

prof. dr. Tatjana Isaković, univ. dipl. inž. grad.

tatjana.isakovic@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in
geodezijo
Inštitut za konstrukcije, potresno inženirstvo in
računalništvo (IKPIR),
Jamova 2, Ljubljana



dr. Blaž Zoubek, univ. dipl. inž. grad.

blaz.zoubek@spektral.si

SPEKTRAL Engineering, d.o.o.
Vojkova cesta 63, Ljubljana



prof. dr. Matej Fischinger, univ. dipl. inž. grad.

matej.fischinger@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in
geodezijo
Inštitut za konstrukcije, potresno inženirstvo in
računalništvo (IKPIR),
Jamova 2, Ljubljana



Znanstveni članek

UDK 006:624.042.7



50 LET
INŠTITUT ZA KONSTRUKCIJE,
POTRESNO INŽENIRSTVO
IN RAČUNALNIŠTVO

POTRESNI ODZIV IN NOSILNOST MOZNIČNIH STIKOV ARMIRANOBETONSKIH GRED IN STEBROV

SEISMIC RESPONSE AND CAPACITY OF REINFORCED CONCRETE BEAM-TO-COLUMN DOWEL CONNECTIONS

Povzetek

V članku so opisani mehanizmi potresnega odziva mozničnih stikov gred in stebrov v armiranobetonskih montažnih halah. Prikazan je postopek za oceno nosilnosti takšnih stikov, ki upošteva dve značilni vrsti njihovega odziva, ki lahko privedeta bodisi do njihove lokalne bodisi do globalne porušitve. Ta postopek, ki smo ga razvili in verificirali na UL FGG, bo predvidoma vključen v naslednjo verzijo standarda Evrokod 2, in sicer v del, ki se nanaša na projektiranje stikov betonskih elementov.

Ključne besede: moznični stik, stik gred in stebrov, montažne hale, potresni odziv, nosilnost mozničnih stikov, novi standard Evrokod 2

Summary

The paper presents the seismic response mechanisms of beam-to-column dowel connections in reinforced precast concrete buildings. A procedure for assessing their load-bearing capacity is proposed considering two typical types of response that lead to local or global failure of the connection. This procedure, developed and evaluated at UL FGG, is expected to be included in the next version of the Eurocode 2 standard, in the part dealing with the design of fastenings for the use in concrete.

Key words: dowel, beam-to-column connection, precast buildings, seismic response, capacity of dowel connections, new standard Eurocode 2

1 UVOD

Večina armiranobetonskih hal v Sloveniji so enoetažne konstrukcije, sestavljene iz konzolnih stebrov, povezanih z gredami in streho. Na njihov potresni odziv, ki je odvisen predvsem od stebrov, ključno vplivajo tudi stiki med stebri in gredami. Kako pomembni so slednji za odziv celotne konstrukcije, so pokazali pretekli potresi v severni Italiji ([Bournas, 2013], [Magliulo, 2014]), pri katerih se je veliko predvsem starejših hal porušilo ravno zaradi neustreznih stikov (slika 1). V njih so bile grede le položene na stebre brez kakršnihkoli mehanskih povezav. Padec gred s stebrov je preprečevalo le trenje na razmeroma majhnih površinah naleganja, ki je bilo dokaj hitro preseženo. Zato se je stik porušil, grede so padle s stebrov in glavna nosilna konstrukcija je posledično razpadla.



Slika 1. Glavni konstrukcijski sistem hale je razpadel, ker ni bilo mehanskih povezav med stebri in gredami.

Da bi preprečili takšno obnašanje, so v večini sodobnih hal stebri in grede povezani z mozniki oziroma z eno ali več navpičnimi jeklenimi palicami. Da bi z mozniki zagotovili integriteto in stabilnost konstrukcije tudi pri močnih horizontalnih vplivih, kot sta potres in veter, jim moramo zagotoviti dovolj veliko nosilnost. Obsežne študije, ki smo jih opravili na UL FGG [Kramar, 2010], so pokazale, da lahko s primerno močnimi stiki in ustrezno načrtovanimi stebri zagotovimo ustrezen potresni odziv enoetažnih montažnih hal.

Ne glede na to, da so moznični stiki že dolgo standardni elementi montažnih hal, še pred kratkim nismo poznali dovolj celovitih postopkov za njihovo projektiranje in določanje nosilnosti. Pogosto smo njihovo število in lego določali izkustveno na osnovi različnih konstrukcijskih pogojev brez eksplicitnega dokaza nosilnosti. Tudi v primerih, ko je bila nosilnost računsko preverjena, je bila večinoma določena ob neustreznih predpostavkah, saj je bilo pogosto upoštevano, da je za moznik kritično njegovo strižno obnašanje (strižna nosilnost). V drugem poglavju članka bomo pokazali, da je takšna predpostavka neprimerna in da je odziv moznikov pri potresni obtežbi povsem drugačen od strižnega. V literaturi (tudi nekoliko starejši) sicer najdemo določene postopke (npr. [Vintzeleou, 1986]), s katerimi lahko upoštevamo bolj realne mehanizme odziva

moznikov pri potresni obtežbi, a so ti postopki nepopolni in se nanašajo le na en aspekt njihovega potresnega odziva.

Glede na to, da so mozniki med ključnimi elementi, ki zagotavljajo integriteto in varnost montažnih hal pri močni potresni obtežbi, njihovo dimenzioniranje ne more temeljiti na nepopolnih postopkih, še manj pa na nedokazanem ustnem izročilu dobre prakse in napačnih predpostavkah. Zato smo na UL FGG v okviru evropskega projekta SAFECAST [Toniolo, 2012] raziskovali odziv moznikov pri potresni obtežbi in razvili postopek za njihovo projektiranje, ki bo predvidoma vključen v novo verzijo standarda Evrokod 2, in sicer v del, ki se nanaša na projektiranje stikov betonskih elementov. Postopek je prikazan v 3. poglavju, ilustriran pa s številčnim primerom v dodatku tega članka.

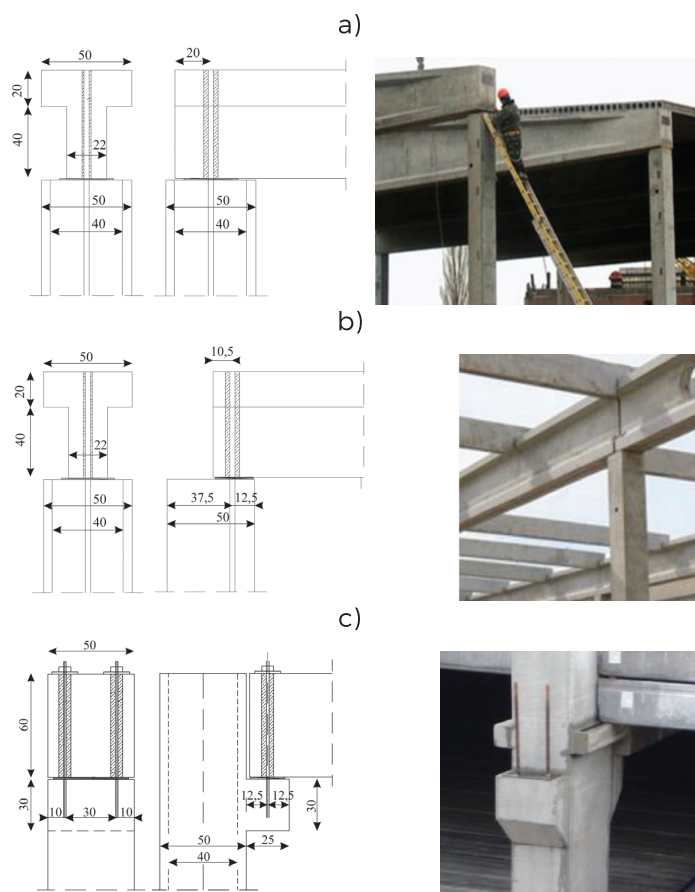


Predlagani postopek smo testirali in verificirali z rezultati eksperimentov, ki so prikazani v 4. poglavju. V tem poglavju smo prikazali tudi primerjavo med računsko ocenjenimi in izmerjenimi nosilnostmi.

2 OSNOVNE ZNAČILNOSTI POTRESNEGA ODZIVA MOZNIČNIH STIKOV

V večini sodobnih hal so stebri in grede povezani z eno ali dvema jeklenima navpičnima palicama, zalitima s cementno malto, katerih lega je odvisna od geometrije gred in stebrov. Na sliki 2 so prikazani primeri najbolj pogostih vrst mozničnih stikov: a) centrični stik, b) ekscentrični stik, c) ekscentrični stik s kratko konzolo. V novejših halah so na mestu moznicega stika običajno zagotovljena razmeroma gosta stremena. Na stiku med stebrom in gredo se običajno postavijo tanke neoprenske ploščice, ki omogočajo medsebojne pomike, predvsem pa medsebojne zasuke gred in stebrov. Na UL FGG smo eksperimentalno in analitično raziskovali potresni odziv takšnih stikov in definirali postopek za oceno njihove nosilnosti.

Potresni odziv mozničnih stikov je odvisen predvsem od oddaljenosti moznika od robov stebrov in gred. Za stike, v katerih



Slika 2. Različne vrste stikov stebrov in gred v armiranobetonskih montažnih halah: a) centrični stik, b) ekscentrični stik, c) ekscentrični stik s kratkim elementom.

je razdalja moznika od roba stebrov in gred razmeroma velika oziroma večja od približno šestkratnika premera moznika, so značilne lokalne poškodbe (slika 3). Lokalne poškodbe in lokalno porušitev mozničnega stika lahko na primer pričakujemo v centričnih stikih, prikazanih na sliki 2a.

Pri takšni vrsti odziva se zaradi velikih tlačnih napetosti beton okoli moznika postopoma zdrobi in se posledično med betonom in moznikom ustvari zev. Zato se moznik upogiba, kar postopoma privede do njegove upogibne porušitve.

Značilen odziv pri ciklični obtežbi, v primeru lokalnih poškodb in lokalne porušitve, je prikazan na sliki 4. Prikazana je zveza med vodoravno silo, ki se prenese med gredo in stebrom, in medsebojnimi pomiki med gredo in stebrom. Okoli moznika je v obeh smereh obremenjevanja betona dovolj, da se lahko v eni in v drugi smeri postopoma in hkrati povečujejo poškodbe betona in moznika. Zato je histerezna zanka približno simetrična. V obeh smereh se pred porušitvijo moznika dosežeta približno enaka nosilnost in maksimalni medsebojni pomik grede in stebra.

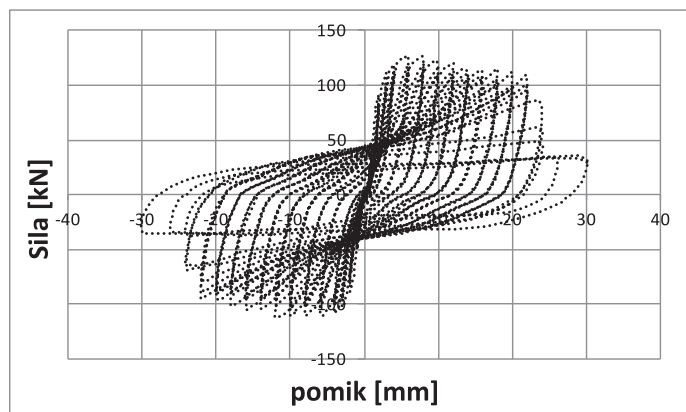
Ko so mozniki bližje robu stebra ali grede (npr. primera na sliki 2b in 2c), so poškodbe in porušitev stika bistveno drugačni. V takšnih primerih so poškodbe betona bistveno močnejše, območje, na katerem se poškoduje beton, pa bistveno večje (slika 5) in zajema celotno področje med moznikom in robom



Slika 3. Lokalne poškodbe in lokalna porušitev mozničnega stika.

stebra ali grede. Beton se poškoduje v nategu (zaradi glavnih nateznih napetosti). Porušitev je krhka.

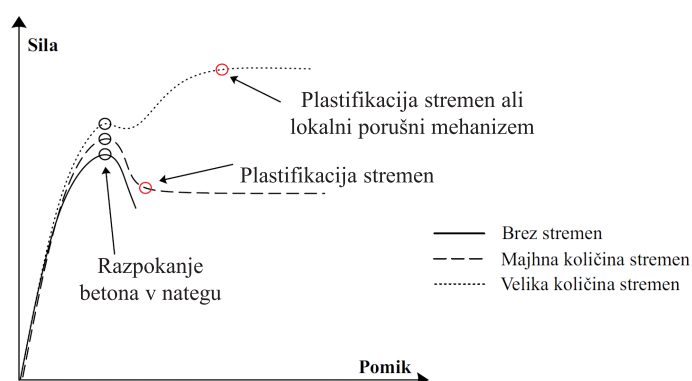
Ko se beton močno poškoduje, je nosilnost stika odvisna pretežno od stremen v območju stika (slika 6). Glede na količino



Slika 4. Približno simetričen histerezni odziv stika v primeru lokalno omejenih poškodb in lokalne porušitve.

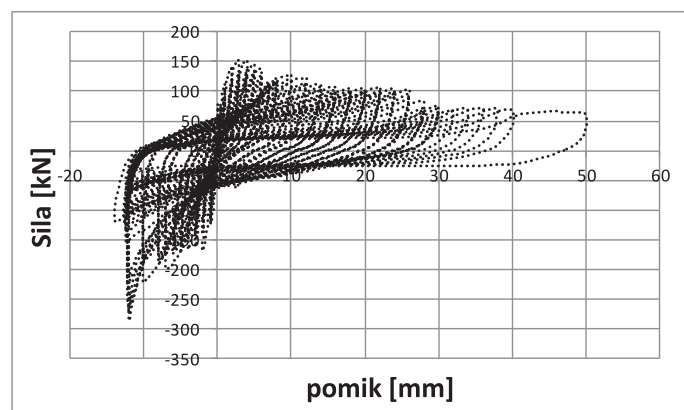


Slika 5. Globalne poškodbe in globalna porušitev mozničnega stika.



Slika 6. Vpliv stremen v območju stika na njegovo nosilnost in duktilnost.

stremen je lahko slednja večja ali manjša od nosilnosti betona, preden se ta poruši. Pri tem je treba poudariti, da je pri količini stremen, ki se običajno zagotovijo v območju stika, nosilnost stremen običajno večja od nosilnosti betona. Stremena okoli mozničnika ne vplivajo le na nosilnost, pač pa tudi na duktilnost stika. Če stremen ni, bo porušitev krhka in bo nastopila pri razmeroma majhnih medsebojnih pomikih gred in stebrov. Zara-



Slika 7. Primer nesimetričnega histereznega odziva stika v primeru globalnih poškodb in globalne porušitve.

di prisotnosti stremen je porušitev duktilna in običajno nastopi pri večjih pomikih.

Obsežne in močne globalne poškodbe betona v nategu se pojavijo le na strani, kjer je mozničnik blizu roba grede ali stebra (na razdalji, manjši od približno šestkratnika premera mozničnika). V nasprotni smeri obremenjevanja so poškodbe stika še vedno lokalne, beton se drobi zaradi presežene tlačne trdnosti. Zato je histerezen odziv v takšnih primerih lahko tudi opazno nesimetričen (slika 7) in je lahko nosilnost v smeri, v kateri je mozničnik bližje robu stebra ali grede, manjša. Razmerje nosilnosti stika v dveh različnih smereh je odvisno od količine stremen v območju stika in oddaljenosti mozničnika od robov stebrov in gred.

Postopki, s katerimi lahko določimo nosilnost mozničnih stikov, ki ustreza njihovi lokalni in globalni porušitvi, so prikazani v naslednjem poglavju.

3 POSTOPEK ZA OCENO NOSILNOSTI MOZNIČNIKOV

V drugem poglavju smo ugotovili, da je oddaljenosti mozničnikov od roba stebrov in gred eden izmed ključnih parametrov, ki vplivajo na potresni odziv mozničnih stikov. Pri manjših razdaljah so poškodbe stika obsežnejše in nastopi globalna porušitev, pri večjih razdaljah pa so poškodbe betona lokalizirane na območje okoli mozničnika, pri tem pa se plastificira tudi mozničnik sam.

V literaturi [Vintzeleou, 1986] so na voljo postopki, s katerimi lahko določimo nosilnost mozničnega stika predvsem pri lokalni porušitvi. Nosilnost je odvisna od premera stremena, kvalitete jekla mozničnika, kvalitete betona okoli mozničnika ter od tega, ali je mozničnik obremenjen ciklično ali monotono. Na podoben način smo tudi na UL FGG definirali nosilnost v takšnih primerih, vendar smo izraz za oceno nosilnosti stika določili ob upoštevanju nekoliko drugačnih predpostavk. Te so prikazane v poglavju 3.1.

Tudi za primer globalne porušitve so v literaturi (npr. [Fuchs, 1995]) opisani postopki, s katerimi lahko določimo ustrezno nosilnost mozničnega stika, vendar je njihova osnovna po-

manjkljivost v tem, da vpliva stremen na odziv ne upoštevajo eksplicitno, pač pa s približnim korekcijskim faktorjem. V poglavju 3.2 bomo pokazali, da je nosilnost, ki ustreza globalni porušitvi stika, močno odvisna tako od količine kot tudi od konfiguracije stremen, zato tega vpliva ni možno zajeti le z enim samim faktorjem. Več podatkov o postopkih za določitev nosilnosti stika v primeru globalne porušitve, ki so dostopni v literaturi, najdemo v ([Zoubek, 2015a] in [Zoubek, 2015b]).

V literaturi je razmejitev med lokalno in globalno porušitvijo določena z razdaljo mozniaka od roba prereza, ki znaša šestkratnik premera mozniaka. Opazili smo, da je ta meja le približna. Zato je treba v primerih, ko ni povsem jasno, ali je bolj verjetna globalna ali lokalna porušitev, oceniti nosilnost, upoštevajoč obe predpostavki, in upoštevati manjšo vrednost.

V nadaljevanju bomo predstavili postopka, s katerima lahko ocenimo nosilnost mozničnih stikov, najprej za primer lokalne (poglavje 3.1) in nato še za primer globalne porušitve (poglavje 3.2). Pokazali bomo tudi predpostavke, na katerih te ocene temeljijo, in na poenostavljen način prikazali izpeljavo enačb, ki jih predlagamo za oceno nosilnosti. Več podatkov in obsežne razlage so na voljo v [Zoubek, 2015b].

3.1 Nosilnost v primeru lokalnega mehanizma odziva

Kot smo opisali v drugem poglavju, se v primeru lokalnih poškodb med betonom in moznikom ustvari zev. Zato se moznik deformira upogibno. Porušitev nastopi, ko se moznik pretrga nekaj centimetrov globoko v stebri in/ali nosilcu (slika 8a). Pri tem razlog za porušitev niso strižne, pač pa upogibne obremenitve.

V primeru lokalnih poškodb in porušitve lahko nosilnost stika pri potresni obtežbi ocenimo z naslednjo enačbo:

$$R_{max} = d^2 \sqrt{f_c f_{sy}} \quad (1)$$

Pri tem je f_c – tlačna trdnost betona, f_{sy} – meja elastičnosti jekla, d – premer mozniaka.

Poglejmo kratko razlago izraza (1). Izpeljali ga bomo na poenostavljen način, upoštevajoč, da je tlačna trdnost betona oziroma cementne malte v gredi in stebri običajno približno enaka ($f_{c,greda} \approx f_{c,stebr} = f_c$) in da je debelina neoprenske ploščice med stebrom in gredo majhna in jo bomo zato zanemarili. Bolj splošna izpeljava je na voljo v [Zoubek, 2015b].

Pri močni potresni obtežbi se moznik močno plastificira tako v stebri kot v gredi (glejte sliko 8).

Tik preden se poruši, je njegov odziv na odseku med dvema plastičnima členkoma takšen kot odziv dveh konzol, ki sta ukrivljeni v nasprotni smeri. Ob predpostavkah, navedenih v prejšnjem odstavku, lahko prečni sili v konzolah določimo iz napetostnega stanja v območju stika tik pred porušitvijo, ki je prikazano na sliki 8 kot:

$$F = \sigma_c a d = 3 f_c a d \quad (2)$$

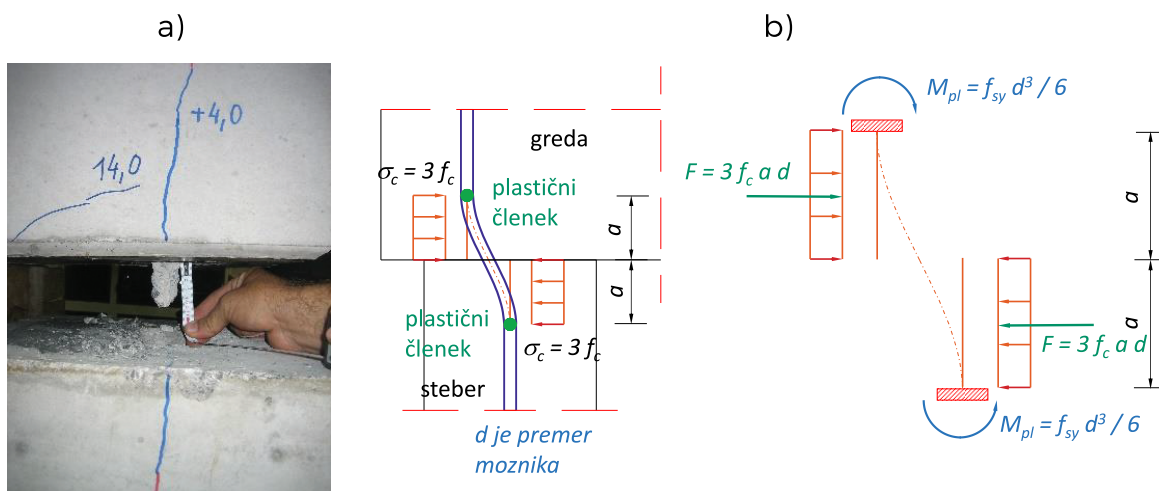
Pri tem je σ_c napetost v betonu pred moznikom, a globina plastičnega členka v mozniku in d premer mozniaka. V enačbi (2) smo predpostavili, da se v betonu zaradi triosnega napetostnega stanja v trenutku porušitve mozniaka razvijejo tlačne napetosti σ_c , ki so enake trikratniku tlačne trdnosti betona, dosežene pri enoosnem napetostnem stanju, torej $\sigma_c = 3 f_c$. Vintzeleou in Tassios [Vintzeleou, 1986] sta v svoji študiji predlagala celo večje vrednosti, in sicer $\sigma_c = 5 f_c$. Vendar je primerjava z eksperimenti (glejte [Zoubek, 2015b]) pokazala, da je ta vrednost pretirana. Maksimalne vrednosti tlačnih napetosti v betonu, ki smo jih upoštevali v prikazani študiji, potrjuje tudi postopek za določitev maksimalnih tlačnih napetosti pri večosnem napetostnem stanju, ki ga je predlagal Leonhardt [Leonhardt, 1975]. Več podrobnosti je prikazanih v [Zoubek, 2015b].

Prečno silo v konzolah omejuje plastična upogibna nosilnost mozniaka $M_{pl} = f_{sy} d^3 / 6$. Tako prečna sila ne more biti večja od:

$$F_{max} = \frac{M_{pl}}{\frac{a}{2}} = \frac{2 f_{sy} d^3}{6 a} = \frac{f_{sy} d^3}{3 a} \quad (3)$$

Iz enačb (2) in (3) lahko določimo globino plastičnega členka a v mozniku kot:

$$a = \frac{d}{3} \sqrt{\frac{f_{sy}}{f_c}} \quad (4)$$



Slika 8. Lokalni mehanizem odziva mozniaka: (a) evidentiran v testu, (b) računski model.

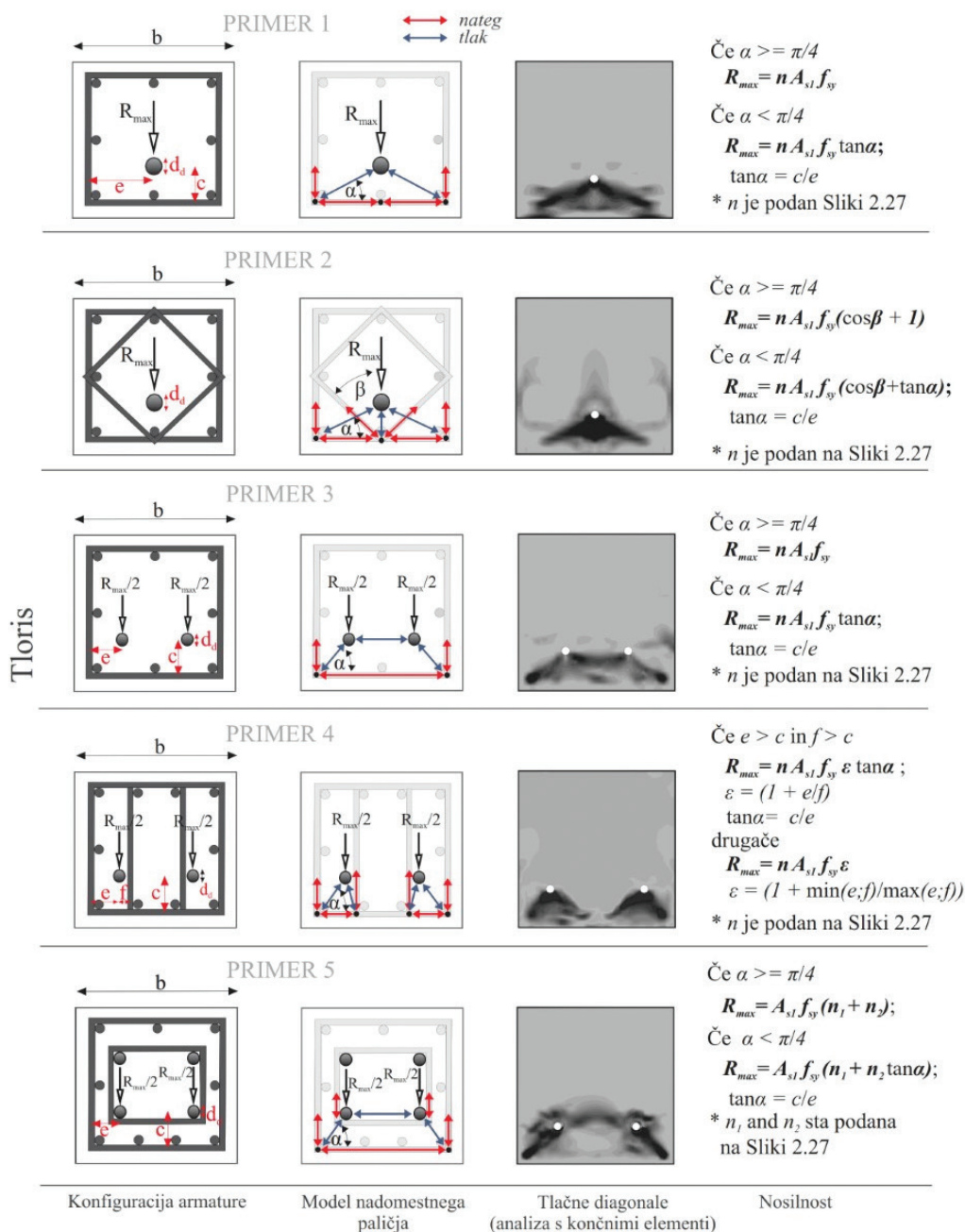
Ko vrednost a izraženo z enačbo (4) upoštevamo v enačbi (1) dobimo končni izraz za nosilnost stika v primeru lokalne porušitve:

$$R_{max} = F_{max} = 3f_c \frac{d}{3} \sqrt{\frac{f_{sy}}{f_c}} d = d^2 \sqrt{f_c f_{sy}} \quad (5)$$

Enačbo (5), s katero lahko ocenimo nosilnost mozničnega stika pri lokalnem mehanizmu odziva, smo v članku izpeljali na ponostavljen način. V [Zoubek, 2015b] je pokazano, da se v enaki obliki lahko uporablja tudi v bolj splošnih primerih. Iz enačbe (5) je razvidno, da na nosilnost mozničnega stika ugodno vpliva tako večji premer moznika kot tudi boljše kvaliteta betona v okolici moznika in večja meja elastičnosti jekla moznika.

3.2 Nosilnost v primeru globalnega mehanizma odziva

V primeru globalne porušitve smo nosilnost stika določili ob predpostavki, da tik pred njegovo porušitvijo prenos sile med gredo in stebrom zagotavljajo le stremena (glejte razlago v 2. poglavju). Intenziteta vodoravne sile, ki se lahko prenese med stebrom in gredo, je potem odvisna od količine stremen okoli moznika ter od konfiguracije stremen in moznikov. V prvem stolpcu na sliki 9 so prikazane različne konfiguracije moznikov in stremen, ki se običajno pojavljajo v projektantski praksi. Pri vsaki izmed njih sta v zadnjem



Slika 9. Nosilnost stika v primeru globalnega mehanizma odziva za različne konfiguracije stremen in moznikov.

stolpcu na sliki 9 prikazana dva izraza, s katerima lahko ocenimo nosilnost stika R_{max} (maksimalno vodoravno silo, ki se lahko prenese med gredo in stebrom) v primeru globalnih poškodb in globalne porušitve.

Nosilnost stika R_{max} smo določili z modelom nadomestnega paličja, ki je za vsako izmed konfiguracij predstavljeno v drugem stolpcu na sliki 9. V vseh obravnavnih primerih smo model nadomestnega paličja in oceno nosilnosti preverili tudi z ustreznimi analizami z metodo končnih elementov s programom ABAQUS ([Abaqus, 2011], [Zoubek, 2014]). Za analizo so bili uporabljeni osemvozliščni C3D8R-elementi. Rezultati teh analiz so prikazani v tretjem stolpcu na sliki 9, kjer temno obarvana področja predstavljajo tlačne diagonale v nadomestnih paličjih.

Postopek izpeljave izrazov za oceno nosilnosti v primeru globalne porušitve stika bomo pokazali na primeru 1 na sliki 9. Več podrobnosti lahko najdemo v ([Zoubek, 2015a] in [Zoubek, 2015b]). V primeru 1 je nadomestno paličje sestavljeno iz dveh tlačnih diagonal C , preko katerih se vodoravna sila v mozniku F prenese do stremen, ki so obremenjena z nateznima silama T_1 in T_2 (glej sliko 10).

Iz prikazanega modela paličja sledi, da je:

$$T_1 = C \sin \alpha = F/2 \quad (6)$$

$$T_2 = C \cos \alpha = F \cot \alpha / 2 \quad (7)$$

Potem lahko silo v mozniku F določimo kot:

$$F = 2T_1 \quad (8)$$

$$F = 2T_2 \tan \alpha \quad (9)$$

Maksimalna sila F je dosežena, ko se stremena plastificirajo. Kateri krak stremen se bo prej plastificiral, je odvisno od naklona tlačnih diagonal α oziroma od razdalje med moznikom in stremenom. Če je ta kot manjši od 45° , se bo plastificiral krak, ki je pravokoten na smer obremenjevanja. Potem je največja vrednost sile F_{max} :

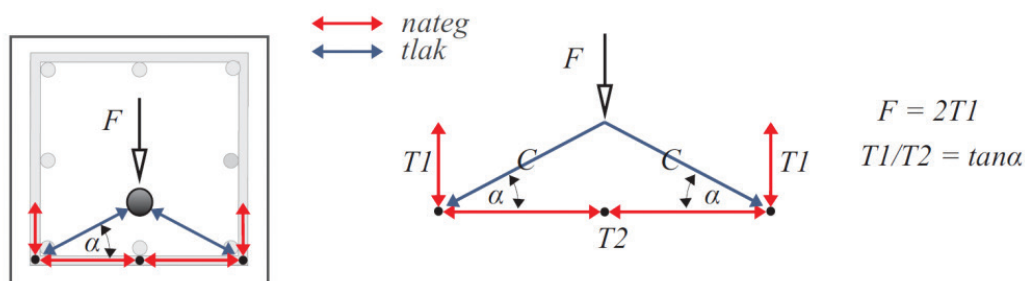
$$F_{max} = 2T_2 \tan \alpha = 2A_{s1} f_{sy} \tan \alpha \quad (10)$$

Če je razdalja moznika od stremen večja in je kot $\alpha > 45^\circ$, je maksimalna sila F :

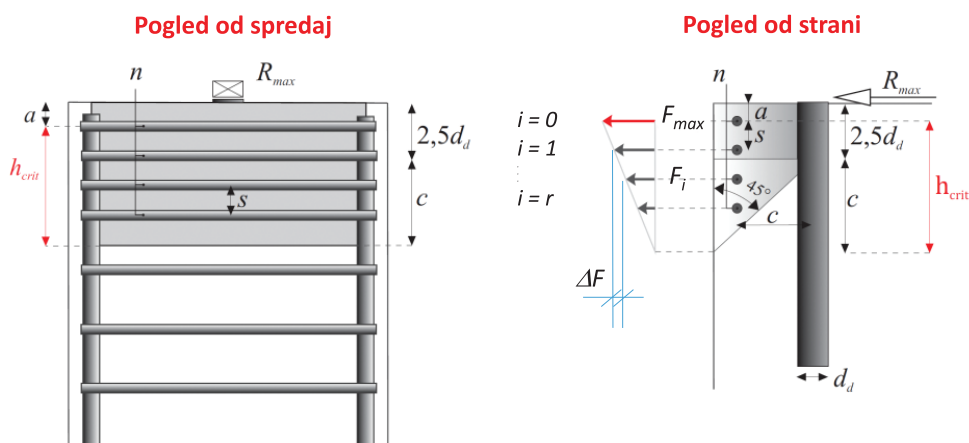
$$F_{max} = 2T_1 = 2A_{s1} f_{sy} \quad (11)$$

Z enačbo [10] oziroma [11] je določena največja možna sila v prvi, najbolj obremenjeni plasti stremen, ki je najbližje vrhu stebra ali dnu grede. To še ni nosilnost stika, saj se v območju

PRIMER 1



Slika 10. Model nadomestnega paličja v primeru enega moznika in dvostriznih stremen.



število stremen n vzdolž kritičnega področja h_{crit}

$$n = r + 1 = \frac{h_{crit}}{s} + 1$$

sile v stremenih

$$F_i = F_{max} - i \Delta F$$

Slika 11. Sile v stremenih v kritičnem področju vzdolž moznika.

stika na dolžini $h_{crit} = 2,5d + c - a$ (glejte sliko 11) vzdolž moznika aktivira več plasti stremen, v katerih se sile približno linearno zmanjšujejo z oddaljenostjo od prve, najbolj obremenjene plasti stremen (to so pokazale analize z metodo končnih elementov in eksperimenti). Nosilnost stika R_{max} je vsota sil v vseh aktiviranih plasteh stremen na območju stika v trenutku, ko se plastificira prva plast stremen. Stremena prevzamejo celotne obremenitve vzdolž kritičnega dela moznika.

Glede na to, da je razdalja med posameznimi plastmi stremen s običajno enaka vzdolž celotnega kritičnega območja, je po-
jemanje sile ΔF med posameznimi plastmi stremen možno določiti kot:

$$\Delta F = \frac{F_{max}}{\frac{h_{crit}}{s}} = \frac{F_{max}}{r} = \frac{F_{max}}{(n-1)} \quad (12)$$

Pri tem je F_{max} sila v najbolj obremenjenem stremenu, ki se je plastificiralo, h_{crit} dolžina kritičnega območja, s razdalja med stremeni, r število razdalj med stremeni v kritičnem območju, n število plasti stremen v kritičnem območju ($r = n - 1$).

Upoštevajoč rezultate eksperimentov, opisanih v poglavju 4.1, in rezultate analiz s programom ABAQUS, smo ugotovili, da lahko dolžino kritičnega območja stika h_{crit} ocenimo kot:

$$h_{crit} = 2,5d + c - a, \quad (13)$$

Pri tem je d premer moznika, c je razdalja moznika od osi stremen v smeri obremenjevanja in a oddaljenost prve plasti stremen od vrha stebra ali dna grede (glejte sliko 11).

Silo v posamezni plasti stremen F_i lahko določimo kot

$$F_i = F_{max} - i\Delta F, \quad (14)$$

kjer i predstavlja število razdalj s med i -to plastjo stremen in prvo plastjo stremen ($i = 0$), ki se je plastificirala (glejte sliko 11).

Nosilnost stika R_{max} določimo tako, da sile F_i v posameznih plasteh stremen seštejemo:

$$\begin{aligned} R_{max} &= \sum_{i=0}^r F_i = \sum_{i=0}^r (F_{max} - i\Delta F) = (r+1)F_{max} - \Delta F \sum_{i=1}^r i = \\ nF_{max} - \frac{r(r+1)}{2} \Delta F &= nF_{max} - \frac{r(r+1)}{2} \frac{F_{max}}{(n-1)} = nF_{max} - \frac{(n-1)n}{2} \frac{F_{max}}{(n-1)} = \\ nF_{max} - \frac{n}{2} F_{max} &= n \frac{F_{max}}{2} \end{aligned} \quad (15)$$

Končni rezultat v enačbi (15) pomeni, da lahko nosilnost mozničnega stika določimo tako, da povprečno silo v stremenih v kritičnem območju stika pomnožimo s številom plasti teh stremen.

V primeru, ko je kot $\alpha < 45^\circ$, nosilnost stika potem znaša:

$$R_{max} = \frac{nF_{max}}{2} = \frac{n \cdot 2A_{s1}f_{sy}\tan\alpha}{2} = nA_{s1}f_{sy}\tan\alpha, \quad (16)$$

v ostalih primerih pa:

$$R_{max} = \frac{nF_{max}}{2} = \frac{n \cdot 2A_{s1}f_{sy}}{2} = nA_{s1}f_{sy}. \quad (17)$$

Če količnik $r = \frac{h_{crit}}{s}$ ni celo število, lahko za r in posledično tudi za število aktiviranih stremen n upoštevamo tudi decimalno število. S tem upoštevamo, da zagotovljena stremena v popolnosti prevzamejo obremenitve stika vzdolž celotnega kritičnega območja.

Iz enačb (16) in (17) je razvidno, da je nosilnost mozničnega stika v primeru globalnega mehanizma odvisna od nosilnosti stremen in od lege moznika glede na stremena.

4 OVREDNOTENJE POSTOPKA ZA OCENO NOSILNOSTI MOZNIKOV

Izraza za oceno nosilnosti mozničnih stikov smo izpeljali in ovrednotili s pomočjo eksperimentov, ki so bili opravljeni v okviru evropskega projekta SAFECast na UL FGG [Fischinger, 2012] in National Technical University of Athens (NTUA) [Psycharis, 2012]. V te raziskave je bil vključen dokaj širok nabor različnih konfiguracij mozničnih stikov. V poglavju 4.1 je predstavljen povzetek vseh opravljenih eksperimentov, v poglavju 4.2 pa so primerjane izmerjene in računsko ocenjene vrednosti nosilnosti stikov.

4.1 Povzetek eksperimentov

Povzetek osnovnih značilnosti mozničnih stikov, ki so bili preizkušeni na UL FGG in NTUA, je podan na sliki 12. V drugem stolpcu so prikazani karakteristični prečni prerezi, iz katerih je razvidna konfiguracija stremen in moznikov v preizkušancih. Podatki o številu moznikov, njihovem premeru in oddaljenosti od roba stebrov so razvidni iz oznak eksperimentov v prvem stolpcu slike 12. Na primer: oznaka 1D28d250 pomeni: en moznik (1D) premera 28 mm (28d), ki je 250 mm oddaljen od roba stebra. Preizkušeni so stiki z enim centrično ali ekscentrično postavljenim moznikom treh značilnih premerov ($\emptyset 25$ mm, $\emptyset 28$ mm in $\emptyset 32$ mm) in stiki z dvema ekscentrično postavljenima moznikoma dveh različnih premerov ($\emptyset 16$ mm in $\emptyset 25$ mm).

Izmerjene povprečne vrednosti tlačne trdnosti betona (f_{cm}) so bile med 30 MPa in 50 MPa. Srednja vrednost meje elastičnosti jekla moznika (f_{ym}) je bila med 540 MPa in 580 MPa. V vseh primerih je srednja vrednost meje elastičnosti jekla stremen (f_{sym}) znašala 560 MPa. Omenjene lastnosti materialov so prikazane v 4. stolpcu na sliki 12.

V vseh primerih so bila upoštevana razmeroma gosta dvostržna stremena različnih premerov (glejte peti stolpec na sliki 12). Upoštevani so bili značilni premeri stremen 8 mm, 10 mm in 12 mm. V večini primerov je medsebojna razdalja stremen znašala 5 cm, v določenih primerih pa je ta razdalja zmanjšana na 4 cm.

V tretjem stolpcu na sliki 12 je za vsak obravnavni primer podan tudi tip nadomestnega paličja, s katerim je ocenjena nosilnost stika, in sicer v skladu s oznakami na sliki 9. V zadnjem stolpcu na sliki 12 so podane vrednosti naslednjih količin: e – razdalja med stremeni in moznikom prečno na smer obtežbe; c – razdalja med stremeni in moznikom v smeri obtežbe; a – razdalja med prvim najbolj kritičnim stremenom in vrhom stebra.

V vseh preizkušancih, ki so bili testirani na UL FGG v laboratoriju na ZAG-u (prvih pet primerov na sliki 12), so bili stebri kvadratni z dimenzijami $b/h = 50/50$ cm. V prvih treh primerih so bile grede T-prereza, katerega višina je znašala 60 cm, višina pasnice je bila 20 cm, širina stojine 22 cm in širina pasnice 50 cm (glejte sliko 2). V testih z oznako S7-2 in S8-2 (četrti in peti vrstica na sliki 12) so bile pravokotne grede dimenzij $b/h = 50/60$ cm podprte s kratkimi konzolami dolžine 25 cm in višine 30 cm. V vseh testih, izvedenih na NTUA (spodnjih šest primerov na sliki 12), so bili stebri in grede pravokotnega prereza dimenzij $b/h = 40/60$ cm.

Preizkušane	Prerez kritičnega elementa	Konfiguracija armature (slika 9)	Trdnost materialov	Strežena	e/c/a [cm] (slika 11)
1D28d250 (S1-2) a)		Primer 1	$f_{cm} = 50\text{MPa}$ $f_{ym} = 580\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 10/4\text{cm}$	21.5/21.5/2.5
1D28d200 (S5-2) a)		Primer 1	$f_{cm} = 50\text{MPa}$ $f_{ym} = 580\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 10/4\text{cm}$	16.5/16.5/2.5
1D28d125 (S6-2) a)		Primer 1	$f_{cm} = 50\text{MPa}$ $f_{ym} = 580\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 10/4\text{cm}$	21.5/9/2.5
2D25d100 (S7-2) a)		Primer 3	$f_{cm} = 50\text{MPa}$ $f_{ym} = 540\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 8/5\text{cm}$	6.5/7/7
2D25d100 (S8-2) a)		Primer 3	$f_{cm} = 50\text{MPa}$ $f_{ym} = 540\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 8/5\text{cm}$	6.5/7/7
2D25d100 b)		Primer 3	$f_{cm} = 35\text{MPa}$ $f_{ym} = 580\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 12/5\text{cm}$	6.5/6.5/7
2D25d150 b)		Primer 3	$f_{cm} = 30\text{MPa}$ $f_{ym} = 580\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 12/5\text{cm}$	6.5/11.5/7
2D25d200 b)		Primer 3	$f_{cm} = 30\text{MPa}$ $f_{ym} = 580\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 12/5\text{cm}$	6.5/16.5/7
1D25d100 b)		Primer 1	$f_{cm} = 35\text{MPa}$ $f_{ym} = 580\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 12/5\text{cm}$	16.5/6.5/7
2D16d100 b)		Primer 3	$f_{cm} = 35\text{MPa}$ $f_{ym} = 560\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 12/5\text{cm}$	6.5/6.5/7
1D32d200 b)		Primer 1	$f_{cm} = 30\text{MPa}$ $f_{ym} = 560\text{MPa}$ $f_{sym} = 560\text{MPa}$	$\phi 12/5\text{cm}$	16.5/16.5/7

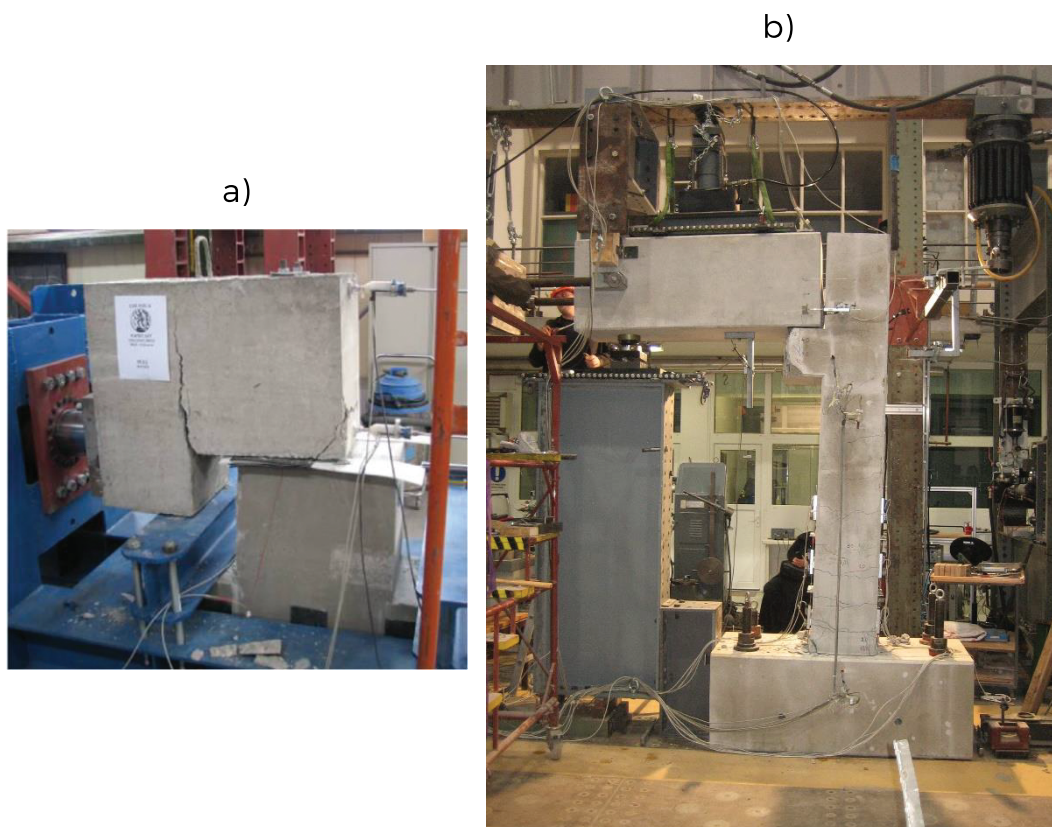
Pojasnilo: a) Testi, narejeni na UL FGG, b) Testi, narejeni na NTUA

Slika 12. Podatki o preizkušancih, testiranih na UL FGG in NTUA.

Vsi testi so bili ciklični. V eksperimentih, izvedenih na NTUA, so bili omogočeni le medsebojni pomiki med gredami in stebri, medsebojni zasuki pa so bili zanemarljivo majhni (slika 13a). Preizkušanci so bili obremenjeni v horizontalni smeri s pomočjo batov, pritrjenih na grede. Na preizkušane ni bila z bati nanesena nikakršna navpična obtežba.

V testih, ki smo jih naredili na UL FGG v laboratoriju na ZAG-u, so bili omogočeni tudi relativni zasuki med gre-

dami in stebri (slika 13b). Tudi v tem primeru so bili preizkušanci v horizontalni smeri obremenjeni s pomočjo batov, pritrjenih na nosilce. V nasprotju s testi, izvedenimi na NTUA, so bili preizkušanci obremenjeni tudi z navpično obtežbo, ki je bila nanesena z dodatnim batom na sredini nosilca. Intenziteta navpične sile je bila 100 kN. Več podrobnosti o testih je prikazanih v [Fischinger, 2012] in [Zoubek, 2015b].

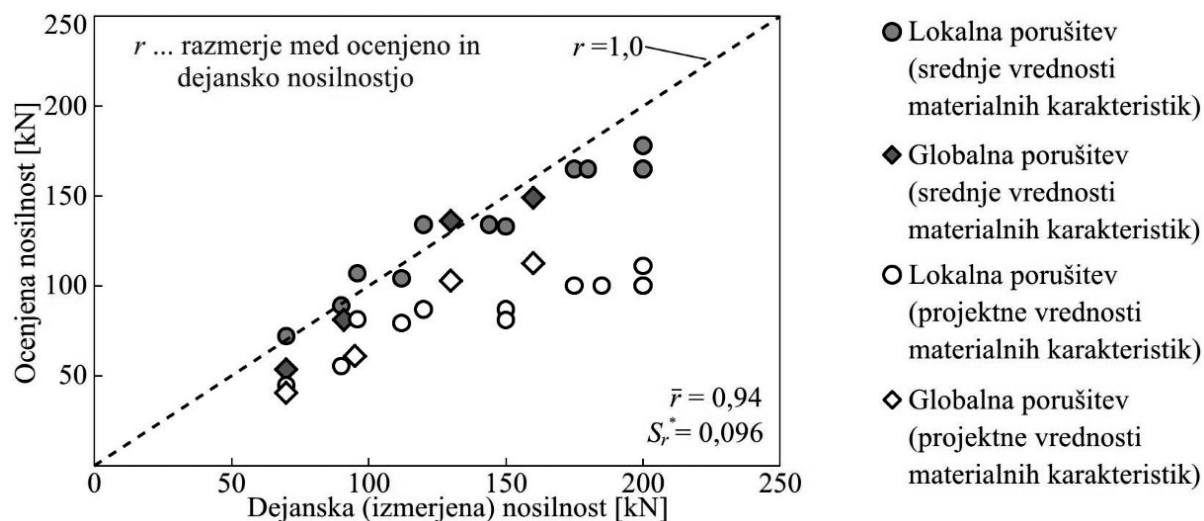


Slika 13. Zasnova preizkušancev: a) na NTUA, b) na UL FGG.

4.2 Primerjava ocenjene in izmerjene nosilnosti

Za vse primere, ki smo jih prikazali v poglavju 4.1, smo izračunali nosilnost stikov v primeru lokalnega oziroma globalnega mehanizma porušitve. Uporabili smo izraze, ki smo jih predstavili v poglavju 3. Za nosilnost smo upoštevali manjšo vrednost. Računsko ocenjene nosilnosti smo primerjali z izmerjenimi

vrednostmi oziroma z vodoravnimi silami, s katerimi so bili preizkušanci obremenjeni v trenutku porušitve. Primerjava analitično ocenjenih in izmerjenih vrednosti nosilnosti je prikazana na sliki 14. S simbolom kroga so označeni primeri, pri katerih smo ugotovili, da je bolj kritičen lokalni, s simbolom romba pa primeri, pri katerih je bil bolj kritičen globalni mehanizem porušitve. Temno obarvani simboli prikazujejo nosilnosti, ki so določene, upoštevajoč povprečne izmerjene lastnosti materialov.



Slika 14. Primerjava ocenjenih (navpična os) in izmerjenih (vodoravna os) nosilnosti mozničnih stikov, prikazanih na sliki 12.

S črtkano diagonalno črto so prikazane enake izračunane in izmerjene nosilnosti. Razvidno je, da je odstopanje rezultatov od te črte razmeroma majhno in da so v večini primerov izračunane nosilnosti nekoliko konservativne. Tudi rezultati statistične obdelave podatkov potrjujejo predhodno opažanje. Povprečna vrednost razmerja med analitično določenimi in izmerjenimi nosilnostmi zanaša $\bar{r} = 0,94$, standardna deviacija pa $S_r^* = 0,096$.

Glede na to, da moramo pri projektiranju vedno zagotoviti določeno varnost, smo za primerjavo izračunali tudi nosilnosti stikov s projektnimi vrednostmi lastnosti materialov. Te vrednosti so na sliki 14 prikazane z belo obarvanimi simboli.

5 SKLEP

Moznični stiki med gredami in stebri so eni izmed ključnih elementov, od katerih je odvisna potresna varnost in integriteta montažnih hal. Dovolj močni stiki skupaj s stebri, projektiranimi v skladu z zahtevami standarda Evrokod 8 [SIST, 2006], zagotavljajo zadostno varnost enoetažnih montažnih hal.

Moznični stik je dovolj močan, če je zagotovljen ustrezen mozni in je dovolj stremenske armature okoli moznika. Še pred kratkim nismo poznali dovolj celovitih postopkov za njihovo projektiranje in določanje nosilnosti. Prevladujoča praksa je bila takšna, da so bili ob napačnih predpostavkah mozniki preverjeni le na čisti strig, stremena okoli moznika pa so bila izbrana večinoma v skladu s konstrukcijskimi pravili dobre prakse. Tudi druge po svetu so bili postopki za projektiranje takšnih stikov nepopolni ali celo neustrezni.

Za tako pomembne konstrukcije elemente nujno potrebuje mo zanesljive in preverjene postopke za projektiranje, ki omogočajo eksplicitno kontrolo njihove nosilnosti. Slednje smo razvili na UL FGG na osnovi obsežnih eksperimentalnih in analitičnih raziskav.

V članku smo najprej pokazali osnovne značilnosti potresnega odziva mozničnih stikov stebrov in gred, ki so značilni za enoetažne armiranobetonske montažne hale. Njihova potresni odziv in nosilnost sta odvisna od oddaljenosti od robov stebrov in gred.

V moznikih, ki so dovolj daleč od robov, se bo aktiviral lokalni mehanizem odziva. Zanj je značilno, da se beton drobi lokalno okoli moznika zaradi velikih tlačnih napetosti. Posledično se med betonom in moznikom ustvari zev, mozni se zato upogibno deformira in na koncu zaradi upogibnih deformacij pretrga.

Ko je razdalja med moznikom in robovi stebrov in gred razmeroma majhna, se aktivira globalni mehanizem odziva. Pri tem so poškodbe betona, ki jih povzročajo velike glavne natezne napetosti, bolj obsežne in zajemajo celotno območje med moznikom in stremeni stebrov in gred. Ker je beton močno poškodovan, je nosilnost stika odvisna le od tistih plasti stremen, ki se aktivirajo v kritičnem področju vzdolž moznika.

V članku smo opisali postopka, s katerima lahko ocenimo nosilnost mozničnih stikov pri lokalnem in globalnem mehanizmu odziva. Postopka smo verificirali z rezultati eksperimentov in pokazali, da lahko na ta način dovolj natančno ocenimo nosil-

nost stikov, ki se najbolj pogosto pojavijo v projektantski praksi. Če se bodo predlagani izrazi v praksi uporabljali skupaj z obremenitvami, določenimi z metodo načrtovanja nosilnosti, lahko pričakujemo, da bo varnost stikov ustrezna.

6 ZAHVALA

Predstavljeno študijo smo naredili v okviru projekta Sedmega okvirnega programa Evropske skupnosti SAFECast »Performance of Innovative Mechanical Connections in Precast Building Structures under Seismic Conditions« (št. pogodbe 218417). Eksperimente smo opravili na Zavodu za gradbeništvo (ZAG) v Ljubljani. Raziskave je delno financirala tudi Javna agencija za raziskovalno dejavnost Republike Slovenije. Avtorji se iskreno zahvaljujemo dr. Mihi Kramarju za njegov prispevek k načrtovanju in izvedbi eksperimentov.

7 LITERATURA

ABAQUS Theory Manual, version 6.11-3, Dassault Systèmes, 2011.

Bournas, D.A., Negro, P., Taucer, F.F., Performance of industrial buildings during the Emilia earthquakes in Northern Italy and recommendations for their strengthening, Bulletin of Earthquake Engineering, 12, 2383-404, doi.org/10.1007/s10518-013-9466-z, 2013.

Fischinger, M., Zoubek, B., Kramar, M., Isakovic, T., Cyclic Response of Dowel Connections in Precast Structures, 15th World Conference on Earthquake Engineering, Portugal, Lisbon, 24-28th September, 2012.

Fuchs, W., Eligehausen, R., Breen, J.E., Concrete Capacity Design (CCD) Approach for Fastening to Concrete, ACI Structural Journal, 92(1), 73-94, 1995.

Kramar, M., Isaković, T., Fischinger, M., Seismic Collapse Risk of Precast Industrial Buildings with Strong Connections, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 39(8), 847-868, doi: 10.1002/eqe.970, 2010.

Leonhardt, F., Vorlesungen über Massivbau – Zweiter Teil, Sonderfälle der Bemessung im Stahlbetonbau (Lectures in Concrete Structures – Second Part, Special Cases of Calculations. In German), Springer-Verlag, 1975.

Magliulo, G., Ercolino, M., Petrone, C., Coppola, O., Manfredi, G., The Emilia earthquake: Seismic performance of precast reinforced concrete buildings, Earthquake Spectra, 30, 891-912, doi.org/10.1193/091012EQS285M, 2014.

Psycharis, I.N. in Mouzakis, H.P., Shear resistance of pinned connections of precast members to monotonic and cyclic loading, Engineering Structures, 41, 413-427, 2012.

SIST, SIST EN 1998-1:2006, Evrokod 8: Projektiranje potresno-odpornih konstrukcij – 1. del: Splošna pravila, potresni vplivi in pravila za stavbe, Slovenski inštitut za standardizacijo, Ljubljana, 2006

Toniolo, G., SAFECast Project: European research on seismic behavior of the connections of precast structures, 15th World Conference on Earthquake Engineering, Portugal, Lisbon, 24-28th September, 2012.

Vintzeleou, EN., Tassios, TP., Mathematical model for dowel action under monotonic and cyclic conditions, Magazine of Concrete Research, 38, 13-22, 1986.

Zoubek, B., Fahjan, Y., Fischinger, M., Isaković, T., Nonlinear finite element modelling of centric dowel connections in precast buildings, Computers and Concrete, 14(4), 463-477, doi: 10.12989/cac.2014.14.4.463, 2014.

Zoubek, B., Fischinger, M., Isaković, T., Estimation of the cyclic capacity of beam-to-column dowel connections in precast industrial buildings, Bulletin of Earthquake Engineering, 7(7), 2145-2168, doi: 10.1007/s10518-014-9711-0, 2015a.

Zoubek, B., Vpliv stikov na potresni odziv montažnih armirano-betonskih konstrukcij : doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, 231 str., <http://drugg.fgg.uni-lj.si/5398/>, 2015b.

DODATEK

Na primeru preizkušanca 1D28d125, ki je predstavljen na sliki D1 in v tretji vrstici na sliki 12, bomo ilustrirali postopek računa nosilnosti mozničnega stika za primer lokalnega in globalnega mehanizma odziva.

D1.1 Nosilnost v primeru lokalne porušitve

Podatki

Premer moznika znaša $d = 2,8$ cm, tlačna trdnost betona je $f_{cm} = 5$ kN/cm² in meja elastičnosti jekla moznika je $f_{sy} = 58$ kN/cm².

$$R_{max} = d^2 \sqrt{f_c f_{sy}} = 2,8^2 \sqrt{5 \cdot 58} = 134 \text{ kN}$$

D1.2 Nosilnost v primeru globalne porušitve

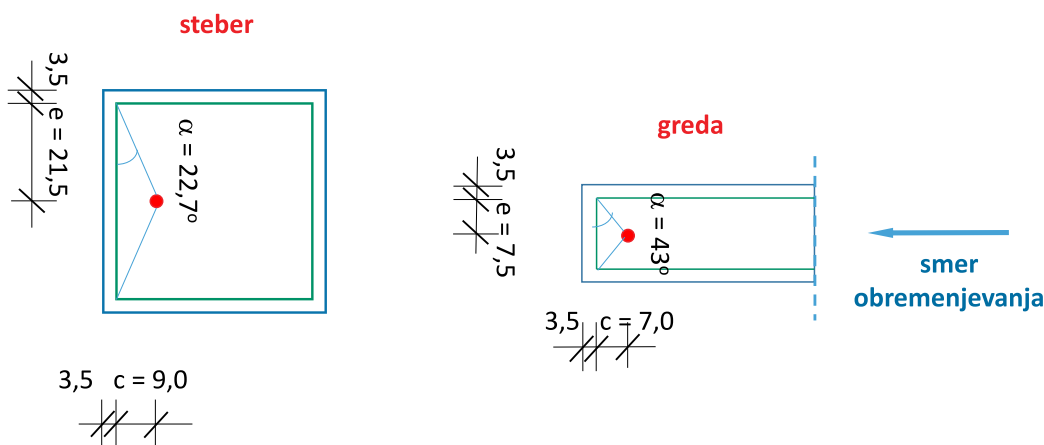
Podatki

Stremena so dvostrizna premera $\emptyset 10$ mm ($A_{st} = 0,79$ cm²) na razdalji $s = 4$ cm. Ustvari se nadomestno paličje, ki je na sliki 9 prikazano kot primer 1.

Tlačna trdnost betona je $f_{cm} = 5$ kN/cm² in meja elastičnosti stremen je $f_{sym} = 56$ kN/cm².

V stebri je v smeri obremenjevanja moznik oddaljen od stremen $c = 9$ cm, pravokotno na to smer pa $e = 21,5$ cm. Prva plast stremen je od vrha stebra oddaljena $a = 2,5$ cm.

V gredi je v smeri obremenjevanja moznik oddaljen od stremen $c = 7$ cm, pravokotno na to smer pa $e = 7,5$ cm. Prva plast stremen je od dna grede oddaljena $a = 4,0$ cm.



Slika D1. Lega moznika v stebri in gredi (tloris).

Dolžina kritičnega področja h_{crit} znaša:

v stebri

$$h_{crit} = 2,5d + c - a = 2,5 \cdot 2,8 + 9 - 2,5 = 13,5 \text{ cm}$$

v gredi

$$h_{crit} = 2,5d + c - a = 2,5 \cdot 2,8 + 7 - 4,0 = 10 \text{ cm}$$

Število aktiviranih stremen:

v stebri

$$n = \frac{h_{crit}}{s} + 1 = \frac{13,5}{4} + 1 = 4,4$$

v gredi

$$n = \frac{h_{crit}}{s} + 1 = \frac{10}{4} + 1 = 3,5$$

Naklon tlačne diagonale α in ustrezen tangens kota α :

v stebri

$$\alpha = 22,7^\circ; \tan \alpha = \frac{c}{e} = \frac{9}{21,5} = 0,42$$

v gredi

$$\alpha = 43,0^\circ; \tan \alpha = \frac{c}{e} = \frac{7}{7,5} = 0,93$$

Nosilnost v primeru globalne porušitve znaša:

v stebri

$$R_{max} = n A_{sl} f_{sym} \tan \alpha = 4,4 \cdot 0,79 \cdot 56 \cdot 0,42 = 82 \text{ kN}$$

v gredi

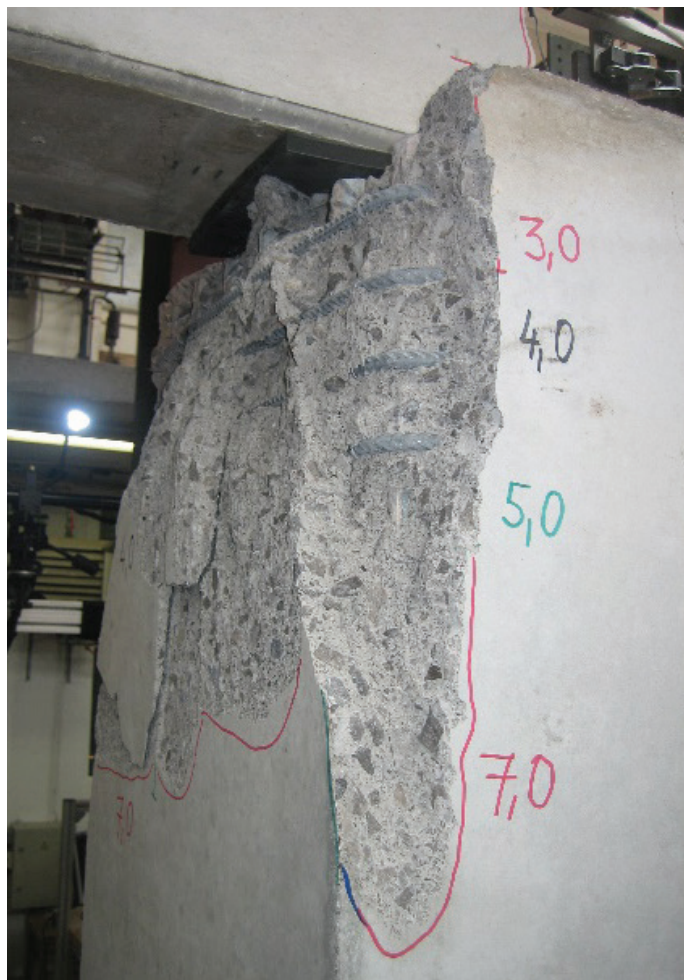
$$R_{max} = n A_{sl} f_{sym} \tan \alpha = 3,5 \cdot 0,79 \cdot 56 \cdot 0,93 = 144 \text{ kN}$$

V zgornjih dveh primerih smo za izračun nosilnost možnika uporabili izraz (16), ker je v obeh primerih naklon tlačne diagonale bil manjši od 45° .

D1.3 Komentar rezultatov

Nosilnost, ki ustreza globalnemu mehanizmu porušitve, je manjša od tiste pri lokalni porušitvi. Kritično je območje stika v stebri, saj je kot α bistveno manjši v stebri kot v gredi. V stebri je ta kot $\alpha = 22,7^\circ$ ($\tan \alpha = 0,42$), v gredi pa približno dvakrat večji $\alpha = 43,0^\circ$ ($\tan \alpha = 0,93$).

Torej v obravnavanem primeru lahko pričakujemo globalno porušitev v stebri. To je pokazal tudi eksperiment (glejte sliko D2). Izmerjena nosilnost je znašala 95 kN, kar je nekoliko več od analitično ocenjene vrednosti 82 kN.



Slika D2. Poškodbe mozničnega stika v stebri.