

Primljen / Received: 29.12.2025.

Ispravljen / Corrected: 28.4.2026.

Prihvaćen / Accepted: 12.5.2026.

Dostupno online / Available online: 10.5.2026.

Numeričko istraživanje udara plovila u stup mosta

Autori:



Prof.dr.sc. **Hrvoje Draganić**, dipl.ing.građ.
Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku
Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek
draganic@gfos.hr

Autor za korespondenciju



Etna Marković, mag.ing.aedif.
RC Consulting d.o.o., Hrvatska
markovicetna@gmail.com



Doc.dr.sc. **Mario Jeleč**, mag.ing.aedif.
Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku
Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek
mjelec@gfos.hr

Prethodno priopćenje

Hrvoje Draganić, Etna Marković, Mario Jeleč

Numeričko istraživanje udara plovila u stup mosta

Udar plovila u most može rezultirati teškim gubitkom života i znatnom štetom. Rad predstavlja numeričku analizu studije stvarnog slučaja udara plovila u stup mosta Ilok – Bačka Palanka 2024. godine u Hrvatskoj. Primjenom metode konačnih elemenata simulirane su različite interakcije između plovila i stupa pod variranim uvjetima opterećenja. Numerički model uključuje realističnu geometriju plovila i stupa mosta kao i ponašanje materijala. Rezultati numeričke simulacije uspoređeni su s oštećenjima prouzročanim na stupu nakon udara. Oštećenje stupa procijenjeno je oštećenjem betona kroz modeliranje efekta erozije koji definira trenutna geometrijska deformacija. Kalibrirani numerički model dodatno je korišten u parametarskoj analizi u svrhu utvrđivanja utjecaja smjera i brzine udara u promatrani stup mosta.

Ključne riječi:

udar plovila, studija slučaja, stup mosta, numerička analiza, degradacija betona

Research Paper

Hrvoje Draganić, Etna Marković, Mario Jeleč

Numerical investigation of barge collision with a bridge column

A vessel-bridge collision can result in severe loss of life and substantial damage. This study presents a numerical analysis of the vessel impact on a column of the Ilok-Bačka Palanka bridge in Croatia. Using finite element modelling, different barge-column interactions under multiple loading conditions were simulated. The numerical model includes realistic vessel and bridge-pier geometry, as well as material behaviour. The numerical simulation results were compared with the damage caused to the column after the impact. The column damage was evaluated using a concrete degradation modelled via an erosion-based algorithm driven by instantaneous geometric strain. The calibrated numerical model was also used in a parametric analysis to determine the influence of the impact direction and speed on the observed bridge pier.

Key words:

vessel collision, case study, bridge column, numerical analysis, concrete degradation

1. Uvod

Udar plovila u stup mosta može prouzročiti teške ljudske žrtve i materijalnu štetu. Mostovi su ključne poveznice u suvremenom prometu, a njihova sposobnost podnošenja udarnih opterećenja ključna je za održavanje sigurnog i neprekinutog prometnog toka. Kako se riječni i pomorski promet povećava, tako raste i rizik od udara, što izaziva zabrinutost za stabilnost i otpornost mostovnih konstrukcija. Svaki udarac predstavlja neposrednu prijetnju i dodaje kumulativno naprezanje, potencijalno ugrožavajući sigurnost i dugovječnost. Takve nesreće uzrokovale su brojna oštećenja i urušavanja mostova [1] s 35 zabilježenih slučajeva širom svijeta od 1960. do 2015., što je rezultiralo stotinama smrtnih slučajeva [2]. Analiza pokazuje da su mostovi s glavnim rasponom kraćim od dvije do tri duljine plovila ili dvije širine riječnog korita posebno ranjivi [3]. Plovila u balastu snažno su podložna vjetru i strujama, a barže ili teglenice, osobito blizu zavoja ili u jakim strujama, izazovne su za manevriranje, često klizeći u suprotnom smjeru od zavoja. Mostovi blizu riječnih zavoja ili na brzim plovničkim putovima izloženi su većem riziku od čestih udara teglenica.

Norme za projektiranje, poput europske EN 1991-1-7 [4] ili američke ASSHTO [5], pružaju smjernice za projektiranje mostova radi smanjenja rizika od udara plovila. Te norme često koriste empirijske formule za izračun ekvivalentnih statičkih sila tijekom udara. Međutim, udari plovila u stupove mostova nedvojbeno su dinamični događaji karakterizirani intenzivnim izmjenama energije između plovila i konstrukcije mosta tijekom kratkog razdoblja. Statičke analize zanemaruju ključne dinamičke utjecaje, poput inercijskih odziva gornjeg ustroja, potencijalno podcjenjujući opterećenja udara i zahtjeve konstrukcije [3, 6].

Simulacija udara plovila u mostove obično zahtijeva složene nelinearne dinamičke analize. Ti udari, koji se događaju u roku od nekoliko sekundi, stvaraju značajne bočne sile koje se šire s područja udara na druge dijelove mosta, uključujući pilote i gornji ustroj mosta. Brojne studije istraživale su nelinearno dinamičko ponašanje mostova pod udarom plovila kroz analitičke, numeričke i eksperimentalne pristupe. Provedeno je nekoliko eksperimentalnih ispitivanja udara plovila u mostove (npr. [7, 8]), ali oni se suočavaju sa značajnim izazovima. Ispitivanja u punoj veličini često su preskupa, dugotrajna i nepraktična, a ispitivanja modela u smanjenom mjerilu u laboratorijima ograničena su utjecajima skalirane konstrukcijske geometrije [9, 10]. Kontaktne metode konačnih elemenata (eng. *final element* – FE) nude održivu i praktičnu alternativu za rješavanje tih ograničenja. Međutim, razvoj takvih modela analize konačnih elemenata (eng. *final element analysis* – FEA) za plovilo u sudaru može biti vremenski zahtjevan postupak, zahtijevajući značajne računalne i simulacijske resurse.

U posljednjim godinama nekoliko studija opsežno je istraživalo različite utjecaje udara plovila u mostove, s posebnim naglaskom na ključne aspekte poput sila udara [10–12] ili mehanizama progresivnog urušavanja mostova [13]. Ova istraživanja pridonijela su spoznaji ključnih čimbenika, uključujući masu

i brzinu plovila, konstrukcijsku krutost mostova, prisutnost rasponskog sklopa i dinamičke interakcije između plovila i konstrukcije mosta [11]. Jedna značajna studija Shaa i Haoa [10] istraživala je ključnu ulogu geometrije stupova, pokazujući njezin značajan utjecaj na veličinu i raspodjelu sila udara. Njihova istraživanja ističu kako geometrijski oblik stupova može utjecati na konstrukcijsku otpornost tijekom udara. Eksperimentalna istraživanja Kantralesa i suradnika [14] dodatno podupiru ove rezultate, pokazujući da su sile udara na plovila značajno smanjene kada se ciljaju zaobljeni elementi mosta, a ne ravni dijelovi s ekvivalentnim geometrijskim dimenzijama. Nekoliko drugih studija [15, 16] istraživalo je utjecaj interakcije tla i konstrukcije (eng. *soil structure interaction* – SSI) na udare plovila u mostove, ukazujući da promjene uvjeta tla mogu značajno utjecati na odgovor mosta izazvan udarima.

Mnogi istraživači proučavali su nelinearno dinamičko ponašanje sustava plovilo – most tijekom udara provođenjem numeričkih simulacija visoke rezolucije [17–19]. Druge metode, poput metode spektra odziva [20, 21], također su korištene za procjenu odgovora mosta izazvanog udarom plovila. Nedavna istraživanja usmjerena su na razvoj mjera zaštite od udara, poput primjene zaštitnih čeličnih ploča [22] i sustava rešetkastih odbojnika ispunjenih pjenu [23]. Gore spomenuti radovi pridonijeli su boljem razumijevanju nelinearne dinamičke interakcije plovila i mosta tijekom udara. Međutim, FE simulacije visoke rezolucije obično su računalno jako zahtjevne. Kako bi se smanjili računalni troškovi, nekoliko istraživača predložilo je pojednostavljene metode za analize udara plovila u mostove [24–26]. Međutim, kao što je ranije spomenuto, pojednostavljen pristup mora se pažljivo primijeniti jer udari između plovila i stupova mostova nedvojbeno su dinamični i uključuju nekoliko čimbenika koje treba uzeti u obzir u pojednostavljenju.

Rad predstavlja analizu studije slučaja stvarnog događaja udara plovila u stup mosta Ilok – Bačka Palanka 2024. godine radi detaljne numeričke FE analize nesreće. Rad se fokusira na razvoj numeričkog modela plovila s teglenicom, kako je opisano u postojećoj projektnoj dokumentaciji mosta i AASHTO standardima. Simulacije su provedene s pomoću računalnog programa Ansys 2024 R2 [27], koji omogućuje detaljnu procjenu konstrukcijskog odgovora na dinamičko opterećenje. Različite interakcije plovila i mosta u različitim scenarijima udara simulirane su kako bi se procijenila šteta uzrokovana udarom pramca teglenice. Analizirani događaj služi za numeričku rekonstrukciju udara temeljenu na stvarnom slučaju za koji su bile dostupne samo ograničene informacije nakon događaja. Stoga cilj istraživanja nije potpuna forenzička identifikacija svih parametara udara, već procjena može li fizikalno racionalni model konačnih elemenata reproducirati opaženi lokalni obrazac oštećenja udarenog stupa mosta i pružiti osnovu za usporedno istraživanje nekoliko reprezentativnih scenarija udara. Predstavljene rezultate stoga treba tumačiti unutar okvira usvojenih pretpostavki vezanih uz geometriju, svojstva materijala, formulaciju kontakta i dostupna terenska opažanja.

2. Studija slučaja

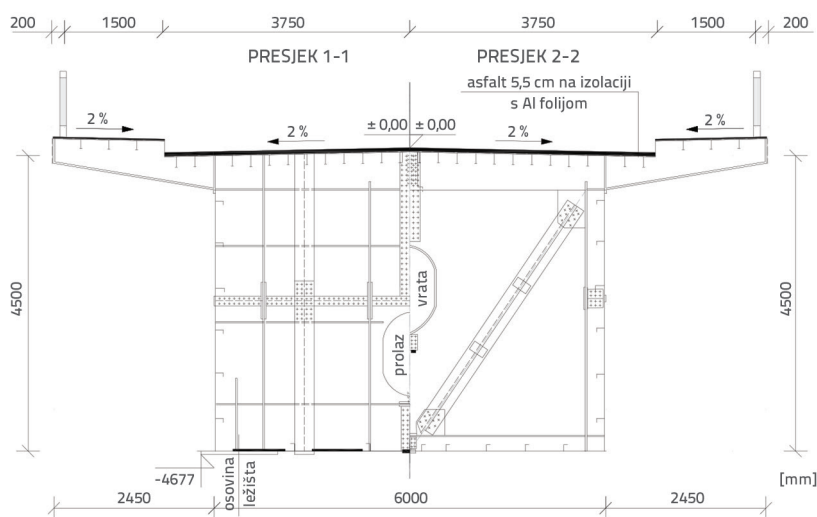
2.1. Geometrija mosta

Most Ilok – Bačka Palanka, dug 725 metara, izgrađen je 1974. godine kako bi omogućio izravnu vezu između desne i lijeve obale Dunava u blizini Bačke Palanke (slika 1.). Ovaj most je projektiran za olakšavanje prometa vozila i pješaka, podržavajući regionalnu povezanost i gospodarske aktivnosti. Geometrija mosta preuzeta je iz glavnog projekta u Državnom arhivu u Zagrebu [28]. Poprečna širina konstrukcije mosta iznosi 10,9 metara, a obuhvaća prometnu traku širine 7,5 metara i dvosmjerne pješačke staze širine 1,5 metara sa svake strane, što omogućuje siguran prolazak pješaka (slika 2.).

Most ima središnji otvor namijenjen isključivo za plovidbu rijekom. Ovaj plovni kanal širine 150 metara osigurava slobodnu visinu od 9,5 metara iznad maksimalne plovne razine vode, koja se nalazi na nadmorskoj visini od 80,11 metara, što je ključno za siguran prolaz brodova i teglenica duž Dunava. Gornji ustroj mosta sastoji se od dviju jedinica, i to prilaznog inundacijskog spregnutog sustava slobodno oslonjenih greda s rasponima od 6 × 60 m, te glavne čelične konstrukcije u obliku kontinuirane grede s rasponima od 100,0 + 160,0 + 100,0 m.



Slika 1. Most Ilok – Bačka Palanka



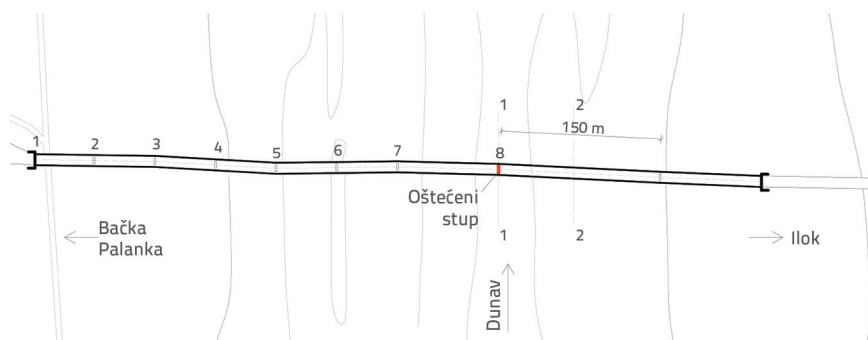
Slika 2. Presjeci rasponskog sklopa mosta [28]

Spregnuti inundacijski nosači sandučastog su presjeka i prekriveni su predgotovljenim armiranobetonskim (AB) pločama. Čelična sandučasta konstrukcija ima konstantnu visinu duž cijele svoje dužine, 2700 × 5490 mm. Ploče rebara i donje čelične ploče debele su 12 mm, odnosno 16 mm. AB ploča izrađena je od betona razreda MB400, prema prijašnjim propisima za spregnute konstrukcije.

Glavna čelična konstrukcija ima sandučasti pravokutni presjek s ortotropnom pločom na vrhu, kao što je prikazano na slici 2. Širine sanduka i ploča su 5,94 m odnosno 10,9 m. Vertikalna visina limova u srednjem otvoru iznosi 4,5 m, a u završnim otvorima linearno mijenja se od 3,0 m do 4,5 m na srednjim nosačima. Glavni nosač izgrađen je u vertikalnoj krivini s radijusom od 10.000 metara i uzdužnim nagibom od 0,8 %. U poprečnom smjeru prometna površina izgrađena je s nagibom od 2 % s obje strane prema rubovima konstrukcije. Ploče na prometnoj površini izrađene su od lima debljine 12 mm, a na pješačkim stazama koriste se metalne ploče debljine 10 mm odnosno 16 mm. Vertikalni zidovi sanduka izrađeni su od čeličnih limova debljine 12 mm i 14 mm, a blizu nosača debeli su 25 mm. Čelične ograde su visine 1,0 m. Čelik oznake St37 uglavnom je korišten za rasponski sklop, a čelik St52 korišten je samo za uzdužne elemente koji podupiru glavne i poprečne nosače iznad stupova.

Dimenzioniranje čelične konstrukcije provedeno je u skladu s DIN 1073 i DIN 4114, kao i s prethodnim propisima za spregnute konstrukcije.

Donji ustroj mosta sastoji se od 10 stupova, od kojih su stupovi 1 – 7 smješteni ispod pristupnog inundacijskog dijela, a stupovi 8 – 10 ispod glavne rasponske konstrukcije, kao što je prikazano na slici 3. Stup izložen udaru je broj 8. Glavnu konstrukciju podupiru četiri visoka stupa, a samo jedan, stup 8, ima fiksni ležaj. Svi stupovi izrađeni su od armiranog betona oznake MB300. U središnjem otvoru i na plovnom putu dva stupa su temeljena na kesonima i približno su iste veličine i oblika, kao što je prikazano na slici 4. Stupovi mosta sastoje se od dvaju različitih presjeka postavljenih u odnosu na razinu vode. Donji dio tijela stupa, koji je potopljen pri normalnim i visokim razinama vode, oblikovan je u obliku dijamanta kako bi se pružio minimalan otpor protoku vode, čime se smanjuje erozija i materijala stupa i temeljnog tla. Gornji dio tijela stupa pravokutnog je oblika jer se pretpostavlja da je vrlo visoka razina vode rijetka. Njegova pojava ne bi ozbiljno oštetila stupove smještene u koritu rijeke.



Slika 3. Dispozicija stupova mosta [28]



Slika 4. Geometrija razmatranog stupa [28]

Geometrija stupa mosta prikazana u ovom radu izvedena je iz dostupne izvorne tehničke dokumentacije i naknadno uspoređena s fotografijama s pregleda provedena nakon udara. Uočeno je da se izgrađeni donji dio stupa razlikuje od izvornih crteža zbog lokalno zadebljane vanjske betonske zone. Budući da nije bilo potpune dokumentacije o ovoj izmjeni u stvarnom stanju, geometrija numeričkog modela razvijena je koristeći se dokumentiranom izvornom geometrijom, a uočena je razlika posebno istaknuta prilikom rasprave o slaganju između numeričkih rezultata i zabilježenih terenskih oštećenja. Dimenzije presjeka stupa su $2 \times 6,5$ m. Na uzvodnoj strani nalaze se i betonski ledolomci do 1 m iznad maksimalne plovne razine vode (81,11 m), debljine 1 m, ojačani na vrhu čeličnim kutovima. Iznad ledolomaca na uzvodnoj i nizvodnoj strani stupovi su zakošeni za 25 cm. Kesoni dimenzija $13 \times 7,5$ m spuštaju se u umjetne šljunčane nasipe. Visina umjetnih nasipa iznosi 76,85 m, odnosno 1 m iznad prosječne razine vode.

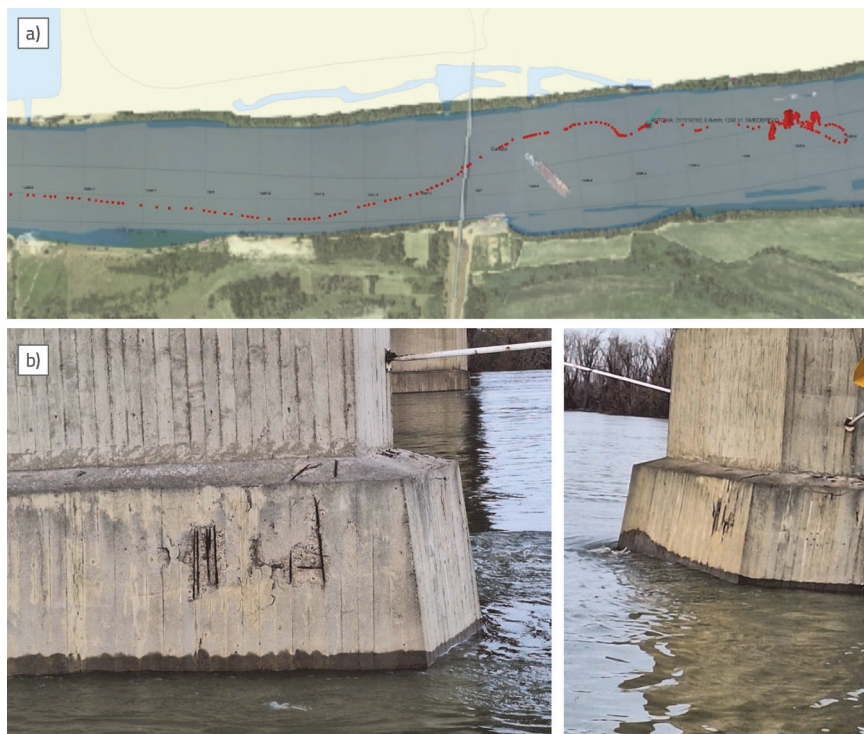
2.2. Scenarij opterećenja

Najčešća su plovila na dunavskom plovnom putu krstarice, samohodni teretni brodovi te potisnici i tegljači. Zbog prednosti guranja, vuča se gotovo u potpunosti izostavlja na unutarnjim plovnim putovima. Sustav guranja sastoji se od potisnika i barži (tegljenica) koji se mogu rasporediti u jedan ili više redova. Teglenice

su duljine od 60 do 110 m i imaju nosivost od 1700 tona. Maksimalna je širina plovila 11,4 m zbog postojanja prepreka na plovnim putovima, koje zbog svog oblika ne dopuštaju veće širine. Prosječna brzina plovila nizvodno od Dunava kreće se od 15 do 20 km/h, a uzvodno od 7 do 10 km/h, bez posebnih pravila koja propisuju maksimalne brzine plovidbe [29].

U razmatranom scenariju studije slučaja, plovilo imena *Antonia*, prevozeći dvije potpuno natovarene barže, plovilo je rijekom Dunav od Linza do Smedereva kada je neočekivano skrenulo s označenog vodenog puta. Kao što je prikazano na slici 5., plovilo je, s približnom brzinom od 15 km/h, udarilo u stup cestovnog mosta Ilok – Bačka Palanka pod kutom od 20° , izmjerenim okomito na os mosta [29]. Ovaj udar prouzročio je značajan proboj trupa broda, što je rezultiralo potapanjem jedne teglenice natovarene s otprilike 1000 tona umjetnog gnojiva. Zbog prirode tereta i ekološke osjetljivosti plovnog puta, bile su potrebne hitne zaštitne mjere kako bi se ublažila potencijalna ekološka šteta od potopljenog gnojiva. Dodatno, promet vozila na mostu zaustavljen je zbog rizika uzrokovanog štetom od udara.

Nakon temeljitog pregleda vlasti su uvele stroga prometna ograničenja na mostu. To je uključivalo maksimalnu dopuštenu težinu vozila od 24 tona, ograničenje brzine od 30 km/h i zabranu zaustavljanja na mostu radi smanjenja opterećenja na oštećenoj konstrukciji. Uočena oštećenja prikazana su na slici 5., koja prikazuje stanje udarenog stupa. Poslije je detaljan pregled pokazao da nije bilo oštećenja na sklopu rasponske konstrukcije ili na temeljima stupova. Kao što je prikazano na slici 5., udar se dogodio u donjem dijelu tijela stupa. Na temelju vizualne procjene, oštećenje stupa klasificirano je kao površinsko, jer je odlamanje betonskog zaštitnog sloja izložilo armaturne šipke utjecajima iz okoliša, ali nije ugrozilo ukupnu stabilnost mosta. Relativno mala, površinska oštećenja stupa i neoštećenje rasponske konstrukcije ukazuju na nisku energiju udara. Općenito, kako je opisano u ovom odlomku, dostupni podaci o opisanom udaru bili su ograničeni na identificiranu vrstu plovila, prometne i inspeksijske izvještaje, procijenjenu brzinu plovila koju je pružila nadležna vlast te fotografske zapise oštećenog stupca. Detaljna mjerenja pramca oštećenog plovila nakon udara, izravni zapisi sile udara, ubrzanja, pomaka ili vremenskog odgovora konstrukcije mosta nisu bila dostupna. Iz tog razloga stvarni događaj korišten je prvenstveno kao referentni slučaj za usporedbu pozicije i opsega nastale vidljive štete, a ne za strogu kvantitativnu validaciju temeljenu na izmjerenim odgovorima konstrukcije.



Slika 5. a) Putanja plovila; b) oštećeni stup mosta [29]

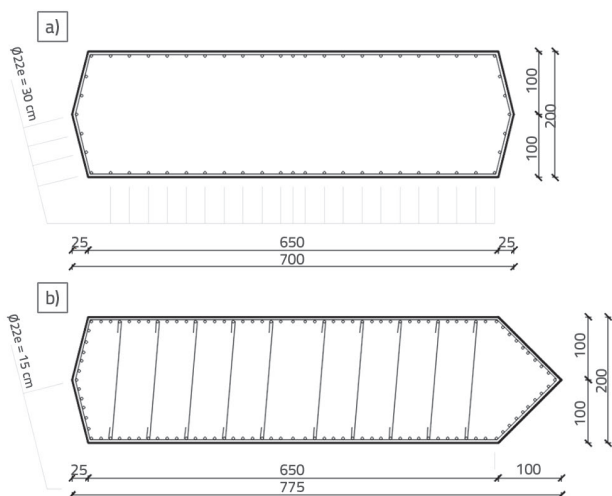
Budući da točna geometrija promatranog stupa nije bila poznata, tehnički crteži poslužili su kao osnova za geometriju modela, kao što je već spomenuto u prethodnom poglavlju. Na temelju geometrije navedene u tehničkim crtežima promatrani stup modeliran je korištenjem linijskih i volumnih elemenata. Volumni (*solid*) elementi korišteni su za modeliranje betonskog dijela stupa, a linijski (*beam*) elementi korišteni su za modeliranje armaturnih šipki. Oblik stupa pažljivo je modeliran kako bi odražavao njegov stvarni oblik. U početku je modelirana cijela visina stupa (slika 7. (a)); međutim, radi pojednostavljenja modela i uzimajući u obzir da nema uočenih oštećenja u sklopu gornjeg ustroja ili na temelju stupa, odlučeno je smanjiti veličinu modela stupa uklonjenjem temelja stupa i masivnog betonskog dijela koji se proteže iz temelja i pretvara u poprečni presjek stupa, kao što je opisano u prethodnom poglavlju (slika 7. (b)).

3. Numeričko modeliranje

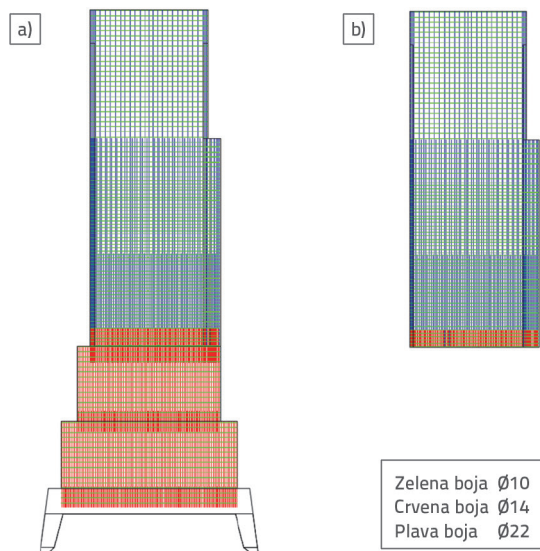
Primarni je fokus rada i poglavlja u nastavku simulacija udara broda u stup mosta koristeći podatke iz stvarnog udara zabilježenog na predmetnom mostu.

3.1. Geometrija modela

Geometrija modela udarenog stupa izrađena je na temelju geometrije navedene u tehničkim crtežima. Međutim, može se uočiti blago odstupanje u geometriji između promatranog stupa (slika 4.) i onih prikazanih na tehničkim crtežima (slika 6.).

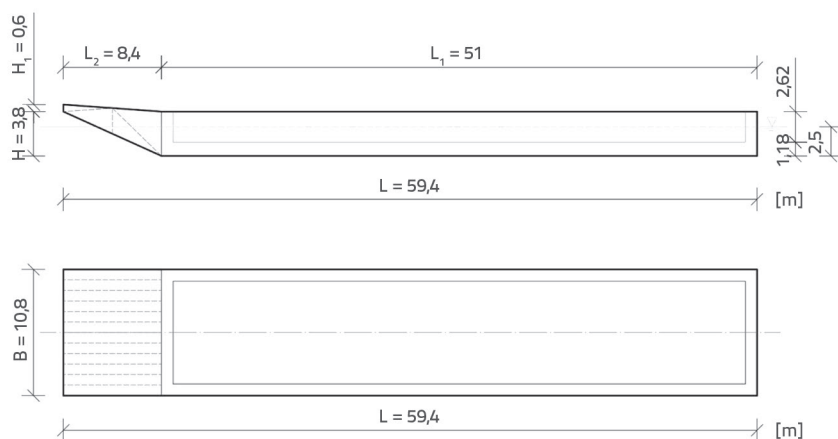


Slika 6. Presjeci stupa: a) gornji dio; b) donji dio



Slika 7. Numerički model stupa: a) cijeli model; b) smanjeni model

Usvojeni model stupa namjerno je bio usmjeren na regiju relevantnu za lokalni odgovor na promatrani utjecaj. Zadržana geometrija uključuje zonu udara, prijelaz poprečnog presjeka stupa i proširenje baze, što upravlja lokalnim prijenosom sile u analiziranom modelu. Donji dio stupa i sustav temelja nisu eksplicitno modelirani jer je cilj studije bio istražiti lokalni razvoj oštećenja u području utjecaja, a ne globalni odgovor tla i temelja. Ova idealizacija stoga je pretpostavka modeliranja i treba je tumačiti kao jedno od glavnih ograničenja studije.



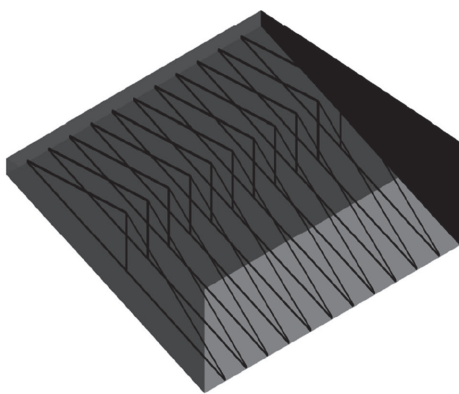
Slika 8. Geometrija teglenice

Što se tiče geometrije plovila, kao što je navedeno u poglavlju 2., u razmatranom slučaju plovilo se sastoji od potisnika i teglenica koje se mogu slagati u jedan ili više redova, s duljinama od 60 do 110 m i maksimalnom širinom od 11,4 m. Zbog prevladavanja sastava potiska na Dunavu, u ovom radu korištena je teglenica s nosivošću od 1700 tona za simulaciju udara. Dimenzije se temelje na AASHTO standardima [5] za standardne teglenice, kao što je prikazano na slici 8. i u tablici 1.

Tablica 1. Usvojene dimenzije standardne teglenice s nosivošću od 1700 tona

| | AASHTO [ft] | Usvojene dimenzije [m] |
|----------------------------|-------------|------------------------|
| Širina | 35 | 10,8 |
| Duljina | 195 | 59,4 |
| Dubina | 12 | 3,8 |
| Visina prostora za pohranu | 8,7 | 2,62 |

Izometrijski prostorni prikaz pramca teglenice prikazan je na slici 9. Za tijelo teglenice koristi se čelični lim debljine 30 mm. Prema tome, tijelo teglenice ima volumen od približno 52,37 m³.



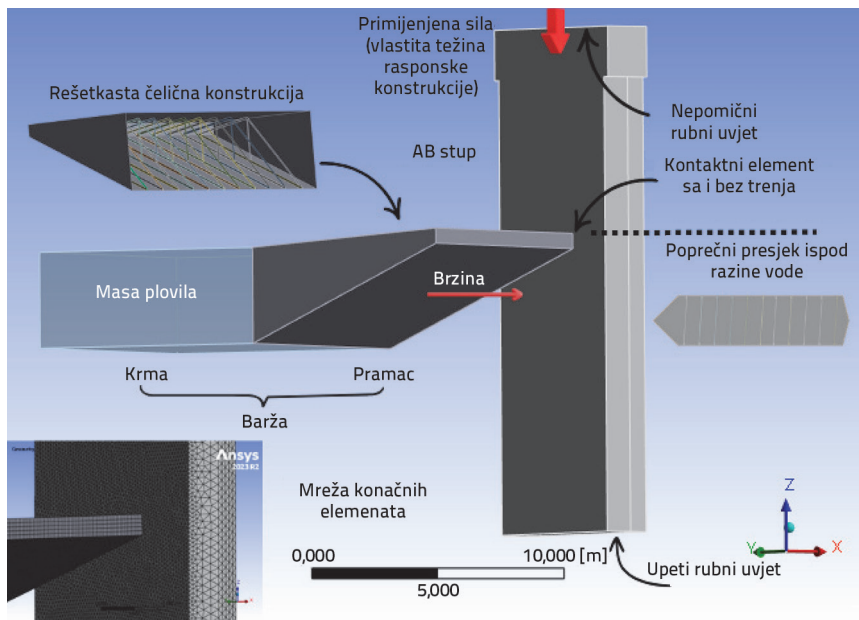
Slika 9. Izometrijski prostorni prikaz pramca teglenice

Budući da je gustoća čelika 7830 kg/m³, masa tijela teglenice iznosi 410 tona. Budući da detaljni nacrti konstrukcije pramca teglenice nisu bili dostupni, unutarnje ojačanje konstrukcije pramca prikazano je idealizirano u skladu s tipičnim rasporedom ovog tipa plovila. Dodatna masa čelika uvedena je kao pretpostavka modeliranja kako bi se uzela u obzir prisutnost unutarnjih ojačanja, što je rezultiralo ukupnom masom teglenice od 535 tona. Kako bi se smanjila složenost modela, ta se masa pretvarala u čvrsti element koji predstavlja tijelo teglenice. Uzimajući u obzir kratko trajanje analiziranog udarnog događaja, u pojednostavljenom

modelu teglenice nije pretpostavljena značajna preraspodjela naprezanja izvan područja neposrednog udara pramca. Ukupna težina potisnika, uključujući tijelo i pramac, iznosi približno 600 tona. Radi lakšeg izračuna unutarnja složena struktura pramca pojednostavljena je postavljanjem 11 rešetkastih sustava na udaljenost od 90 cm jedan od drugog, kao što je prikazano na slici 9. Usvojena debljina rešetkastih elemenata i pramčane ploče iznosi 30 mm, a visina je rešetkastih elemenata 100 mm.

3.2. Veličina mreže konačnih elemenata, kontaktni elementi i rubni uvjeti

Numerički rezultati osjetljivi su na veličinu mreže konačnih elemenata. Budući da je riječ o složenom modelu, manja podjela konačnih elemenata uzrokovala bi pad računalnog programa zbog ograničenja procesorskog kapaciteta i radne memorije. U preliminarnoj parametarskoj analizi veličina mreže konačnih elemenata varirana je od 75 do 200 mm. Kako bi se održala numerička stabilnost i optimiziralo vrijeme proračuna, odabrana je veličina mreže od 125 mm za površine u izravnom kontaktu. Za ostatak modela usvojena je veća veličina mreže od 250 mm. Betonski dio stupa modeliran je kao volumni (*solid*) element, a armaturne su šipke modelirane kao linijski gredni (*beam*) elementi. Za volumne elemente odabran je tip Hex8 (SOLID65), tj. linearni heksaedarski elementi s osam čvorova (osam integracijskih čvorova na svakom kutu konačnog elementa). Odabrane su formulacije grednog ponašanja za čeličnu armaturu kako bi se modeliralo savijanje tijekom interakcije s stupom tijekom udara. Kontaktni algoritam pretvara gredne linijske (*beam*) elemente u armaturne šipke (LINK8) i omogućuje idealno spajanje, odnosno idealnu vezu između betona i armaturnih šipki. Armaturne šipke u algoritmu zadržavaju ponašanje grednih elemenata tijekom analize. Čelični dio plovila modeliran je kao plošni element (SHELL163 i SHELL209). Dodatno, plošni elementi pramca i rešetkastog sustava te pramca i tijelom potisnika povezani su s pomoću čvrstog (*bonded*) kontaktnog algoritma.



Slika 10. Numerički model udara plovila u stup

U model je uvedeno nekoliko kontaktnih algoritama. U scenariju stvarnog opterećenja pramac teglenice i stup mosta povezani su kroz dvije varijacije kontaktnih elemenata, tj. s trenjem ili bez trenja. U obje formulacije kontakta bočni i donji dijelovi plošnih elemenata pramac djeluju kao kontaktne površine (*contact*), a površina udarca na stupu definira se kao meta (*target*), ovisno o slučaju. U preliminarnoj analizi, koeficijent trenja variran je od 0,30 do 0,60, a za kontaktne elemente s trenjem između čelika i betona odabran je 0,45, u skladu s literaturom [30–33].

U referentnom slučaju udara ispitane su dvije idealizacije kontakta kako bi se procijenio njihov utjecaj na predviđeni obrazac oštećenja. Model trenja jedini je fizikalno reprezentativan za simulaciju interakcije čelika i betona tijekom klizanja; međutim, u provedenim simulacijama to je dovelo do prijevremenog prekida analize zbog numeričke nestabilnosti nakon što se pramac teglenice lokalno utisnuo u betonsku površinu. Formulacija kontakta bez trenja stoga nije uvedena kao fizikalno superiorniji prikaz stvarnog događaja, već kao numerički robusna aproksimacija koja omogućuje potpuno vrijeme simulacije i dosljednu usporedbu između analiziranih scenarija udara. Rezultate dobivene ovom formulacijom treba tumačiti u skladu s tim.

U numeričkom modelu usvojena su dva glavna pojednostavljenja vezana uz rubne uvjete i prikaz gornjeg ustroja. Budući da su dostupna terenska opažanja ukazivala na lokalizirana oštećenja površine koncentrirana u zoni udara, model je formuliran tako da bilježi lokalni odgovor udara stupa, a ne potpuno dinamičko ponašanje sustava most – temelj. Prema tome, temelj stupa idealiziran je kao potpuno upet, a vrh modela bio je pojednostavljen kako bi prikazao ograničenje koje pruža rasponski sklop. Težina rasponskog sklopa predstavljena je ekvivalentnim rezultatnim vertikalnim opterećenjem,

izračunatim iz dokumentiranih dimenzija presjeka i karakteristika materijala, koje je iznosilo 5670 kN. Ovo pojednostavljenje ne reproducira puni mehanizam prijenosa opterećenja na razini ležaja niti inerciju rasponskog sklopa, ali omogućuje numerički stabilan prikaz uzdužnog tlaka koji djeluje na stup tijekom analize udara. Utjecaj ovih pretpostavki treba uzeti u obzir pri tumačenju rezultata.

Brzina plovila od 15 km/h usvojena je u skladu s procjenom Lučke uprave. Grafički sažetak numeričkog modela udara plovila u stup mosta, s najkritičnijim parametrima, prikazan je na slici 10.

3.3. Parametri materijala

Ponašanje betona modelirano je s pomoću Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT) [34] modela materijala, koji uključuje potrebne značajke za točan

opis dinamičke čvrstoće betona pri brzinama relevantnim za udarce. RHT model betona je napredni plastični model koji se koristi za simulaciju dinamičkog opterećenja betona, osobito za krhke materijale. Ovaj model kombinira plastičnost i oštećenja smicanjem kako bi ograničio devijatorno naprezanje materijala putem generalizirane površine loma. Dizajniran je da bude modularan, što omogućuje aktivaciju ili deaktivaciju specifičnih aspekata ponašanja materijala, čineći ga vrlo praktičnim za različite primjene. Ansys 2024 R2 [27] sadrži unaprijed definirane parametre za RHT model betona s tlačnom čvrstoćom od 35 MPa. Tablica 2. prikazuje korigirane parametre za klasu betona C25/30, koji su implementirani u model stupa 8. Prednost RHT betonskog modela njegova je prilagodljivost različitim čvrstoćama materijala, jer se promjene čvrstoće odražavaju u preračunatim vrijednostima na temelju definiranih parametara materijala. Kvaliteta betona definirana je prema izvornoj tehničkoj dokumentaciji kao MB300, koja odgovara razredu tlačne čvrstoće C25/30, specificiranoj u EN 206-1:2026 [35]. Degradacija betona modelirana je erozijskim algoritmom kojim upravlja trenutna geometrijska deformacija. U preliminarnoj parametarskoj analizi koeficijent erozije variran je u granicama od 0,3 do 0,7. Međutim, uočena oštećenja u numeričkom modelu bila su pod utjecajem ne samo faktora erozije, već i veličine mreže konačnih elemenata. Stoga je analizirana kombinacija ovih dvaju vrijednosti. U tom smislu, elementi su uklonjeni iz mreže kada je njihova deformacija premašila odabrani prag od 0,5 kako bi se osigurala numerička stabilnost i odrazio slom materijala. Odabrani koeficijent erozije odabran je unutar granica navedenih u literaturi [36, 37]. Budući da je usvojena klasa betona temeljena na dostupnoj izvornoj projektnoj dokumentaciji, za ovu studiju nisu bili dostupni rezultati *in-situ* testova, pa se model materijala nije mogao kalibrirati prema

Tablica 2. RHT model betona korišten u numeričkim simulacijama [27]

| Parametar | Opis | C25/30 |
|--------------------------|--|----------|
| G_{el} | Elastični modul posmika | 16,7 GPa |
| f_c | Statička tlačna čvrstoća betona | 25,0 MPa |
| f_t/f_c | Omjer statičke vlačne i tlačne čvrstoće betona | 0,104 |
| f_s/f_c | Omjer posmične i statičke tlačne čvrstoće betona | 0,18 |
| A_{fail} | Parametar neovisan o tlaku za površinu loma | 0,00 |
| B_{fail} | Linearni parametar površine loma | 1,60 |
| N_{fail} | Eksponent površine loma | 0,61 |
| $Q_{2,0}$ | Omjer vlačnih i tlačnih meridijana, referentna vrijednost | 0,6805 |
| B_Q | Parametar prijelaza iz krhkog u duktilno ponašanje | 0,0105 |
| $G_{el}/(G_{el}-G_{pl})$ | Omjer elastičnog modula smicanja i razlike između elastičnog i plastičnog modula posmika | 2,0 |
| $f_{t,el}/f_t$ | Omjer elastične i statičke vlačne čvrstoće betona | 0,7 |
| $f_{c,el}/f_c$ | Omjer elastične i statičke tlačne čvrstoće betona | 0,53 |
| Cap option | Opcija s vršnom vrijednošću | Active |
| B_{frac} | Linearni parametar za površinu rezidualne čvrstoće | 1,60 |
| N_{frac} | Eksponent površine rezidualne čvrstoće | 0,61 |
| A | Eksponent povećanja tlačne čvrstoće | 0,032 |
| Δ | Eksponent povećanja vlačne čvrstoće | 0,036 |
| D_{RHT1} | D_1 parametar oštećenja materijala | 0,04 |
| D_{RHT2} | D_2 parametar oštećenja materijala | 1,00 |

Tablica 3. Parametri čelika prema Johnsonovom i Cookovom modelu [27]

| Parametar | Opis | STEEL 4340 |
|------------|-----------------------------------|------------|
| G | Modul posmika | 81800 MPa |
| f_y | Granica popuštanja | 240 MPa |
| B | Modul očvršćavanja | 500 MPa |
| n | Eksponent za rad očvršćavanja | 0,26 |
| C | Brzina deformacije očvršćavanja | 0,014 |
| m | Koeficijent termičkog omekšavanja | 1,03 |
| T_{melt} | Temperatura taljenja | 1519,9 °C |

izmjerenim svojstvima betona iz postojećeg stupa. Iz istoga razloga moguće dugoročne promjene svojstava materijala zbog starenja, izloženosti okolišu ili lokalnog propadanja nisu eksplicitno uvedene u numerički model. Usvojeni parametri materijala stoga se trebaju promatrati kao reprezentativne vrijednosti temeljene na projektnoj dokumentaciji, prikladne za komparativnu numeričku studiju, a ne kao izravno izmjerena *in-situ* svojstva stupa mosta u trenutku udara. Nakon vizualnog pregleda događaja nisu prijavljeni znakovi opsežnog oštećenja betona, izloženosti armature izvan zone udara ili oštećenja temelja i rasponskog sklopa koja bi sugerirala ozbiljno konstrukcijsko oštećenje. Ipak, budući da nije bila dostupna

posebna procjena trajnosti, istraživanje korozije ili testiranja materijala, mogući utjecaj takvih učinaka ne može se kvantificirati unutar ovoga istraživanja i ostaje izvan njezina opsega.

Za model ponašanja čelika odabran je STEEL 4340, s parametrima definiranim u Ansys 2024 R2 [27]. Johnson-Cook model [38] koristi se za izračune koji zahtijevaju visoku čvrstoću čelika, poput otpornosti na udarce, plastifikacije, termičkog omekšavanja i brzine deformacije; vidi parametre modela čelika navedene u tablici 3. Vrijednosti prikazane u tablici 3. prilagođene su za armaturni čelik GA 240/360. Ovaj model čelika također je usvojen i kao materijal teglenice.

Johnson i Cook predložili su empirijski model za opis plastične deformacije i oštećenja čelika pri različitim brzinama i temperaturama. Model koristi izraz za opis odnosa naprezanja i deformacije:

$$\sigma = [A + B \cdot \epsilon^n][1 + C \ln \dot{\epsilon}^*][1 - (T^*)^m] \quad (1)$$

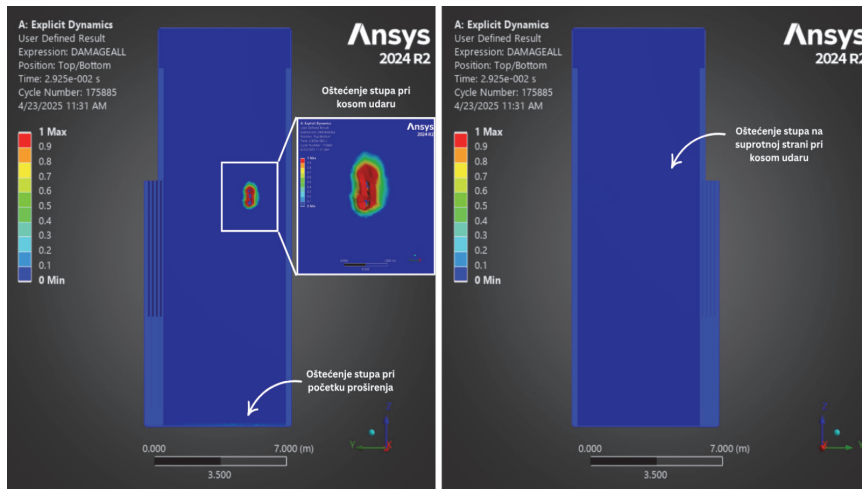
gdje su A , B , n , C i m parametri materijala, ϵ plastična deformacija, $\dot{\epsilon}^*$ normalizirana brzina deformacije i T^* normalizirana temperatura.

4. Rezultati i rasprava

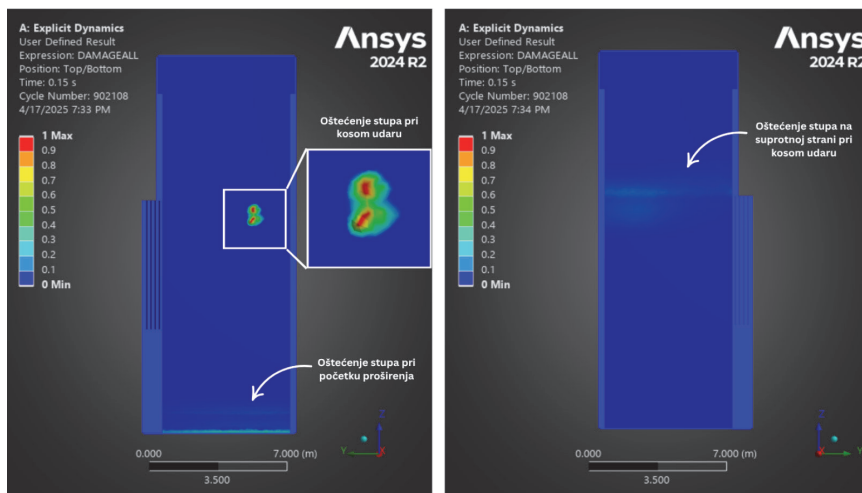
4.1. Scenarij stvarnog opterećenja

U ovom poglavlju analiziraju se rezultati simulacije stvarnog scenarija udara plovila u stup. Validacija modela provedena je usporedbom simuliranog oštećenja s opaženim oštećenjima na terenu iz stvarnog slučaja. Nisu bili dostupni kvantitativni zapisi na terenu,

poput sile udara, pomaka, ubrzanja ili povijesti deformacija jer u vrijeme događaja na mostu nisu bili instalirani mjerni uređaji. Stoga je validacija ograničena na usporedbu lokacije, oblika i opsega vidljivo oštećene zone zabilježene tijekom inspekcije nakon događaja. Slike 11. i 12. prikazuju nastala oštećenja stupa za dva slučaja udara plovila u stupo, slučaj koji je u obzir uzimao postojanje trenja između plovila i stupa te slučaj u kojemu je trenje zanemareno. U stvarnom scenariju opterećenja teglenica je udarila u stup pod kutom od približno 20°, što je rezultiralo udarcem na rubu ojačanog dijela stupa. Numerička simulacija pokušala je reproducirati ovaj događaj koristeći dostupne geometrijske, materijalne i operativne informacije. Kao što



Slika 11. Simulirano oštećenje stupa – model s trenjem



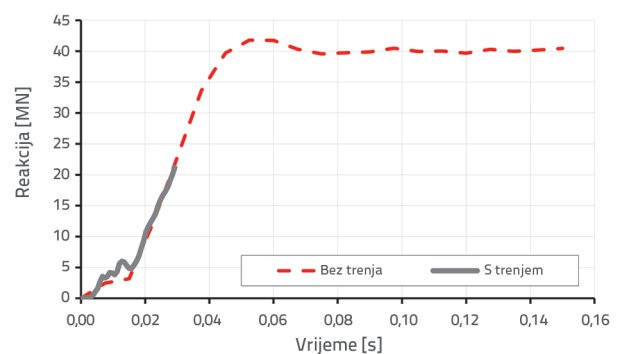
Slika 12. Simulirano oštećenje stupa – model bez trenja

je ranije navedeno, model se temelji na izvornoj tehničkoj dokumentaciji; međutim, naknadni pregled pokazao je da se donji dio izvedenog stupa razlikuje od izvorne geometrije zbog lokalnog ojačanja. Stoga numerički rezultati pružaju dodatnu razinu sigurnosti. Ova razlika također je jedan od razloga zašto usporedbu s opaženom štetom treba tumačiti kvalitativno, a ne kao strogu kvantitativnu validaciju.

Modeli s trenjem i bez trenja ukazuju na lokaliziranu štetu na mjestu udara, ali njihova se fizička interpretacija razlikuje. U modelu s trenjem klizanje se događa s tangencijalnim otporom, što dovodi do lokalnog prodiranja pramca u stup i uklanjanja betonskog zaštitnog sloja, uz djelomično izlaganje armaturnih šipki, kao što je prikazano na slici 11. Što se tiče vidljivog uzorka oštećenja, ovaj odgovor bliži je terenskim opažanjima. Međutim, zbog izražene lokalne nelinearnosti koja se razvija nakon udara, simulacija s trenjem postaje numerički nestabilna i završava nakon otprilike 30 ms. Nasuprot tome, model bez trenja omogućuje klizanje i razdvajanje bez tangencijalnog otpora, stoga ostaje numerički stabilan tijekom cijelog vremena

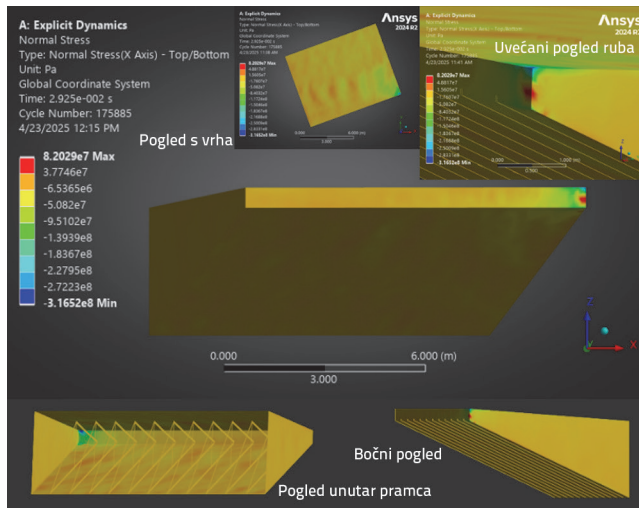
simulacije od 150 ms. Ovaj model predviđa neke aspekte odgovora manje realno, osobito odbijanje nakon udara, ali pruža stabilnu osnovu za usporednu procjenu dodatnih scenarija utjecaja predstavljenih u sljedećem poglavlju. Iz tog razloga formulacija bez trenja zadržana je za parametarsku usporedbu, a model trenja prvenstveno je korišten kao kvalitativni pokazatelj vjerojatnog lokalnog mehanizma oštećenja u scenariju stvarnog udara.

Daljnje usporedbe za dva razmatrana slučaja prikazane su na slici 13. temeljene na reakcijskim silama na mjestu proširenja stupa. Model trenja završava u 30 ms zbog numeričke nestabilnosti, nakon čega se rub pramca utiskuje u betonski stup. Model bez trenja odbija se, smanjujući potencijalnu numeričku nestabilnost, te model završava izračun unutar 150 ms. Maksimalna reakcija na mjestu proširenja stupa iznosila je 42 MN za model bez trenja, a za model s trenjem bila je 21 MN. Čak i ako model trenja nije dosegao svoje predviđeno vrijeme izračuna, vrijednost reakcije dobro se poklapa s modelom bez trenja, kao što je prikazano na slici 13. Budući da model s trenjem omogućuje veću disipaciju energije klizanjem i prodiranjem, očekivala bi se niža vrijednost reakcije za proračunatih 150 ms.



Slika 13. Reakcije stupa na mjestu proširenja stupa za razmatrane slučajeve

Slika 14. i slika 15. prikazuju rezultirajuće normalno naprezanje na pramcu plovila pri udaru za dva slučaja udara pramca u stup, s trenjem i bez trenja. Oba modela ukazuju na vrlo sličnu raspodjelu oštećenja i naprezanja. Kao što se i očekuje, udarni rub pramca ima najznačajnija naprezanja, s udubljenjem ruba

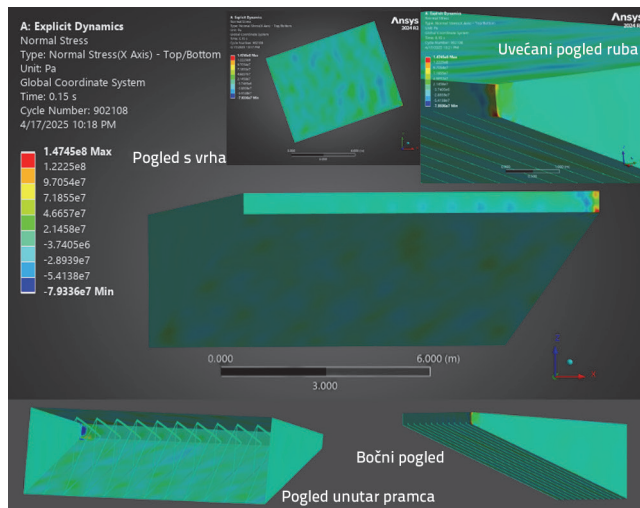


Slika 14. Normalna naprezanja pramca pri udaru – model s trenjem

pramca pri udaru. Deformacija čeličnih rešetkastih elemenata koji podupiru čelične ploče pramca izraženija je na strani udara.

4.2. Scenariji opterećenja

Kako bi se istražili drugi mogući scenariji opterećenja, ispitana su tri slučaja položaja teglenice s različitim smjerom plovidbe



Slika 15. Normalna naprezanja pramca pri udaru – model bez trenja

i kutom udara. Slučaj A predstavlja frontalni udar teglenice za nizvodnu plovidbu Dunavom. U slučaju B također se opaža frontalni udar, ali u smjeru plovidbe uzvodno. Slučaj C predstavlja kosi udar, okomito na zakošenu ojačanu površinu stupa u smjeru nizvodne plovidbe.

Opisani slučajevi prikazani su na slikama u tablici 4. Budući da je formulacija trenja u referentnoj simulaciji stvarnog

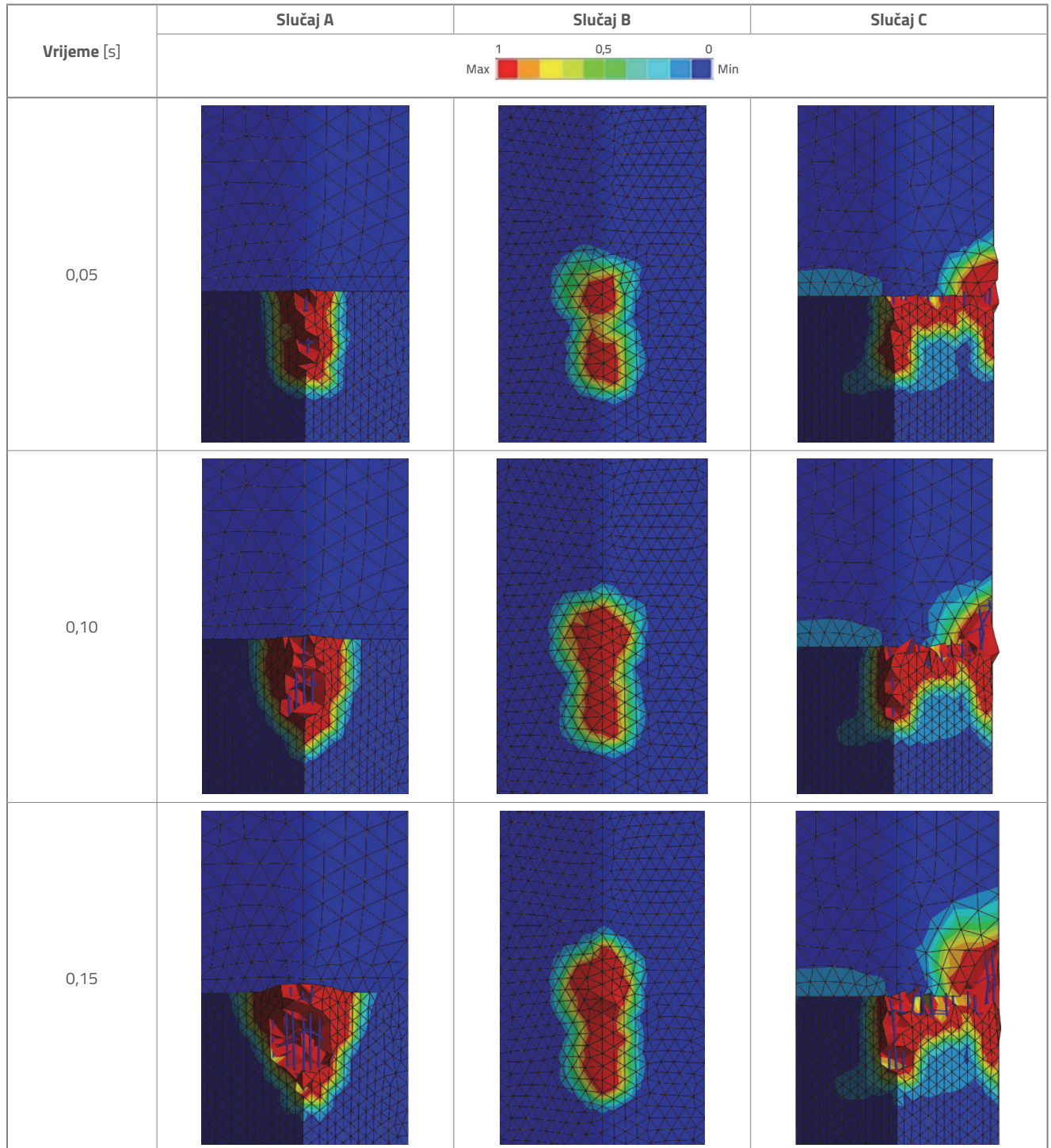
Tablica 4. Razmatrani slučajevi udara

| Slučaj | Pozicija plovila | Parametri udara | |
|--------|------------------|------------------------|-----------|
| A | | Maksimalna točka udara | 81,12 m |
| | | Razina vode | 79,22 m |
| | | Tip udara | Frontalni |
| | | Smjer plovidbe | Nizvodno |
| | | Brzina plovidbe | 4,2 m/s |
| B | | Maksimalna točka udara | 81,12 m |
| | | Razina vode | 79,22 m |
| | | Tip udara | Frontalni |
| | | Smjer plovidbe | Uzvodno |
| | | Brzina plovidbe | 2,0 m/s |
| C | | Maksimalna točka udara | 81,12 m |
| | | Razina vode | 79,22 m |
| | | Tip udara | Pod kutem |
| | | Smjer plovidbe | Nizvodno |
| | | Brzina plovidbe | 4,2 m/s |

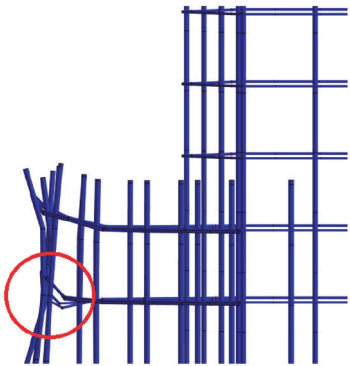
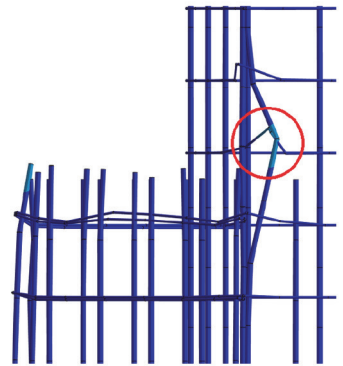
opterećenja dovela do prerane numeričke nestabilnosti, sva tri dodatna scenarija opterećenja (A, B i C) analizirana su formulacijom udara bez trenja kako bi se osigurale potpune, međusobno usporedive simulacije. Čak i ako bi se odbijanja dogodila u stvarnom scenariju opterećenja, ne bi se dogodila u razmatranim scenarijima opterećenja zbog znatno većeg kuta

udarca između plovila i stupa. Dakle, korištenjem modela bez trenja i smanjenjem potencijalne numeričke nestabilnosti, model dovršava izračun unutar 150 ms za sva tri razmatrana scenarija opterećenja. Za smjer plovidbe nizvodno usvojena je brzina od 15 km/h, što odgovara približno 4,2 m/s, isto kao u stvarnom scenariju opterećenja, a za smjer uzvodno

Tablica 5. Tijek oštećenja stupa za razmatrane slučajeve



Tablica 6. Popuštanje armature za razmatrane slučajeve

| | Slučaj A | Slučaj B | Slučaj C |
|-----------------------------|---|----------|---|
| Vrijeme [s] | 0,15 | - | 0,08 |
| Tip armature | poprečna | - | poprečna, uzdužna |
| Položaj popuštanja armature |  | - |  |

usvojena je brzina od 7 km/h, odnosno 2 m/s, sve u skladu s propisima [29].

Na temelju rezultata numeričkih simulacija, najznačajnije volumensko oštećenje stupa događa se u scenariju opterećenja A. U ovom slučaju udar je frontalni, koncentrirajući energiju na manju površinu stupa i rezultirajući težim oštećenjima. Oštećenje se širi u trokutastom obliku jer je opterećenje poravnato s ravninom ojačanog ruba, ostavljajući većinu stupa neoštećenom. Beton prelazi svoju krajnju granicu čvrstoće, što rezultira značajnim lokalnim gubitkom materijala i odvajanjem brojnih betonskih elemenata. Nasuprot tome, scenarij opterećenja B također uključuje frontalni udar; međutim, plovilo plovi uzvodno otprilike upola sporije u odnosu na scenarij opterećenja A. Posljedično, tijekom promatranog trajanja udara nema konkretnog razdvajanja, a šteta na stupu znatno je manja. Oštećenja se šire eliptično zbog odsutnosti ojačanja na nizvodnoj strani stupa. Scenarij opterećenje C uključuje kosi udar, raspoređujući opterećenje na veću površinu. To uzrokuje ravnomjerno širenje oštećenja u svim smjerovima, što dovodi do sloma betona. S vremenom opsežna oštećenja postupno zahvaćaju veće područje, za razliku od lokaliziranijih, ali dubljih oštećenja koja se javljaju pri frontalnim udarcima.

Uočeno je da se tijekom frontalnog udara najznačajnija deformacija događa u poprečnoj armaturi. Nasuprot tome, deformacija i poprečne i uzdužne armature otprilike je jednaka tijekom udara pod kutom. Ovo je rezultat kontakta pramca s cijelom ojačanom površinom stupa, uzrokujući pritom deformaciju poprečne i uzdužne armature prema unutra.

Na temelju tablice 6. može se zaključiti da se popuštanje armature prvo događa u slučaju opterećenja C, koji razmatra kosi udarac. U početku dolazi do tečenja jednog reda poprečne armature, nakon čega slijedi tečenje jedne uzdužne armaturene šipke. U slučaju opterećenja B, koji predstavlja

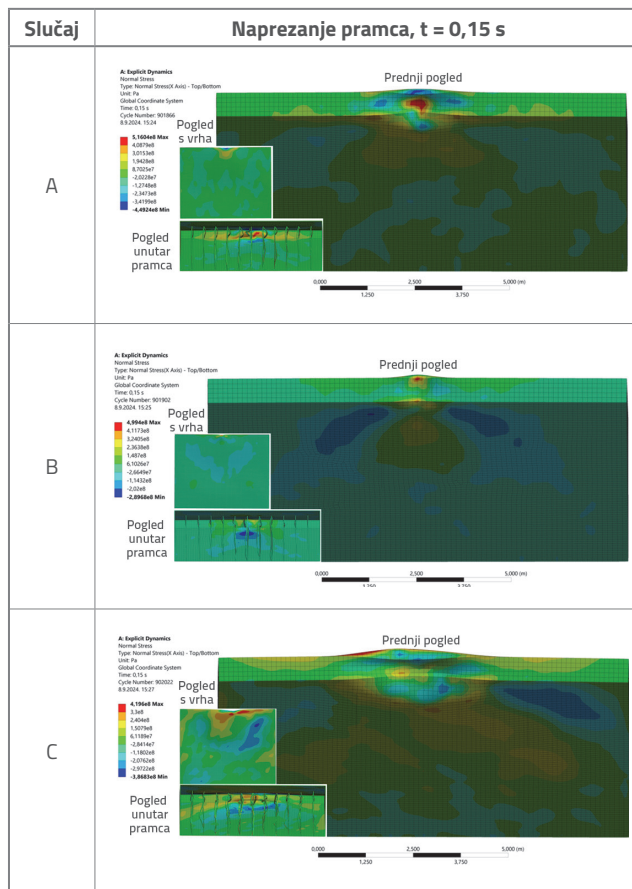
uzvodnu plovidbu s frontalnim udarom, ne dolazi do tečenja niti do značajnije deformacije armature; nasuprot tome, u slučaju opterećenja A, koji uključuje nizvodnu plovidbu, armatura doživljava maksimalne deformacije upravo u ojačanom području stupa, izravno u zoni udara. Popuštanje armature javlja se tek u završnom ciklusu opterećenja i ograničeno je na jedan red poprečne armature.

U tablici 7. prikazana je promjena normalnih napreznja na tijelu pramca plovila. Za sve promatrane slučajeve opterećenja prisutna je neravnomjerna raspodjela napreznja. Maksimalno vlačno napreznje javlja se na bočnoj ploči pramca pri frontalnom udaru u nizvodnoj plovidbi (slučaj A) te iznosi 516 MPa. Najveće tlačno napreznje također se pojavljuje tijekom frontalnog nizvodnog udara i doseže vrijednost od 442 MPa. U uzvodnom smjeru plovidbe (slučaj B) intenzitet normalnih napreznja manji je nego pri nizvodnoj plovidbi (slučaj A) zbog manje brzine plovila i nižeg iznosa kinetičke energije koja se potroši između stupa i barže. U slučaju kosog udara (slučaj C), iako je brzina udara jednaka onoj pri frontalnom nizvodnom udaru (slučaj A), normalna napreznja manje su izražena jer se sila udara raspodjeljuje na veće područje površine stupa.

Tijekom frontalnog udara najveća normalna napreznja javljaju se izravno na površini udara, i to posebno na rubu, gdje je stup dodatno ojačan. Nasuprot tome, pri kosom udaru najveća napreznja pojavljuju se na gornjoj ploči pramca. Razlog tome jest činjenica da bočna ploča pramca u točki kontakta ostaje kruta zbog potpunog kontakta sa stupom, što dovodi do savijanja gornje ploče.

Kod izravnog frontalnog udara barže sa stupom nastaju lokalizirana napreznja na samoj točki kontakta uslijed naglog usporenja plovila. Posljedično se javljaju veća normalna napreznja koncentrirana na manjem području. Suprotno tome, kosi udar raspodjeljuje ta napreznja na šire područje, što rezultira relativno manjim intenzitetom napreznja.

Tablica 7. Naprezanja pramca za promatrane slučajeve



5. Zaključak

Numerička analiza male energije udara plovila u most, koja uključuje Most Ilok – Bačka Palanka, pokazuje važnost primjene naprednog dinamičkog modeliranja za procjenu konstrukcijskog odziva pri udaru. Simulacijom stvarnog incidenta reproducirane su glavne značajke opaženih oštećenja stupa, koja su na temelju vizualnog pregleda klasificirana kao površinska: erozija zaštitnog sloja betona dovela je do izloženosti armaturnih šipki utjecajima okoliša, ali nije narušila ukupnu stabilnost mosta.

Usvojeni numerički model uključuje više pojednostavljenja koja je potrebno uzeti u obzir pri tumačenju dobivenih rezultata. Interakcija tlo – konstrukcija nije modelirana, pri čemu je baza stupa idealizirana kao potpuno upeta, a vrh stupa prikazan je pojednostavljenim rubnim uvjetom koji predstavlja vezu s rasponskom konstrukcijom. Rasponska konstrukcija modelirana je isključivo putem ekvivalentnog vertikalnog opterećenja, bez uzimanja u obzir njegove pune inercije ili krutosti. Armatura je modelirana s pomoću linijskih štapnih (grednih) elemenata uz pretpostavku idealnog prijanjanja, čime su zanemareni učinci klizanja armature u betonu. Modeliranje kontakta s trenjem pokazalo se numerički nestabilnim, zbog čega su primijenjene simulacije s trenjem i

bez trenja, što može utjecati na točnost vršnih reakcijskih sila. Prag geometrijske deformacije za eroziju betona preuzet je iz literature i provjeren ograničenim analizama osjetljivosti; međutim, njegova interakcija s veličinom mreže upućuje na to da bi dodatna kalibracija mogla dovesti do drugačijeg skupa prikladnih kombinacija parametara. Konačno, validacija modela bila je ograničena nedostatkom kvantitativnih terenskih mjerenja, pa su usporedbe temeljene na opaženim obrascima oštećenja, a ne na detaljnim vremenskim zapisima odziva. Stoga dobivene rezultate treba tumačiti uzimajući u obzir ograničenu dostupnost mjernih podataka nakon udara, primjenu projektnih mjesta terenskih materijalnih svojstava, pojednostavljeni prikaz rubnih uvjeta i učinaka rasponske konstrukcije te potrebu korištenja kontaktne formulacije bez trenja radi osiguranja stabilnih usporednih simulacija.

S obzirom na nisku energiju udara, navedena pojednostavljenja pokazala su se prikladnima za opis bitnih mehanizama udara uz očuvanje računalne učinkovitosti. Unatoč tim ograničenjima, primijenjeni modelni okvir pruža značajne uvide u lokalne mehanizme oštećenja te predstavlja konzervativnu osnovu za procjenu ponašanja stupova mostova pri udaru s plovilima. Dobiveni rezultati upućuju na to da, za analizirani most, frontalni udari u nizvodnom smjeru generiraju najnepovoljnije zahtjeve na stup, obilježene koncentracijom naprezanja i popuštanjem armature. Nasuprot tome, kosi udari mogu predstavljati još veći rizik zbog mogućeg izazivanja nestabilnosti rasponskog sklopa. Utvrđeno je da modeliranje kontakta s trenjem bolje reproducira opaženo ponašanje, što naglašava važnost uvođenja realističnih kontaktnih uvjeta. Nadalje, kosi udari raspodjeljuju oštećenja na šire područje, smanjujući lokalno ljuštenje betona, ali istodobno povećavajući zahtjeve na armaturu.

Kako bi se omogućila realističnija procjena stabilnosti, a posebno kod velike energije udara gdje nosivost i uporabljivost mosta mogu biti ugrožene, buduća istraživanja trebala bi objediniti dodatne terenske podatke s proširenim numeričkim modelom. Preporučene aktivnosti uključuju:

- geometriju izvedenog stanja i snimanje oštećenja: provesti detaljnu geometrijsku izmjeru zahvaćenog stupa (iznad i ispod vodne linije), ležajeva te lokalno zadebljanog područja betona, uz kvantitativno kartiranje oštećenja (visina/širina/dubina), preostalih pukotina i izloženosti armature,
- terensku karakterizaciju materijala i trajnosti: provesti nerazorna ispitivanja i/ili vađenje jezgri gdje je izvedivo radi određivanja tlačne čvrstoće, modula elastičnosti, gustoće i relevantnih pokazatelja trajnosti (karbonatizacija/kloridi), uz dopunu pregledom stanja korozije armature,
- globalnu reprezentaciju konstrukcije: proširiti model tako da eksplicitno uključi sustav rasponski sklop – ležajevi – stup uz realističnu krutost, inerciju i prijenos opterećenja preko ležajeva, kako bi se globalni odziv i uvjeti oslanjanja vjernije prikazali,
- učinci temeljenja i riječnog dna: uvesti interakciju tlo–temelj, s pilotima, uvjete riječnog dna i mogućnost pojave

- podlokavanja, kako bi se obuhvatila redistribucija opterećenja i podatnost oslonaca pri udaru,
- preciznije modeliranje plovila i kontakta: uvesti detaljniji prikaz plovila/pramca (konstrukcijski detalji, raspodjela mase, stanje tereta) te primijeniti regularizirane kontaktne formulacije s trenjem radi obuhvaćanja tangencijalnih učinaka uz izbjegavanje prerane numeričke nestabilnosti,
 - procjenu preostale nosivosti i praćenje: uključiti učinke interakcije armatura – beton (prianjanje/klizanje i pukotine) te procijeniti pokazatelje preostale nosivosti i uporabljivosti

(preostala krutost, progibi, širine pukotina, pomaci ležajeva i vibracijske karakteristike).

Usvojeni pristup temeljen na metodi konačnih elemenata, koji uključuje napredne materijalne modele, pokazuje se učinkovitim u opisivanju složenih interakcija između plovila i konstrukcija u scenarijima udara male energije. Takav pristup doprinosi unaprijeđenju projektantskih strategija i procjena rizika, osobito za mostove smještene na intenzivno opterećenim unutarnjim plovnim putovima.

LITERATURA

- [1] Wardhana, K., Hadipriono Fabian, C.: Analysis of Recent Bridge Failures in the United States, *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 17 (2003) 3, pp. 144–50.
- [2] Knott, M.A., Winters, M.: Ship and barge collisions with bridges over navigable waterways, 2018.
- [3] Xu, M.C., Wang, T., Pan, J.: A review on the assessment methods of bridge against ship collision. *Thin-Walled Structures*, (2024) 205, Paper No. 112347.
- [4] EN1991-1-7:2006/A1:2014. Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-7: General actions - Accidental actions, European Committee for Standardization (CEN).
- [5] Aashto, L.: AASHTO LRFD bridge design specifications. American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, DC, 2012.
- [6] Zhang, W.Z., Pan, J., Sanchez, J.C., Li, X.B., Xu, M.C.: Review on the protective technologies of bridge against vessel collision, *Thin-Walled Structures*, (2024) 201, Paper No. 112013.
- [7] Consolazio, G.R., Lehr, G.B., Cook, R.A.: Barge Impact Testing of the St. George Island Causeway Bridge: Phase I: Feasibility Study, 2002.
- [8] Consolazio, G.R., Cowan, D.R., Biggs, A., Cook, R.A., Ansley, M., Bollmann, H.T.: Full-Scale Experimental Measurement of Barge Impact Loads on Bridge Piers. *Transportation Research Record*, 1936 (2005) 1, pp. 80–93.
- [9] Chu, L.M., Zhang, L.M.: Centrifuge Modeling of Ship Impact Loads on Bridge Pile Foundations. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 137 (2011) 4, pp. 405–420.
- [10] Sha, Y., Hao, H.: Laboratory tests and numerical simulations of barge impact on circular reinforced concrete piers. *Engineering Structures*, 46 (2013), pp. 593–605.
- [11] Luperi, F.J., Pinto, F.: Structural Behavior of Barges in High-Energy Collisions against Bridge Piers. *Journal of Bridge Engineering*, 21 (2016) 2, Paper No. 04015049.
- [12] Pu, Q., Liu, J., Gou, H., Bao, Y., Xie, H.: Finite element analysis of long-span rail-cum-road cable-stayed bridge subjected to ship collision. *Advances in Structural Engineering*, 22 (2019) 11, pp. 2530–4542.
- [13] Gholipour, G., Zhang, C., Mousavi, A.A.: Nonlinear numerical analysis and progressive damage assessment of a cable-stayed bridge pier subjected to ship collision. *Marine Structures*, 69 (2020), Paper No. 102662.
- [14] Kantrales, G.C., Consolazio, G.R., Wagner, D., Fallaha, S.: Experimental and Analytical Study of High-Level Barge Deformation for Barge–Bridge Collision Design, *Journal of Bridge Engineering*, 21 (2016) 2, Paper No. 04015039.
- [15] Gholipour, G., Zhang, C., Li, M.: Effects of soil–pile interaction on the response of bridge pier to barge collision using energy distribution method, *Structure and Infrastructure Engineering*, 14 (2018) 11, pp. 1520–1534.
- [16] McVay, M.C., Wasman, S.J., Consolazio, G.R., Bullock, P.J., Cowan, D.G., Bollmann, H.T.: Dynamic Soil–Structure Interaction of Bridge Substructure Subject to Vessel Impact, *Journal of Bridge Engineering*, 14 (2009) 1, pp. 7–16.
- [17] Sha, Y., Hao, H.: Nonlinear finite element analysis of barge collision with a single bridge pier, *Engineering Structures*, 41 (2012), pp. 63–76.
- [18] Fan, W., Shen, D., Huang, X., Sun, Y.: Reinforced concrete bridge structures under barge impacts: FE modeling, dynamic behaviors, and UHPFRC-based strengthening, *Ocean Engineering*, 216 (2020), Paper No. 108116.
- [19] Gholipour, G., Zhang, C., Mousavi, A.A.: Effects of axial load on nonlinear response of RC columns subjected to lateral impact load: Ship–pier collision, *Engineering Failure Analysis*, 91 (2018), pp. 397–418.
- [20] Cowan, D.R., Consolazio, G.R., Davidson, M.T.: Response–Spectrum Analysis for Barge Impacts on Bridge Structures, *Journal of Bridge Engineering*, 20 (2015) 12, Paper No. 04015017.
- [21] Fan, W., Yuan, W.C.: Shock spectrum analysis method for dynamic demand of bridge structures subjected to barge collisions, *Computers & Structures*, 90–91 (2012), pp. 1–12.
- [22] Guo, X., Zhang, C., Chen, Z.: Experimental and numerical assessment of scoured bridges with protective bonded steel plates against vessel impact, *Engineering Structures*, 252 (2022), Paper No. 113628.
- [23] Zhu, L., Liu, W., Fang, H., Chen, J., Zhuang, Y., Han, J.: Design and simulation of innovative foam-filled Lattice Composite Bumper System for bridge protection in ship collisions, *Composites Part B: Engineering*, 157 (2019), pp. 24–35.
- [24] Consolazio, G.R., Davidson, M.T.: Simplified Dynamic Analysis of Barge Collision for Bridge Design, *Transportation Research Record*, 2050 (2008) 1, pp. 13–25.

- [25] Davidson, M.T., Consolazio, G.R., Getter, D.J.: Dynamic Amplification of Pier Column Internal Forces Due to Barge–Bridge Collision, *Transportation Research Record*, 2172 (2010) 1, pp. 11–22.
- [26] Davidson, M.T., Consolazio, G.R., Getter, D.J., Shah, F.D.: Probability of Collapse Expression for Bridges Subject to Barge Collision, *Journal of Bridge Engineering*, 18 (2013) 4, pp. 287–296.
- [27] ANSYS: Ansys engineering analysis system user's manual, 2024.
- [28] Arhiv: Glavni projekt drumskog mosta preko rijeke Dunava kod Bačke Palanke, Fond 2065, Državni arhiv u Zagrebu, 1971.
- [29] MMPI - Ministry of the sea, transport and infrastructure: <https://mmpi.gov.hr/more-86/unutarnja-plovidba-rijecni-promet/priopcenja-za-brodarce/lucka-kapetanija-vukovar/14964>, 2024.
- [30] Rinker, M.W., Pilli, S.P., Karri, N.K., Deibler, J.E., Johnson, K.I., Holbery, J.D., et al.: Structural integrity of single shell tanks at Hanford-9491, WM2009 Conference, 2009.
- [31] Zhao, W., Zhu, B.: Theoretical model for the bond–slip relationship between ribbed steel bars and confined concrete, *Structural Concrete*, 19 (2018) 2, pp. 548–58.
- [32] Mohammed, H.D., Jabbar, M.A., Hasan, A.Q.: Experimental and Numerical Behavior of Basalt Fiber Reinforced Short Concrete Columns Under Axial Loading. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 68 (2024) 1, pp. 23–36.
- [33] Guo, Q., Chen, Q.-w., Xing, Y., Xu Y.N., Zhu, Y.: Experimental Study of Friction Resistance between Steel and Concrete in Prefabricated Composite Beam with High-Strength Frictional Bolt. *Advances in Materials Science and Engineering*, 1 (2020), Paper No. 1292513.
- [34] Riedel, W., Thoma, K., Hiermaier, S.: Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes. In: *Proceedings of 9th, ISIEMS*; 1999. Berlin.
- [35] (CEN) E.C.f.S.: Concrete - Specification, performance, production and conformity. EN 206-1:2026.
- [36] Luccioni B.M., Araújo G.F., Labanda N.A.: Defining Erosion Limit for Concrete, *International Journal of Protective Structures*, 4 (2013) 3, pp. 315–340.
- [37] Draganić, H., Jeleč, M., Gazić, G., Lukić, S.: Numerical Investigations of Reinforced Concrete Slabs Subjected to Contact Explosions. *Buildings*, 15 (2025) 7, Paper No. 1063.
- [38] Johnson, G., Cook, W.: Selected hugoniot: EOS, 7th International Symposium on Ballistics, 1969, LA-4167-MS.