvožnjake:

- *oštećenje rasponske konstrukcije svih analiziranih nadvožnjaka (Tip 1 s ravnom i zaobljenom donjom plohom te Tip 2 s ravnom i zaobljenom donjom plohom) je lokalizirano u središtu oko mjesta početnog udara vala eksplozije ,*
- *kružni dio rasponske konstrukcije nadvožnjaka u donjoj zoni središta nadvožnjaka ostaje neoštećen te on svojim djelovanjem u obliku klina uzrokuje oštećenje rasponske konstrukcije,*
- *oštećenje uzrokovano analiziranom količinom eksploziva (680 kg) uzrokuje prekidanje rasponskog sklopa u polovici raspona i globalni slom konstrukcije,*
- *oblik oslonaca tj. upornjaka nema dodatnog kritičnog utjecaja na djelovanje vala eksplozije na rasponsku konstrukciju nadvožnjaka, odnosno ne dolazi do dovoljnog povećanja intenziteta vala eksplozije odbijanjem od kosu plohu propuštenog nasipa i dodatnih oštećenja rasponskog sklopa,*
- *primijećeno je oštećenje samoga masivnog upornjaka prilikom djelovanja vala eksplozije u podnožju zida upornjaka, na mjestu veze zida i temelja upornjaka, dok*

nema oštećenja pokosa kod olakšanog upornjaka s propuštenim nasipom (naprezanja ostaju unutar dopuštenih razina),

- *oblik poprečnog presjeka znatno utječe na parametre odziva rasponskog sklopa: pomak, brzinu i ubrzanje; pokazalo se da zaobljeni poprečni presjeci uslijed smanjenja momenta tromosti i posljedično krutosti na savijanje trpe znatno veća oštećenja i otkazuju prije nego presjeci s ravnom donjom plohom,*
- *usporedbom obrazaca širenja pukotina nadvožnjaka s ravnom i zaobljenom donjom plohom mogu se uočiti određene razlike u oblicima raspucavanja,*
- *kod nadvožnjaka s ravnom donjom plohom raspucavanje u sredini raspona prati ugrađenu uzdužnu i poprečnu armaturu pa se javljaju pukotine u dva okomita smjera,*
- *pukotine kod nadvožnjaka sa zaobljenom donjom plohom su više povezane te napreduju kako napreduje širenje vala eksplozije i povećanje tlakova u trenutno neopterećenim dijelovima rasponske konstrukcije, to je uzrokovano postupnim smanjenjem krutosti na savijanje poprečnog raspona uslijed postupnog smanjenja debljine poprečnog presjeka.*
- *ugrađena armatura ostaje unutar granica elastičnog ponašanja tijekom cijelog vremena djelovanja eksplozije,*
- *prilikom djelovanja vala eksplozije gornja strana poprečnog presjeka nadvožnjaka postaje vlačna zona pa ugrađena glavna uzdužna armatura dobivena proračunom za stalno i prometno opterećenje ima mali utjecaj na nosivost rasponskog sklopa,*
- *konstruktivna armatura ugrađena u gornju, vlačnu, zonu poprečnog presjeka (prilikom dimenzioniranja armatura u tlačnoj zoni) pridonosi nosivosti rasponskog sklopa,*
- *uslijed naglog smanjenja debljine poprečnog presjeka i momenta tromosti prema kraju rasponskog sklopa (konzolni istaci) te djelovanja tlaka eksplozije dolazi do velikog oštećenja konzola,*
- *ako se osigura dovoljna otpornost sklopa na djelovanje eksplozije nekom od mjera ojačanja prije kritičnog oštećenja može doći do odizanja i skliznuća rasponskog sklopa s elastomernog ležaja, pa je u tom slučaju potrebno je osigurati sidrenje ležaja u rasponski sklop,*
- *koristeći TI krivulje poprečnog presjeka moguće je procijeniti razinu oštećenja nadvožnjaka kombinirajući parove vrijednosti tlaka i impulsa dobivenih za promatranu količinu eksploziva,*

- *oštećenje promatranih nadvožnjaka dostiže razinu 4 koja predstavlja totalno uništenje i rušenje za promatrane količine eksploziva (115 kg, 230 kg i 680kg),*
- *koristeći KU krivulje moguće je odrediti kritične vrijednosti količine eksploziva za dosezanje određene duktilnosti mosta, odnosno određene razine mosta, dobivena je višestruka razlika dobivenih količina u odnosu na promatrane količine iz čega je također zaključeno kako dolazi do rušenja mosta.*

10.3 Smjernice za daljnja istraživanja

Nastavak istraživanja ponašanja nadvožnjaka pri djelovanju eksplozija potrebno je usmjeriti na sljedeće:

- *provesti eksperimentalna istraživanja djelovanja eksplozije na nadvožnjake opisana u poglavlju „Eksperimentalno istraživanje“ kako bi se mogli provjeriti i potvrditi rezultati i zaključci dobiveni numeričkim simulacijama te eventualno provesti dodatnu potrebnu kalibraciju numeričkih modela,*
- *osim opisanih eksperimentalnih istraživanja potrebno je provesti dodatna eksperimentalna istraživanja eksplozije u zraku i pri tlu kako bi se utvrdili točni parametri vala eksplozije određene količine eksploziva (referentne vrijednosti parametara također određene numeričkom metodom korištenjem A.T.-Blast računalnog programa),*
- *provesti numeričke simulacije nadvožnjaka s različitim oblicima poprečnih presjeka (rebrasti monolitni, rebrasti roštiljni, rebrasti prednapeti, sandučasti) kako bi se utvrdio optimalni oblik za djelovanje eksplozija,*
- *proširiti numeričke simulacije na nadvožnjake s više rasponskih polja kako bi se odredio utjecaj eksplozija na stupove te varirati vrstu i oblike kako bi se odredio optimalni stup.*

POPIS SLIKA

Slika 2.1 – Tipični profil tlaka u vremenu za eksploziju u zraku [1] 5
Slika 2.2 – Plan eksperimenta i 3D model urbane sredine [5] 6
Slika 2.3 – Tipična oštećenja za ploče u dva različita mjerila [7] 7
Slika 2.4 – Krajnje stanje simulacije i konstrukcije nakon eksplozije [9] 8
Slika 2.5 – Plan eksperimenta [13] 9
Slika 2.6 – Usporedba simulacije širenja eksplozije pomoću RSPH i FCT rješavača [18] 11
Slika 2.7 – Simulacija oštećenja ploče izložene djelovanju 10 kg eksploziva na udaljenosti od 0,5 m i 1,0 m (LS-DYNA) [21] 12
Slika 2.8 – Tenza Viaduct i simulirano oštećenje luka (Abaqus) [26] 13
Slika 2.9 – Pozicija naboja u odnosu na rasponsku konstrukciju 15
Slika 2.10 – Opterećenje i momentni dijagram mosta (SAP2000) [29] 15
Slika 2.11 – Stupovi prije i poslije eksplozije [30] 16
Slika 2.12 – Model ovijenog i ne ovijenog betona pri monotonom opterećenju [37] 18
Slika 2.13–Referentne točke plohe sloma [40] 20
Slika 2.14 – Usporedba oštećenja betona nakon udara projektila (eksperiment i simulacija) [43] 21
Slika 3.1 - Opadanje tlaka eksplozije pri povećanju udaljenosti [14] 27
Slika 3.2 – Krivulje postotka preživljavanja pri oštećenju pluća 31
Slika 3.3 – Oštećenje bubnjića 32
Slika 3.4 – Procijenjene vrijednosti vršnih tlakova prema različitim autorima 36
Slika 3.5 – Profil tlaka vala eksplozije 36
Slika 4.1 – Idealizacija profila tlak-vrijeme 41
Slika 4.2 – Prikaz ponašanja vala eksplozije pri prolasku oko konstrukcije [60] 42
Slika 4.3 – Promjena dinamičkog tlaka u ovisnosti o vršnom nadtlaku [16] 42
Slika 4.4 – Eksplozija u zraku 43
Slika 4.5 - Skalirana visina tri točke [16] 44
Slika 4.6 – Varijacija odbijenog tlaka kao funkcija kuta upada vala eksplozije [16] 45

Slika 4.7 – Varijacija odbijenog impulsa u funkciji kuta upada vala eksplozije [16] 45
Slika 4.8 – Parametri negativne faze vala eksplozije u zraku [16] 46
Slika 4.9 - Parametri pozitivne faze vala eksplozije u zraku [16] 46
Slika 4.10 – Eksplozija pri tlu 47
Slika 4.11 – Parametri negativne faze eksplozivnog vala pri tlu [16] 47
Slika 4.12 – Parametri pozitivne faze vala eksplozije pri tlu [16] 48
Slika 4.13 – Slika (a) normalno čišćenje, (b) ekscentrično čišćenje, (c) koso čišćenje [13] 49
Slika 4.14 – Koso opterećenje [13] 50
Slika 4.15 – Promjena tlaka u vremenu 51
Slika 4.16 – Opterećenje na prednju plohu konstrukcije 52
Slika 4.17 - Brzina zvuka u refraktiranom području [16] 53
Slika 4.18 – Vrijeme ogiba („čišćenja“) eksplozije oko konstrukcije 55
Slika 4.19 – Udaljenost, R, i kut upada, α, za opterećenje na prednju plohu [17] 56
Slika 4.20 – Opterećenje na krovnu i bočne plohe konstrukcije 57
Slika 4.21 – Vršni ekvivalentni tlak na krovnu plohu [16] 58
Slika 4.22 – Skalirano vrijeme povećanja tlaka na krovnu plohu [16] 58
Slika 4.23 – Skalirano trajanje ekvivalentnog tlaka na krovnu plohu [16] 59
Slika 4.24 – Opterećenje na stražnju plohu konstrukcije 60
Slika 4.25 – Koeficijent odbijenog tlaka u odnosu na kut upada vala [16] 61
Slika 4.26 – Skalirani odbijeni impuls u odnosu na kut upada vala [16] 62
Slika 5.1 – Karakteristični konačni element 73
Slika 5.2 – Plan i numerički model eksplozije u zraku 81
Slika 5.3 – Profil tlaka eksplozije u ovisnosti o veličini elemenata mreže zraka 81
Slika 5.4 – Promjena tlaka eksplozije u ovisnosti o skaliranoj udaljenosti i veličini mreže elemenata zraka 82
Slika 5.5 – Tlakovi u ovisnosti o veličini mreže i skaliranoj udaljenosti 84
Slika 5.6 – Tlakovi u ovisnosti o veličini mreže 85
Slika 5.7 – Ovisnost veličine mreže o normaliziranoj skaliranoj udaljenosti 85
Slika 5.8 – Trenutci dolaska vala eksplozije u ovisnosti o veličini mreže zraka 87
Slika 5.9 – Geometrija ploče i položaj u okolini 87
Slika 5.10 – Numerički model ploče u okolini 88
Slika 5.11 – Tlakovi vala odbijenog od konstrukcije 89
Slika 5.12 – Razlike u tlakovima za različite veličine mreže konačnih elemenata ploče 89
Slika 5.13 – Odbijeni tlak-vrijeme profil za različite veličine mreže konačnih elemenata 91

Slika 5.14 – Odbijeni tlakovi u ovisnosti o veličini mreže konačnih elemenata 91
Slika 5.15 – Trenutci dolaska odbijenog vala u ovisnosti o veličini mreže zraka 92
Slika 6.1– Geometrija pločastoga sklopa 96
Slika 6.2 – Mogućnosti oblikovanja poprečnog presjeka pločastoga sklopa 96
Slika 6.3 – Raspored armature pločastog sklopa 96
Slika 6.4 – Masivni upornjak 97
Slika 6.5 – Olakšani upornjak 97
Slika 6.6 – Nadvožnjak s masivnim upornjakom – Tip 1 98
Slika 6.7 – Nadvožnjak s propuštenim nasipom – Tip 2 98
Slika 6.8 – Volumenski element SOLID 186 101
Slika 6.9 – Štapni element BEAM 189 101
Slika 6.10 – Kontaktni element CONTA171 105
Slika 6.11 – Kontaktni element CONTA172 106
Slika 6.12 – Kontaktni element CONTA173 106
Slika 6.13 – Kontaktni element CONTA174 106
Slika 6.14 – CONTA174 108
Slika 6.15 – TARGE170 109
Slika 6.16 – Nadvožnjak s masivnim upornjakom u okolini 110
Slika 6.17 – Položaj eksplozije ispod mosta Tip 1 110
Slika 6.18 – Nadvožnjak s propuštenim nasipom u okolini 110
Slika 6.19 – Položaj eksplozije ispod mosta Tip 2 110
Slika 6.20 - Širenje i lom valne fronte eksplozije ispod mosta s propuštenim nasipom 112
Slika 6.21 - Rasprostiranje valne fronte oko nadvožnjaka Tip 1 kroz nekoliko vremenskih trenutaka 114
Slika 6.22 - Rasprostiranje valne fronte oko nadvožnjaka Tip 2 kroz nekoliko vremenskih trenutaka 116
Slika 6.23 – Položaj mjernih točaka na mostu Tip 1 117
Slika 6.24 – Položaj mjernih točaka na mostu Tip 2 117
Slika 6.25 – Anvelopa maksimalnih tlakova na rasponski sklop mosta Tip 1 119
Slika 6.26 – Raspodjela tlaka eksplozije po širini poprečnog presjeka mosta Tip 1 119
Slika 6.27 – Raspodjela tlaka eksplozije po duljini rasponskog sklopa mosta Tip 1 119
Slika 6.28 – Anvelopa maksimalnih tlakova na rasponski sklop mosta Tip 2 121
Slika 6.29 - Raspodjela tlaka eksplozije po širini poprečnog presjeka mosta Tip 2 121
Slika 6.30 - Raspodjela tlaka eksplozije po duljini rasponskog sklopa mosta Tip 2 122

Slika 7.1 - Očekivani prirast deformacija za različite slučajeve opterećenja [32] 124
Slika 7.2 – Predloženi model za monotono opterećenje ovijenog i neovijenog betona..... 125
Slika 7.3 – Efektivno ovijena jezgra s kružnom poprečnom armaturom 126
Slika 7.4 – Efektivno ovijena jezgra s pravokutnom poprečnom armaturom 127
Slika 7.5 – Dijagram za monotono opterećenje ovijenog i neovijenog betona razreda C35/45 129
Slika 7.6 – Učinak prirasta deformacije na monotonu vezu naprezanja i deformacija betona 130
Slika 7.7 – Idealizirana krivulja ponašanja armaturnog čelika 131
Slika 7.8 – Idealizacija ponašanja čelika: a) linearno elastično, idealno plastično; b) linearno elastično, linearno plastično s očvršćivanjem 132
Slika 7.9 – Dijagram ponašanja B500A armature 132
Slika 7.10 – DIF za tlačnu čvrstoću betona..... 133
Slika 7.11 – DIF za vlačnu čvrstoću betona..... 135
Slika 7.12 – DIF za tlačnu čvrstoću betona različitog razreda (CEB-FIP) 135
Slika 7.13 – DIF za vlačnu čvrstoću betona različitog razreda (CEB-FIP) 135
Slika 7.14 – DIF za armaturni čelik 136
Slika 7.15 – DIF za armaturu različite klase 136
Slika 7.16 – Zbijanje i rasterećenje poroznog materijala s nelinearnom jednadžbom stanja. 138
Slika 7.17 – Linearna aproksimacija tlačnog meridijana pri niskim tlakovima..... 141
Slika 7.18 – Prikaz referentne točke plohe sloma 141
Slika 7.19 – Dinamičko uvećanje tlačnog meridijana od $p \geq f_c/3$ 142
Slika 7.20 – Presjek plohe sloma pri devijatornoj ravnini 143
Slika 7.21 – Prikaz elastične granice..... 143
Slika 7.22 – Funkcija skaliranja ovisna o tlaku, iz omjera elastične plohe i plohe sloma 143
Slika 7.23 – Ponašanje gume..... 146
Slika 7.24 – Elastomerni ležaj 148
Slika 7.25 – Geometrija AB ploče..... 154
Slika 7.26 – Tlak valne fonte 156
Slika 7.27 – Brzina valne fronte..... 156
Slika 7.28 – Tlakovi AB ploče u sredini raspona za različite veličine mreže konačnih elemenata..... 157
Slika 7.29 – Pomaci AB ploče u sredini raspona 157
Slika 7.30 – Brzine AB ploče u sredini raspona 157

Slika 7.31 – Tlak valne fronte 158
Slika 7.32 – Brzina valne fronte 158
Slika 7.33 – Tlakovi AB ploče u sredini raspona za različite veličine mreže konačnih elemenata 159
Slika 7.34 – Pomak AB ploče u sredini raspona 159
Slika 7.35 – Brzina AB ploče u sredini raspona 160
Slika 7.36 – Ubrzanje AB ploče u sredini raspona 160
Slika 7.37 – Kinetička energija AB ploče 160
Slika 7.38 – Potencijalna energija AB ploče 161
Slika 7.39 – Ukupna energija AB ploče 161
Slika 7.40 – Tlakovi donjeg lica ploče ovisno o veličini konačnog elementa (0,1 ms) 162
Slika 7.41 – Oštećenje donje plohe ploče ovisno o veličini konačnog elementa (0,1 ms) 163
Slika 7.42 – Oštećenje ploče (veličina mreže konačnih elemenata 5 mm) 163
Slika 7.43 – Erozija ploče (veličina mreže konačnih elemenata 5 mm) 163
Slika 7.44 – Oštećenje ploča prema Xu (2006), Zhou (2008) i Zhao (2013) 164
Slika 7.45 – Numerički model AB stupa 165
Slika 7.46 – Numerički model AB grede 165
Slika 7.47 – Numerički model AB ploče 165
Slika 7.48 – Oštećenje AB stupa 166
Slika 7.49 – Pomak, brzina i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka stupa 167
Slika 7.50 – Oštećenje AB grede 168
Slika 7.51 – Pomak, brzina i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka grede 168
Slika 7.52 – Oštećenje AB ploče 169
Slika 7.53 – Pomak, brzina i ubrzanje dobiveno s mjernih točaka ploče 170
Slika 8.1 – Mjerni uređaj oblika olovke [86] 173
Slika 8.2 – Mjerni uređaj oblika lizalice [86] 173
Slika 8.3 – Uređaj oblika olovke (PCB Series 137 Pencil Probe)[88] 173
Slika 8.4 – Uređaj smješten pri tlu (PCB Series 106B Microphone Element)[89] 173
Slika 8.5 – Wheatstoneov most 174
Slika 8.6 – Poravnanje uređaja [85] 175
Slika 8.7 – Mreža mjernih uređaja [85] 177
Slika 8.8 – Presjek mjernog uređaja za mjerenje tlaka pri tlu [87] 177
Slika 8.9 – Mapa sustava za prikupljanje podataka tijekom eksperimenta [92] 178
Slika 8.10 – Geometrija ploče i raspored armature 183

Slika 8.11 – Postavka eksperimenta – pogled 184
Slika 8.12 – Postavka eksperimenta – tlocrt 184
Slika 8.13 – Postavka eksperimenta – izmjere 184
Slika 8.14 – Postavka eksperimenta za nadvožnjak Tip 1 187
Slika 8.15 – Postavka eksperimenta za nadvožnjak Tip 2 188
Slika 9.1 – Raspored mjernih točaka na nadvožnjaku Tip 1 190
Slika 9.2 – Raspored mjernih točaka na nadvožnjaku Tip 2 190
Slika 9.3 – Tlakovi eksplozije u središtu rasponske konstrukcije nadvožnjaka 191
Slika 9.4 – Impuls tlaka eksplozije u središtu rasponske konstrukcije nadvožnjaka 191
Slika 9.5 – Pomak nadvožnjaka u sredini raspona 192
Slika 9.6 – Brzina nadvožnjak u sredini raspona 192
Slika 9.7 – Ubrzanje nadvožnjaka u sredini raspona 193
Slika 9.8 – Naprezanje gornje plohe rasponske konstrukcije u t=0,5 ms 194
Slika 9.9 – Naprezanje gornje plohe rasponske konstrukcije u t=1,5 ms 195
Slika 9.10 – Naprezanje donje plohe rasponske konstrukcije u t=0,5 ms 195
Slika 9.11 – Naprezanje donje plohe rasponske konstrukcije u t=1,5 ms 196
Slika 9.12 – Mises naprezanje armature rasponskog sklopa u t=0,5 ms 197
Slika 9.13 – Mises naprezanje armature rasponskog sklopa u t=1,5 ms 197
Slika 9.14 – Ukupna energija sustava 198
Slika 9.15 – Kinetička energija sustava 198
Slika 9.16 – Unutarnja energija sustava 198
Slika 9.17 – Plastični rad sustava 199
Slika 9.18 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - gornja ploha 200
Slika 9.19 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - gornja ploha 200
Slika 9.20 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - donja ploha 201
Slika 9.21 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - donja ploha 202
Slika 9.22 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - poprečni presjek 203
Slika 9.23 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - poprečni presjek 203
Slika 9.24 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=0,5 ms - uzdužni presjek 204
Slika 9.25 – Oštećenje rasponske konstrukcije u t=1,5 ms - uzdužni presjek 204
Slika 9.26 – Stanje materijala u t=1,5 ms 205
Slika 9.27 – Oštećenje nakon uklanjanja elemenata koji su dosegli kriterij sloma 206
Slika 9.28 – Oštećenje rasponske konstrukcije 206
Slika 9.29 – Reakcija nadvožnjaka Tip 1 za 680 kg TNT-a (isključeno oštećenje) 207

Slika 9.30 – Rakcija nadvožnjaka Tip 2 za 680 kg TNT-a (isključeno oštećenje) 207
Slika 9.31 – Shematski prikaz standardnog dijagrama tlak-impuls 210
Slika 9.32 – Odgovori konstrukcije: (a) impulsni; (b) nazovi statički i (c) dinamički režim 211
Slika 9.33 – TI krivulje za predviđanje oštećenja nadvožnjaka Tip 1 215
Slika 9.34 – TI krivulje za predviđanje oštećenja nadvožnjaka Tip 2 215
Slika 9.35 – Krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 1 ... 216
Slika 9.36 – Ekstrapolirane krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 1 217
Slika 9.37 – Krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 2 ... 217
Slika 9.38 – Ekstrapolirane krivulje za predviđanje kritične količine eksploziva kod nadvožnjaka Tip 2 218

POPIS TABLICA

Tabela 3.1 – Koeficijenti pretvorbe za eksplozive 29
Tabela 3.2 – Utjecaj eksplozije na oštećenje ljudskog organizma 30
Tabela 3.3 – Granice teških ozljeda pri udaru fragmenata 33
Tabela 3.4 – Vršna ubrzanja za opremu 34
Tabela 4.1 – Kategorije opterećenja eksplozijom 39
Tabela 4.2 – Vrijednosti koeficijenata otpora oblika 54
Tabela 5.1 – Parametri eksplozije 78
Tabela 5.2 – Materijalne karakteristike TNT-a 79
Tabela 5.3 – Materijalne karakteristike zraka 80
Tabela 5.4 – Količine eksploziva ovisne o tipu vozila 80
Tabela 5.5 – Usporedba vršnih tlakova u ovisnosti o veličini mreže zraka (udaljenosti točke detonacije i mjerne točke 5 m) 83
Tabela 5.6 – Prihvatljive veličine mreže 86
Tabela 5.7 – Usporedba odbijenih tlakova u ovisnosti o veličini mreže zraka 90
Tabela 6.1 – Optimalni rasponi cestovnih betonskih grednih mostova raznih sustava [m] 94
Tabela 6.2 – Odnos raspona i konstruktivne visine grednih mostova raznih sustava; L/H 95
Tabela 6.3 – Parametri RHT modela za beton klase C35/45 100
Tabela 6.4 – Statički i dinamički parametri odabrane armature B500B 100
Tabela 7.1 – Parametri P-α jednadžbe stanja za NCS (eng. Normal Concrete Strength) s tlačnom čvrstoćom od 35MPa i izmijenjeni set podataka za čvrstoće 48MPa NSC i 92MPa HPC (eng. High Power Concrete) 139
Tabela 7.2 – RHT parametri čvrstoće za beton 35MPa prema Riedel (2000) i modificirani temeljni parametri za beton čvrstoće 48 i 92MPa 145
Tabela 7.3 – Karakteristike zraka 145
Tabela 7.4 – Klasifikacija ležajeva mostova prema funkciji 147
Tabela 7.5 – Jednadžbe očuvanja mase, inercije i energije 153
Tabela 7.6 – Osnovne karakteristike materijala 155

Tabela 7.7 – Usporedba parametara eksplozije 155
Tabela 7.8 - Parametri sloma betona 162
Tabela 8.1 – Pregled faktora skaliranja za opterećenje eksplozijom 181
Tabela 8.2 – Mjerila između parametara ponašanja prototipa i modela 181
Tabela 8.3 – Moguća mjerila eksperimenta 186
Tabela 8.4 – Faktori skaliranja za dva odabrana mjerila 186
Tabela 8.5 – Izmjere rasponskog sklopa nadvožnjaka 186
Tabela 8.6 – Količine eksploziva i pripadni promjer sfere za eksperiment prema mjerilima 187
Tabela 9.1 – Vrijednosti pomaka, brzine i ubrzanja promatranih tipova nadvožnjaka 193
Tabela 9.2 – Periodi oscilacije reakcije za nadvožnjak Tip 1 208
Tabela 9.3 – Periodi oscilacije reakcije za nadvožnjak Tip 2 208
Tabela 9.4 – Omjeri perioda oscilacija reakcija 209
Tabela 9.5 – Veza razine oštećenja i odgovora na eksploziju AB konstrukcija 212
Tabela 9.6 – Razine oštećenja za procjenu posljedica djelovanja eksplozije 213
Tabela 9.7 – Kriteriji za konstrukciju TI krivulje 213
Tabela 9.8 – Parametri TI krivulja za nadvožnjak Tip 1 214
Tabela 9.9 – Parametri TI krivulja za nadvožnjak Tip 2 215
Tabela 9.10 – Kritične količine eksploziva [kg] u ovisnosti o predviđenoj udaljenosti naboja i duktilnosti 218
Tabela 9.11 – Razlike u količinama eksploziva 219

11 LITERATURA

1. Mays, G. and P.D. Smith, *Blast Effects on Buildings: Design of Buildings to Optimize Resistance to Blast Loading*1995: T. Telford.
2. Birnbaum, N.K., et al., *Analysis of Blast Loads on Buildings.* 1995: p. 1-11.
3. P.S.Bulson, *Front Matter*, in *Explosive Loading of Engineering Structures*1997, Spon Press.
4. Fairlie, G.E., *The Numerical Simulation of High Explosives using AUTODYN-2D & 3D*, in *Explo 98, Institute of Explosive Engineers 4th Biannual Symposium*1998: Lisbon, Portugal. p. 13.
5. Johansson, M., O.P. Larsen, and L. Laine, *Experiments and analyses of explosion at an urban intersection.* 2000: p. 1-14.
6. Rose, T.A., *An Approach to the Evaluation of Blast Loads on Finite and Semi-Infinite Structures*, in *Engineering Systems Department*2001, Cranfield University: Cranfield. p. 334.
7. Đuranović, N., *Eksperimentalno modeliranje impulsom opterećenih armiranobetonskih ploča.* Građevinar, 2002. **54**(8): p. 455-463.
8. Remennikov, A.M., *A Review of Methods for Predicting Bomb Blast Eects on Buildings.* Jurnal of Battlefield Technology, 2003. **6**(3): p. 1-7.
9. Luccioni, B.M., R.D. Ambrosini, and R.F. Danesi, *Analysis of building collapse under blast loads.* Engineering Structures, 2004. **26**(1): p. 63-71.
10. Ripley, R.C., et al., *Small-scale modeling of explosive blasts in urban scenarios.* 2004: p. 1-8.
11. Le Blanc, G., M. Adoum, and V. Lapoujade, *External blast load on structures - Empirical approach*, in *5th European LS-DYNA Users Conference*2005: Birmingham, UK.
12. Remennikov, A.M. and T.A. Rose, *Modelling blast loads on buildings in complex city geometries.* Computers & Structures, 2005. **83**(27): p. 2197-2205.
13. Rose, T., P. Smith, and J. May, *The interaction of oblique blast waves with buildings.* Shock Waves, 2006. **16**(1): p. 35-44.
14. Ngo, T., et al., *Blast Loading and Blast Effects on Structures - An Overview.* EJSE 2007. **Loading on structures**(Special Issue): p. 76-91.
15. Borve, S., et al., *A Comparative Study of ANSYS AUTODYN and RSPH Simulations of Blast Waves*, in *3rd ERCOFTAC SPHERIC workshop on SPH applications*2008: Lausanne, Switzerland. p. 1-6.
16. UFC, *Structures to resist the effects of accidental explosions*, 2008. p. 1-1943.
17. van der Merr, L.J., *Dynamic response of high-rise building structures to blast loading*, 2008, Eindhoven University of Technology. p. 1-117.
18. Borve, S., et al., *A Comparison of AUTODYN and RSPH on Two-dimensional Shock Waves Problems*, 2009, Norweigian Defence Estates Agency: Oslo, Norway. p. 1-40.
19. Moon, N.N., *Prediction of blast loading and its impact on buildings*, in *Department of Civil Engineering*2009, National Institute of Thehnology: Rourkela, India. p. 1-96.
20. Hussein, A.T., *Non-Linear Analysis of SDOF System under Blast Load.* European Journal of Scientific Research, 2010. **45**(3): p. 430-437.

21. Tai, Y.S., et al., *Dynamic response of a reinforced concrete slab subjected to air blast load.* Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2011. **56**(3): p. 140-147.
22. Kelliher, D. and K. Sutton-Swaby, *Stochastic representation of blast load damage in a reinforced concrete building.* Structural Safety, 2012. **34**(1): p. 407-417.
23. Draganić, H. and V. Sigmund, *Blast loading on structures.* Tehnički vjesnik, 2012. **19**(3): p. 643-652.
24. Black, G., *Computer Modeling of Blast Loading Effects on Bridges*, 2006, University of Delaware. p. 40.
25. Wei, J., et al., *Failure Modeling of Bridge Components Subjected to Blast Loading Part I: Strain Rate-Dependent Damage Model for Concrete.* International Journal of Concrete Structures and Materials, 2007. **1**(1): p. 9.
26. Quintero, R., et al., *Failure Modeling of Bridge Components Subjected to Blast Loading Part II: Estimation of the Capacity and Critical Charge.* International Journal of Concrete Structures and Materials, 2007. **1**(1): p. 7.
27. Suthar, K., *The effect of dead, live and blast loads on a suspension bridge*, in *Civil Engineering*2007, University of Maryland, College Park. p. 81.
28. Agrawal, A.K. and Z. Yi, *High Precision Analysis of Blast Events on Highway Bridges (Blast Load Effects on Highway Bridges)*, 2008, The City Collage on New York: New York. p. 204.
29. Anwarul Islam, A.K.M. and N. Yazdani, *Performance of AASHTO girder bridges under blast loading.* Engineering Structures, 2008. **30**(7): p. 1922-1937.
30. Fujikura, S. and M. Bruneau, *Blast Resistance of Seismically Designed Bridge Piers*, in *The 14th World Conference on Eartquake Engineering*2008: Beijing, China. p. 5.
31. Deng, R.-B. and X.-L. Jin, *Numerical Simulation of Bridge Damage under Blast Loads.* WSES Transactions on Computers, 2009. **8**(9): p. 10.
32. Tang, E.K.C., *Numerical Simulation of a Long Span Bridge Response to Blast Loading*, in *Department of Civil and Resources Engineering*2009, The University of Western Australia. p. 237.
33. Tang, E.K.C. and H. Hao, *Numerical simulation of a cable-stayed bridge response to blast loads, Part I: Model development and response calculations.* Engineering Structures, 2010. **32**(10): p. 3180-3192.
34. Hao, H. and E.K.C. Tang, *Numerical simulation of a cable-stayed bridge response to blast loads, Part II: Damage prediction and FRP strengthening.* Engineering Structures, 2010. **32**(10): p. 3193-3205.
35. Williamson, E.B., et al., *Blast-Resistant Highway Bridges: Design and Detailing Guidlines*, 2010, Transportational Research Board: Washington, D.C. p. 142.
36. Foglar, M. and M. Kovar, *Conclusions from experimental testing of blast resistance of FRC and RC bridge decks.* International Journal of Impact Engineering, 2013. **59**(0): p. 18-28.
37. Mander, J.B., *Seismic design of bridge piers*, in *Civil Engineering*1983, University of Canterbury. p. 503.
38. Barbosa, A.F. and G.O. Ribeiro, *Analysis of Reinforced Concrete Structures using Ansys Nonlinear Concrete Model*, in *Computational Mechanics, New Trends ans Applications*, S.R. Idelsohn and E.N. Dvorkin, Editors. 1998: Barcelona, Spain. p. 37.
39. Malvar, L.J. and J.E. Crawford, *Dynamic increase factors for concrete*, in *Twenty-Eighth DDESB Seminar*1998: Orlando, Florida, USA. p. 1-17.
40. Riedel, W., et al., *Penetration of Reinforced Concrete by BETA-B-500, Numerical Analysis using a New Macroscopic Concrete Model for Hydrocodes*, in *9. Internationales Symposium, Interaction of the Munitions with Structures*1999: Berlin. p. 1-8.

41. Fanning, P., *Nonlinear Models of Reinforced and Post-tensioned Concrete Beams.* Electronic Jurnal of Structural Engineering, 2001. **1**: p. 111-119.
42. Lu, Y. and K. Xu, *Modelling of dynamic behaviour of concrete materials under blast loading.* International Journal of Solids and Structures, 2004. **41**(1): p. 131-143.
43. Tham, C.Y., *Reinforced concrete perforation and penetration simulation using AUTODYN-3D.* Finite Elements in Analysis and Design, 2005. **41**(14): p. 1401-1410.
44. Riisgaard, B., et al., *Dynamic Increase Factors for High Performance Concrete in Compression using Split Hopkinson Pressure Bar*, in *Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*2007: Italy. p. 1-4.
45. Wang, F., et al., *Reinforced Concrete Slab Subjected to Close-in Explosion.* 2008.
46. Ibrahim, A.M. and H.M. Mubarak, *Finite Element Modeling of Continuous Reinforced Concrete Beam with External Pre-stressed.* Europian Journal of Scientific Research, 2009. **30**(1): p. 9.
47. Mohamed, M.E., et al., *Numerical Simulation of Projectile Penetration in Reinforced Concrete Panels*, in *13th International Conference on, Aerospace Sciences & Aviation Technology, ASAT-13*2009: Cairo, Egypt. p. 1-12.
48. Riedel, W., N. Kawai, and K.-i. Kondo, *Numerical assessment for impact strength measurements in concrete materials.* International Journal of Impact Engineering, 2009. **36**(2): p. 283-293.
49. Hansson, H., *Warhead penetration in concrete protective structures*, 2011, Royal Institute of Technology, School of Architecture and the Built Environment: Stockholm, Sweden. p. 176.
50. Zhao, C.F. and J.Y. Chen, *Damage mechanism and mode of square reinforced concrete slab subjected to blast loading.* Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2013. **63–64**(0): p. 54-62.
51. Von Neumann, J. and R.D. Richtmyer, *A Method for the Numerical Calculation of Hydrodynamic Shocks.* Journal of Applied Physics, 1950. **21**(3): p. 232-237.
52. Anderson Jr, C.E., *An overview of the theory of hydrocodes.* International Journal of Impact Engineering, 1987. **5**(1–4): p. 33-59.
53. Benson, D.J., *Computational Methods in Lagrangian and Eulerian Hydrocodes*, in *AMES R-11*1990, University of California: San Diego, La Jolla, CA 92093. p. 200.
54. Collins, G.S., *An Introduction to Hydrocode Modeling.* 2002.
55. Pierazzo, E. and G. Collins, *A Brief Introduction to Hydrocode Modeling of Impact Cratering.* Submarine Craters and Ejecta-Crater Correlation, 2003: p. 7.
56. Luccioni, B., D. Ambrosini, and R. Danesi, *Blast load assessment using hydrocodes.* Engineering Structures, 2006. **28**(12): p. 1736-1744.
57. Baudin, G. and R. Serradeill, *Review of Jones-Wilkins-Lee equation of state.* EPJ Web of Conferences, 2010. **10**: p. 00021.
58. Miller, D., et al. *A Coupled Eulerian/Lagrangian Simulation of Blast Dynamics*. in *IMPLAST 2010, SEM 2010 Fall Conference*. 2010. Providence, Rhode Island USA.
59. Doroševas, V. and J. Vaičiunas, *Analytical model for the investigation of RC slab behaviour under impac load.* Mechanika, 2012. **18**(2): p. 148-151.
60. Norris, C.H. and M.I.o. Technology, *Structural design for dynamic loads*1959: McGraw-Hill.
61. Melosh, H.J., E.V. Ryan, and E. Asphaug, *Dynamic Fragmentation in Impacts: Hydrocode Simulation of Laboratory Impacts.* J. Geophys. Res., 1992. **97**(E9): p. 14735-14759.
62. Nam, J., et al., *A study on mesh size dependency of finite element blast structural analysis induced by non-uniform pressure distribution from high explosive blast wave.* KSCE Journal of Civil Engineering, 2008. **12**(4): p. 259-265.

63. Shi, Y., Z. Li, and H. Hao, *Mesh size effect in numerical simulation of blast wave propagation and interaction with structures.* Transactions of Tianjin University, 2008. **14**(6): p. 396-402.
64. Bazant, Z.P. and T.B. Belytschko, *Wave propagation in a strain-softening bar: exact solution.* Journal of Engineering Mechanics, 1985. **111**(3): p. 381-389.
65. Chapman, T.C., T.A. Rose, and P.D. Smith, *Blast wave simulation using AUTODYN2D: A parametric study.* International Journal of Impact Engineering, 1995. **16**(5–6): p. 777-787.
66. Krauthammer, T. and R.K. Otani, *Mesh, gravity and load effects on finite element simulations of blast loaded reinforced concrete structures.* Computers & Structures, 1997. **63**(6): p. 1113-1120.
67. Army, T. and A. Force, *TM 5-1300.* Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions, 1990.
68. Courant, R., K. Fridrichs, and H. Lewy, *On the Partial Difference Equations of Mathematical Physics.* Mathematische Annalen, 1928. **100**: p. 32-74.
69. ANSYS, *ANSYS AUTODYN User manual*, in *ANSYS Release 14.0*2010: Canonsburg, PA, USA. p. 1-464.
70. Lee, E., H. Hornig, and J. Kury, *Adiabatic expansion of high explosive detonation products*, 1968, California Univ., Livermore. Lawrence Radiation Lab.
71. Walter, P.L., *Air-blast and the science of dynamic pressure measurements.* Sound and Vibration, 2004. **38**(12): p. 10-16.
72. Radić, J., A. Mandić, and G. Puž, *Konstruiranje mostova*. Mostovi 22005, Zagreb: Hrvatska sveučilišna naklada. 1-664.
73. ANSYS, *ANSYS Contact Technology Guide*, in *ANSYS Release 9.0*2004.
74. SAS IP, I., *ANSYS Workbench 2.0 Framework*, in *Version 13.0*2009.
75. Taqieddin, Z.N., *Elasto-Plastic and Damage Modeling of Reinforced Concrete*, in *Civil & Environmental Engineering*2008, Louisiana State University: Louisiana, USA.
76. Gebbeken, N. and M. Ruppert, *A new material model for concrete in high-dynamic hydrocode simulations.* Archive of Applied Mechanics, 2000. **70**(7): p. 463-478.
77. Mander, J., M. Priestley, and R. Park, *Theoretical Stress Strain Model for Confined Concrete.* Journal of Structural Engineering, 1988. **114**(8): p. 1804-1826.
78. Mander, J., M. Priestley, and R. Park, *Observed Stress-Strain Behavior of Confined Concrete.* Journal of Structural Engineering, 1988. **114**(8): p. 1827-1849.
79. Popovics, S., *A numerical approach to the complete stress-strain curve of concrete.* Cement and Concrete Research, 1973. **3**(5): p. 583-599.
80. Malvar, L.J. and J.E. Crawford, *Dynamic increase factors for steel reinforcing bars*, in *Twenty-Eighth DDESB Seminar*1998: Orlando, Florida, USA. p. 1-17.
81. Ash, C., et al., *Evaluation of elastomeric bridge bearings for seismic design*, 2002, University of Illinois, Urbana-Champaign; Illinois Transportation Research Center. p. 228.
82. Xu, K. and Y. Lu, *Numerical simulation study of spallation in reinforced concrete plates subjected to blast loading.* Computers & Structures, 2006. **84**(5–6): p. 431-438.
83. Zhou, X.Q., et al., *Numerical prediction of concrete slab response to blast loading.* International Journal of Impact Engineering, 2008. **35**(10): p. 1186-1200.
84. P.S.Bulson, *Pressure measurement and blast simulation*, in *Explosive Loading of Engineering Structures*1997, Spon Press.
85. Walter, P.L., *Measuring Static Overpressures in Air Blast Environments.* PCB Piezotronics Inc., 2010: p. 1-8.
86. Walton, W.S., *Improvement of air blast measurement*, 1981, DTIC Document.

87. Walter, P.L., *Introduction to Air Blast Measurements - Part I.* PCB Piezotronics Inc., 2004: p. 1-3.
88. Inc., P.P., *Model 137B23B, ICP Pressure Sensor*, in *Installation and Operating Manual*, P.P. Inc., Editor 2013. p. 1-7.
89. Inc., P.P., *Model 106B, ICP Pressure Sensor*, in *Instalation and Operating Manual*, P.P. Inc., Editor 2013. p. 1-9.
90. Walter, P.L., *Introduction to Air Blast Measurements - Part II: Interfacing the Transducer.* PCB Piezotronics Inc., 2004: p. 1-3.
91. Walter, P.L., *Introduction to Air Blast Measurements - Part III: Guaranteeing that Validated Pressure Measurements are Acquired.* PCB Piezotronics Inc., 2004: p. 1-3.
92. Walter, P.L., *Introduction to Air Blast Measurements - Part IV: Getting the Signal Down the Cable.* PCB Piezotronics Inc., 2004: p. 1-4.
93. Walter, P.L., *Shock and Blast Measurement - Rise Time Capability of Measurement System?* PCB Piezotronics Inc., 2004: p. 1-2.
94. Sabnis, G.M., et al., *Structural modeling and experimental techniques*1983: Prentice-Hall Englewood Cliffs, NJ.
95. Center, U.P.D., *User's guide for the single-degree-of-freedom blast effects design spreadsheets (SBEDS)*, 2006, PDC-TR-06-02. Omaha, NE.