



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV BETONOVÝCH A ZDĚNÝCH KONSTRUKCÍ

INSTITUTE OF CONCRETE AND MASONRY STRUCTURES

**ŘEŠENÍ VYBRANÝCH DETAILŮ BETONOVÝCH
KONSTRUKCÍ S VYUŽITÍM FRP VÝZTUŽE**

DESIGN OF SELECTED DETAILS OF CONCRETE STRUCTURES WITH EMBEDDED FRP
REINFORCEMENT

DIPLOMOVÁ PRÁCE

DIPLOMA THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Juraj Lagiň

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. FRANTIŠEK GIRGLE, Ph.D.

BRNO 2020



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

FAKULTA STAVEBNÍ

Studijní program	N3607 Stavební inženýrství
Typ studijního programu	Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia
Studijní obor	3608T001 Pozemní stavby
Pracoviště	Ústav betonových a zděných konstrukcí

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Student	Bc. Juraj Lagiň
Název	Řešení vybraných detailů betonových konstrukcí s využitím FRP výztuže
Vedoucí práce	Ing. František Girgle, Ph.D.
Datum zadání	31. 3. 2019
Datum odevzdání	10. 1. 2020

V Brně dne 31. 3. 2019

prof. RNDr. Ing. Petr Štěpánek, CSc.
Vedoucí ústavu

prof. Ing. Miroslav Bajer, CSc.
Děkan Fakulty stavební VUT

PODKLADY A LITERATURA

Při vypracování práce využijte následující předpisy a normy (včetně změn a oprav):

ČSN EN 1990: Zásady navrhování konstrukcí;

ČSN EN 1991-1 až 7: Zatížení stavebních konstrukcí;

ČSN EN 1992-1-1: Navrhování betonových konstrukcí - Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby;

fib Bulletin no. 40: FRP reinforcement in RC structures;

ACI 440.1R-15: Guide for the design and construction of concrete reinforced with FRP bars;

CSA S806-12: Design and Construction of Building Structures with Fibre-reinforced Polymers.

Další literatura dle doporučení vedoucího diplomové práce.

ZÁSADY PRO VYPRACOVÁNÍ

V rámci diplomové práce zpracujte:

- 1) přehled teorie a porovnání návrhu vybraných detailů betonových konstrukcí vyztužených FRP výztuží dle zadaných předpisů a podkladů (např. ACI, fib a CSA) a to v rozsahu dle zadání vedoucího práce;
- 2) podrobně řešte problematiku návrhu tvarově ohýbané kompozitní výztuže a to především s ohledem na řešení vybraných detailů betonových konstrukcí;
- 3) pro dílčí část konstrukce (dle zadání vedoucího práce) provedte návrh vyztužení FRP výztuží, zpracujte statický výpočet a výkresovou dokumentaci.

Požadované výstupy:

Textová část (obsahuje zprávu a ostatní náležitosti dle níže uvedených směrnic)

Přílohy textové části:

P1. Použité podklady

P2. Výkresy řešeného konstrukčního prvku (v rozsahu určeném vedoucím diplomové práce)

P3. Statický výpočet (v rozsahu určeném vedoucím diplomové práce)

Diplomová práce bude odevzdána v listinné a elektronické formě a pro ÚBZK 1x na CD.

STRUKTURA DIPLOMOVÉ PRÁCE

VŠKP zpracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

1. Textová část závěrečné práce zpracovaná podle platné Směrnice VUT "Úprava, odevzdávání a zveřejňování závěrečných prací" a platné Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání a zveřejňování závěrečných prací na FAST VUT" (povinná součást závěrečné práce).
2. Přílohy textové části závěrečné práce zpracované podle platné Směrnice VUT "Úprava, odevzdávání, a zveřejňování závěrečných prací" a platné Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání a zveřejňování závěrečných prací na FAST VUT" (nepovinná součást závěrečné práce v případě, že přílohy nejsou součástí textové části závěrečné práce, ale textovou část doplňují).

Ing. František Girgle, Ph.D.

Vedoucí diplomové práce

ABSTRAKT

Diplomová práca je riešená v dvoch úrovniach. Primárnou časťou práce je teoretická časť, ktorá je riešená v rámci projektu „FV10588 – Nová generace prostorových prefabrikátů z vysokopevnostných betonů se zvýšenou mechanickou odolností a trvanlivostí“, realizovaného v spolupráci s FAST VUT - Ústav betonových a zděných konstrukcí. Projekt rieši rámové styčníky formou ocelevej a kompozitnej výstuže, pričom vo výsledku budú porovnávané experimentálne skúšky a viaceré typy výpočtov. Sekundárnou časťou práce je statický výpočet nádrže, umiestnenej pod povrchom terénu, pričom je namáhaná teplotou od náplne. Vystuženie konštrukcie je prevedené v dvoch variantoch - ocelevej a kompozitnej výstuže, ktoré budú vo výsledku porovnané na základe ich účinnosti.

KLÍČOVÁ SLOVA

Rámový styčník, tuhosť styčníku, únosnosť styčníku, kompozitná výstuž, GFRP výstuž, súdržnosť výstuže

ABSTRACT

The diploma thesis is divided into two levels. The Primary part of the thesis is the theoretical part, which is part of project „FV10588 – New generation of spatial prefab made from high-strength concrete with increased mechanical resistance and endurance“, realized in cooperation with Faculty of Civil Engineering at VUT university – Institute of concrete and masonry structures. The project deals with frame corners in the form of steel and composite reinforcement which will be compared through experiments and various kinds of calculation proceedings. The secondary part of the thesis focuses on the static-design project of cooling reservoir, placed under the ground, while is stressed by temperature. The reinforcement of the construction is realized in two ways – steel and composite reinforcement with their effectiveness compared.

KEYWORDS

Frame corner, stiffness of corner, bearing capacity of corner, composite reinforcement, GFRP reinforcement, bond-slip

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

Bc. Juraj Lagiň *Řešení vybraných detailů betonových konstrukcí s využitím FRP výztuže*. Brno, 2020. 125s., 150s. příl. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav betonových a zděných konstrukcí. Vedoucí práce Ing. František Girgler, Ph.D.

PROHLÁŠENÍ O SHODĚ LISTINNÉ A ELEKTRONICKÉ FORMY ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že elektronická forma odevzdané diplomové práce s názvem *Řešení vybraných detailů betonových konstrukcí s využitím FRP výztuže* je shodná s odevzdanou listinnou formou.

V Brně dne 10. 1. 2020

Bc. Juraj Lagiň
autor práce

PROHLÁŠENÍ O PŮVODNOSTI ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci s názvem *Řešení vybraných detailů betonových konstrukcí s využitím FRP výztuže* zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 10. 1. 2020

Bc. Juraj Lagiň
autor práce

POĎAKOVANIE

Týmto by som rád poďakoval vedúcemu práce, pánovi Ing. Františkovi Girgle, Ph.D, za ochotu a čas, ktorý mi počas štúdia venoval. Taktiež zamestnancom Ústavu betonových a zděných konstrukcí za možnosť podieľať sa na realizovanom projekte .

Najväčšia vďaka patrí mojím rodičom, ktorý mi umožnili štúdium na vysokej škole a boli mi v každom ohľade oporou. Ďakujem!



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV BETONOVÝCH A ZDĚNÝCH KONSTRUKCÍ

INSTITUTE OF CONCRETE AND MASONRY STRUCTURES

ŘEŠENÍ VYBRANÝCH DETAILŮ BETONOVÝCH KONSTRUKCÍ S VYUŽITÍM FRP VÝZTUŽE

DESIGN OF SELECTED DETAILS OF CONCRETE STRUCTURES WITH EMBEDDED FRP
REINFORCEMENT

HLAVNÝ DOKUMENT

DIPLOMOVÁ PRÁCE

DIPLOMA THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Juraj Lagiň

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. FRANTIŠEK GIRGLE, Ph.D.

BRNO 2020

OBSAH

1.	ÚVOD.....	12
2.	KOMPOZITNÁ VÝSTUŽ	13
2.1	TYPY KOMPOZITNÝCH VÝSTUŽÍ.....	13
2.2	ZLOŽENIE FRP VÝSTUŽE	14
2.2.1	NOSNÉ VLÁKNA.....	14
2.2.2	MATRICE	16
2.3	MECHANICKÉ VLASTNOSTI VÝSTUŽE V ŤAHU	17
2.3.1	KRÁTKODOBÁ ÚNOSNOSŤ V ŤAHU	18
2.3.2	DLHODOBÁ ÚNOSNOSŤ V ŤAHU	18
2.4	NÁVRH OHÝBANÉHO PRVKU	21
2.4.1	ZÁKLADNÉ PREDPOKLADY VÝPOČTU.....	21
2.4.2	PÔSOBENIE VÝSTUŽE V TLAKU.....	23
2.4.3	PÔSOBENIE VÝSTUŽE V ŤAHU.....	23
2.4.4	MSP – POSÚDENIE ŠÍRKY TRHLÍN.....	27
2.4.5	STANOVENIE KRYTIA.....	29
2.4.6	OHÝBANIE VÝSTUŽE - REDUKCIA PEVNOSTI V MIESTE OHYBU.....	29
3.	OBLASTI NÁVRHU KONŠTRUKCIE.....	30
3.1	B OBLASTI.....	30
3.2	D OBLASTI – OBLASTI DISKONTINUÍT	32
3.2.1	EMPIRICKÉ VZORCE.....	33
3.2.2	METÓDA PRIEHRADOVEJ ANALÓGIE – STRUT AND TIE - OBECNE.....	33
3.2.3	METÓDA NELINEÁRNEHO VÝPOČTU - OBECNE	42
4.	STRUT AND TIE MODEL PODĽA VYSTUŽENIA	48
4.1	RÁMOVÝ STYČNÍK – OCELOVÁ VÝSTUŽ	48
4.2	ZÁPORNÝ OHYBOVÝ MOMENT – UZATVÁRANIE ROHU	48
4.3	KLADNÝ OHYBOVÝ MOMENT – ROZTVÁRANIE ROHU	50
4.4	STRUT AND TIE MODEL - FRP PRVKY.....	52
4.4.1	POROVNANIE OCEL/GFRP STRUT AND TIE MODELOV	52
4.4.2	ÚPRAVA STRUT AND TIE MODELU PRE POUŽITIE FRP VÝSTUŽE.....	54

5.	EXPERIMENTY PRVKOV.....	55
5.1	PREDPOKLADY PRI NÁVRHU.....	55
5.2	MATERIÁLOVÉ CHARAKTERISTIKY PRVKOV	56
5.3	STATICKÁ SCHÉMA	57
5.4	VYHODNOTENIE + FOTODOKUMENTÁCIA	57
5.4.1	ŽELEZOBETONOVÝ PRVOK – VARIANTA A.....	58
5.4.2	GFRP PRVKY – VARIANTA A	59
5.4.3	ŽELEZOBETÓNOVÝ PRVOK – VARIANTA B.....	60
5.4.4	GFRP PRVKY – VARIANTA B.....	61
6.	B-OBLASŤ – VÝPOČET	62
6.1	ŽELEZOBETÓNOVÉ PRVKY	62
6.1.1	ŽELEZOBETÓN A.....	63
6.1.2	ŽELEZOBETÓN B.....	64
6.2	GFRP PRVKY	65
6.2.1	GFRP A.....	66
6.2.2	GFRP B	67
6.3	PREHĽAD VÝSLEDKOV	68
7.	PRIEHRADOVÁ ANALÓGIA – STRUT AND TIE - VÝPOČET	69
7.1	VÝPOČETNY MODEL – MODEL 1.....	69
7.1.1	VÝPOČET VNÚTORNÝCH SÍL	70
7.1.2	POSÚDENIE UZLOV.....	70
7.1.3	POSÚDENIE VZPERY	70
7.1.4	VÝPOČET.....	71
7.1.5	VÝSLEDKY	73
7.2	VÝPOČETNÝ MODEL – MODEL 2	74
7.2.1	VÝPOČET VNÚTORNÝCH SÍL	75
7.2.2	POSÚDENIE UZLOV.....	75
7.2.3	POSÚDENIE VZPERY – MODEL f_c	76
7.2.4	POSÚDENIE TIAHLA – MODEL f_{ctm}	76
7.2.5	POSÚDENIE TIAHLA – MODEL TIAHLO	77
7.2.6	VÝPOČET.....	78

7.2.7	VÝSLEDKY	90
8.	NELINEÁRNA ANALÝZA – VÝPOČET.....	91
8.1	VÝPOČETNÝ SOFTWARE – ATENA.....	91
8.2	VÝPOČETNÝ MODEL	91
8.2.1	PRVKY MODELOV A ICH MATERIÁLOVÉ VLASTNOSTI.....	92
8.2.2	OKRAJOVÉ PODMIENKY	97
8.2.3	ZAŤAŽENIE.....	98
8.2.4	MESH	98
8.2.5	VÝSLEDKY	99
9.	ZÁVER.....	114
9.1	ŽELEZOBETÓN A.....	115
9.2	ŽELEZOBETÓN B.....	116
9.3	GFRP A	117
9.4	GFRP B	119
9.5	POROVNANIE VÝSLEDKOV.....	120
9.6	POROVNANIE TUHOSTI STYČNÍKOV.....	121
10.	POUŽITÁ LITERATÚRA.....	123

1. ÚVOD

Kompozitná FRP výstuž, je spoločne s oceľovou výstužou, v praxi využívaná na vystužovanie betónových prvkov a konštrukcií. Odlišné vlastnosti, ktoré sú charakteristické pre kompozitnú výstuž, otvárajú nové možnosti pri návrhu jednotlivých prvkov konštrukcie. Medzi hlavné výhody patrí ich predĺžená životnosť v agresívnych prostrediach, kde vzhľadom na svoju zloženie nedochádza k tak výraznej degradácii koróziou. Taktiež majú vysokú pevnosť v ťahu a zároveň nízku objemovú hmotnosť. Vzhľadom k betonárskej výstuži je výhodou FRP výstuže neschopnosť viesť teplo, fakt, že sú elektrickými izolantmi a sú nemagnetické. Otvárajú teda možnosti využitia v miestach, kde betonárska výstuž obmedzuje návrh konštrukcie. Ich odlišný pracovný diagram však vnáša do návrhu nutnosť odlišného prístupu pre posúdenie prerezu.

V niektorých krajinách, ako napríklad Japonsko, Kanada, USA, Rusko a Ukrajina sú spracované smernice, resp. normy pre navrhovanie a konštruovanie betónových konštrukcií s použitím FRP výstuže. Medzinárodná organizácia *fib* (Fédération internationale du béton) vydala v roku 2007 Bulletin 40 [1], ktorý zavádza nové postupy a náhľad na betónové, oceľové a výstuže vyhotovené formou vlákien. Pracovná skupina pracujúca pod názvom TG 9.3 vydala v roku 2007 publikáciu, písanú formou technickej správy, s názvom Bulletin 40, „FRP reinforcement in RC structures“ [2]. Táto publikácia sa opiera o znalosti a skúsenosti z experimentálneho a analytického výskumu, ale taktiež o skúsenosti z praktického používania FRP výstuží v krajinách, kde je kompozitná výstuž zavedená do bežnej praxe. Práve na základe tejto publikácie [2], bol v spolupráci viacerých autorov, pôsobiacich na stavebných fakultách, FAST VUT v Brně, STU v Bratislave a spoločnosti PREFA KOMPOZITY, a.s. vypracovaný manuál pod názvom Navrhování betonových konstrukcí s FRP výstuží [3], ktorý popisuje využitie, výhody a spôsob návrhu FRP výstuže pre Českú a Slovensku republiku.

Práca sa detailne zaoberá rámovými stykmi, ktoré sú problematikou s najčastejším výskytom porúch v železobetónových monolitických konštrukciách. V týchto špecifických miestach nie je možné uvažovať s platnosťou Bernouli-Navierovej hypotézy, ktorá predpokladá zachovanie rovinnosti prierezu po deformácii. Tieto oblasti nazývame D oblasťami, teda oblasti diskontinuit. Zásadným rozdielom je, že v týchto oblastiach nie je možné počítať s lineárnym priebehom napätí, čo vedie k odlišným postupom pri ich návrhu. Jednou z metód je takzvaná metóda konečných prvkov (MKP), ktorá však vzhľadom na vysoké množstvo numerických rovníc, ktoré jej výpočet sprevádzajú, je síce veľmi presná, avšak pomerne zdĺhavá a z tohto dôvodu neefektívna. Preto v prípade prvotného návrhu je používanější metóda priehradovej analógie, nazývaná tiež strut & tie model, čiže vzpera a tiahlo. Podstatou tohto postupu je v mieste rohu vytvoriť náhradnú sústavu vzpier a tiahel, ktoré simulujú priebeh tlakových a ťahových napätí a pri dodržaní určitých pravidiel a podmienok je s ich pomocou je možné navrhnuť a posúdiť vystuženie detailu.

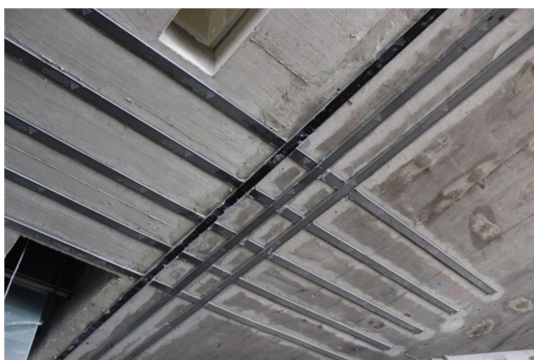
Výsledky budú na konci práce porovnané, pričom v závere práce bude pojednané o ich vhodnosti a správnosti použitia.

2. KOMPOZITNÁ VÝSTUŽ

2.1 TYPY KOMPOZITNÝCH VÝSTUŽÍ

▪ VONKAJŠIA VÝSTUŽ – LAMELY A TKANINY

Lamely a tkaniny sa v praxi používajú na dodatočné zosilňovanie železobetónových, ale aj drevených konštrukcií, na ktoré pôsobí normálová sila, ohybový moment, prípadne krútiaci moment. Pri zachovaní rovnakého prierezu, je možné pomocou dodatočného lepenia tkanín alebo lamiel na konštrukciu dosahovať výrazne zvýšenú únosnosť prvku. Na prvky sú aplikované pomocou metódy priameho spracovania „wet lay-up“, vďaka ktorej vzniká kompozit s dokonalou adhéziou k zosilňovanému prvku. Epoxidové živica súčasne dodáva kompozitu vysokú koróznou odolnosť. Jedným z výrobcov je napríklad česká firma Prefa Kompozity. [4] [5]



Obr. 2.1.1: Zosilnenie pomocou dodatočne lepených lamiel [6]



Obr. 2.1.2: Zosilnenie pomocou dodatočne lepených tkanín [5]

▪ ROZPTÝLENÁ VÝSTUŽ

Podobne ako v prípade ocelevej výstuže, tak aj u kompozitnej, sa jedná o rozptýlenú výstuž v betónovej zmesi, v podobe vlákien.

▪ PREDPÍNACIE TYČE A LANÁ

Jednou zo zásadných nevýhod kompozitnej výstuže je jej nízky modul pružnosti (v prípade GFRP), ktorý sa eliminuje práve jej predopnutím. Používajú sa tyče, prípadne viacdrátové laná, nazývané tiež multi-strand. na bázi uhlíkových, aramidových prípadne sklenených vlákien.

▪ VNÚTORNÁ FRP VÝSTUŽ

Vnútoraná výstuž sa používa pre vystužovanie železobetónových monolitických konštrukcií pomocou kompozitných výstuží na bázi sklenených, uhlíkových, aramidových alebo čadičových vlákien. Vzhľadom na výhody ktoré kompozitne výstuže prinášajú, je možné ich uplatniť hlavne v chemickom alebo energetickom priemysle, konštrukciách vystavených trvalému kontaktu so zeminami, napr. kanáloch, prípadne sanitárnej mestskej infraštruktúre. Práve táto výstuž je predmetom riešenia a teda v rámci práce je ďalej podrobnejšie priblížená.



Obr. 2.1.3: Vnútoraná kompozitná výstuž [7]



Obr. 2.1.4: Kompozitná výstuž nosníku [8]

2.2 ZLOŽENIE FRP VÝSTUŽE

Vnútoraná FRP výstuž je zložená z dvoch zložiek a to vnútorných vlákien a polymérnej matrice. Ich kombináciou, v závislosti na ich pomere, postupe výroby a vlastností čiastkových súčastí, je možné dosahovať jedinečné charakteristiky výstuže.

Usporiadanie vlákien vo výstuži predurčuje chovanie výstuže na rozdielne materiálové charakteristiky v smere rovnobežnom s vláknami a v smere kolmom na vlákna, pričom vlákna sú vedené pozdĺžne po celej dĺžke výstuže. Celkové vlastnosti výstuže v rovnobežnom smere určujú predovšetkým vlákna a v kolmom smere matrica, ktorá zároveň chráni vnútorné jadro výstuže pred agresívnym prostredím a zaisťuje prenos síl medzi vláknami a betónom.

Vlákna v jadre sa dajú považovať za elastické, teda ich chovanie je pružné, pričom pri dosiahnutí medzného napätia dochádza ku krehkému lámavému porušeniu. Najbežnejším používaným materiálom sú sklenené vlákna, kde výsledným produktom je výstuž označovaná ako GFRP (glass fiber reinforced polymer) výstuž, prípadne uhlíkové vlákna - CFRP (carbon fiber reinforced polymer). Menej používané sú potom vlákna čadičové a aramidové. Vzhľadom na množstvo dostupných výrobcov a ich odlišnosti pri výrobe FRP výstuží je nutné pri návrhu vychádzať z technických listov, ktorými daný výrobca deklaruje materiálové charakteristiky dodanej výstuže.

2.2.1 NOSNÉ VLÁKNA

▪ SKELNÉ VLÁKNA

Skelné vlákna tvoria základné jadro GFRP výstuže a teda definujú a jej celkové správanie, ktoré je možné popísať ako lineárne pružné. Ich nevýhodou je v prvom rade dotvarovanie v čase, v dôsledku čoho dochádza k ich následnému porušeniu pretrhnutím (creep, rupture). V dôsledku nižšieho modulu pružnosti rýchlejšie narastá ich deformácia (v porovnaní napr. s oceľovou výstužou). Taktiež k nemu značne prispieva citlivosť vlákien na vlhkosť a vysoké pH (najmä u E vlákien). Skelné vlákna sú veľmi dobrými tepelnými a elektrickými izolantmi a v prípade, že sú vlákna dostatočne chránené obalujúcou matricou, sa stále jedná o materiál s vysokou pevnosťou v ťahu. Sú používané prevažne u vnútornej nepredpätej výstuže a to z dôvodu dobrých materiálových vlastností, pri relatívne výhodnej cene.

Zásadný rozdiel medzi jednotlivými typmi skelných vlákien je v ich reakcií na pôsobenie agresívneho prostredia. Preto je nutné zväžiť, ktorý z daných typov rozdelených na základe chemickej kompozície je vhodný pre daný typ prostredia použiť. Poznáme vlákna typu E (electrical glass) s obsahom menej ako 0,2 % alkálií, ich modifikácie v podobe vápenato-hlinito-kremičitých ECR vlákien, sodno-vápenato-kremičitých A vlákien (window glass), alkalicko zirkono-kremičitých AR vlákien (alkali resistant glass), C (corrosion resistant glass) a horečnato-hlinito-kremičitých S vlákien (structural/high strength glass). Vlákna majú mierne odlišné materiálové vlastnosti a požiadavky na ošetrovanie, ktoré je pri návrhu nutné zohľadniť. Vid' Tab. 2.1. [2] [3]

Tab. 2.1: Vlastnosti vlákien kompozitnej výstuže [2] [3]

Typ vlákien	Hustota [kg/m ³]	Modul pružnosti [GPa]	Pevnosť v ťahu [MPa]	Medzné pomerné pretvorenie	Poissonov súčiniteľ
Skelné vlákna - GFRP					
E	2570	72,5	3400	2,5	0,22
A	2460	73	2760	2,5	-
S	2500	88	4600	3,5	0,22
C	2460	74	2350	2,0 - 3,0	-
AR	2270	70 - 76	1800 - 3500	2,0 - 3,0	-
ECR	2620	80,5	3500	4,6	0,22
Uhlíkové vlákna - CFRP					
SM	1700	250	3700	1,4	-
HS	1800	250	4800	1,9	0,20
HM	1900	500	3000	0,6	0,20
UHM	2100	800	2400	0,3	-
Ocel					
B500	7850	200	550	5,0	0,3

▪ UHLÍKOVÉ VLÁKNA

Uhlíkové vlákna sú vyrábané z polyakrylonitrilových vlákien (PAN) a sú dostupné v niekoľkých variantách v závislosti na ich požadovanom module pružnosti a pevnosti v ťahu. Na trhu sú dostupné štandardné (SM – standard modulus), vysokopevnostné (HS – high strength), s vysokým modulom pružnosti (HM – high modulus) a ultravysokomodulárne (UHM – ultra high modulus). Uhlíkové vlákna majú vynikajúce mechanické vlastnosti, vysoký modul pružnosti, vysokú pevnosť v ťahu. Taktiež oproti skelným vlákna v čase tak výrazne nedotvarujú, nie sú tak citlivé na vlhké prostredie a sú odolné voči vysokým teplotám. Ich nevýhodou je však vysoká cena, z čoho plynie ich využitie u náročných stavieb, prevažne v predpätých konštrukciách, prípadne pri zosilovaní.

▪ ARAMIDOVÉ VLÁKNA

Aramidové vlákna sú známe v prvom rade vďaka svojej vysokej pevnosti v ťahu pri nízkej objemovej hmotnosti. Vďaka tejto vlastnosti sú využívané najmä v leteckom priemysle pod označením Kevlar 29, resp. Kevlar 49. Sú taktiež vysoko odolné voči agresívnemu prostrediu ako napríklad proti rozpúšťadlám, kyselinám a zásadám, avšak patria medzi látky s vysokou nasiakavosťou v dôsledku čoho neposkytujú vláknam dostatočnú ochranu.

▪ ČADIČOVÉ VLÁKNA

Čadičové vlákna sú výrazne podobne skleným vláknám typu S. Vlákna majú vysokú pevnosť pri nízkej ťažnosti, teda schopnosti výstuže sa pretvárať do medze porušenia. Sú nehorľavé, nenasiakavé s nízkou tepelnou vodivosťou a vysokým elektrickým odporom. Ich výhodou v porovnaní s S vláknami skelnej výstuže je nižšia cena. Naopak nevýhodou je ich krehkosť. V stavebníctve sú používané sú najmä v podobe zvukovo a tepelne izolačných materiálov.

2.2.2 MATRICE

Matrica kompozitnej výstuže je rovnako dôležitou súčasťou výstuže, ako vlákna. Jej úlohou je vytvorenie celistvého prvku, teda zabezpečuje celistosť a spojenie jednotlivých nosných vlákien a zároveň chráni pred vonkajšími vplyvmi. V porovnaní s nosnými vláknami má matrica mnohonásobne nižšiu ťahovú pevnosť a zároveň je poddajnejšia.

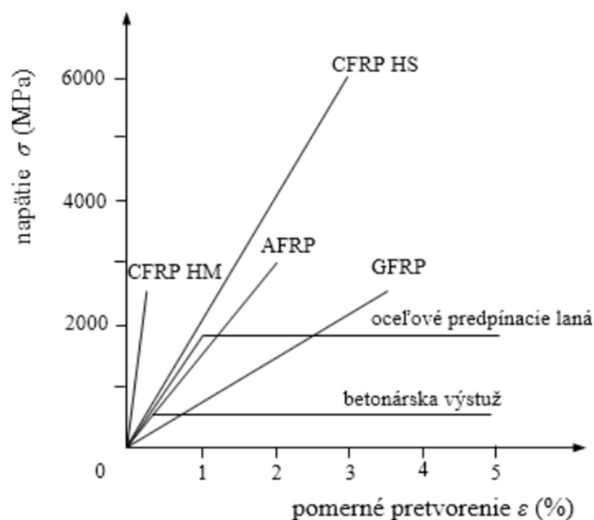
Materiály používané na matrice sa nazývajú polymery. Prinášajú mnoho výhod, ako napríklad: tvarovateľnosť, nenasiakavosť, malú tepelnú vodivosť, dobré elektrické vlastnosti, ľahké spojenie, spracovanie a recykláciu. Medzi zásadné nevýhody sa radí nízka požiarna odolnosť, pričom matrice zahriate na teplotu skelného prechodu mäknú a to už pri teplote cca 130°C [3]. Ďalej zlá odolnosť voči UV žiareniu, pôsobeniu poveternostných vplyvov, ale v prvom rade mechanické vlastnosti, ktoré je pri návrhu nutné zohľadniť. Medzi ne sa radí zmena pevnosti v tlaku a ťahu (ktoré sú často rovnako veľké) pri starnutí, nízky modul pružnosti, veľký súčiniteľ tepelnej rozťažnosti, ľahké mechanické poškodenie a pri nízkych teplotách tiež ich krehké porušenie.

Matrice je možné vyrábať z viacerých typov polymerov, pričom každý z nich ma iné mechanické vlastnosti a schopnosti odolávať vonkajším vplyvom. Pri návrhu prvku je teda nutné zvoliť matricu tak, aby jej vlastnosti odpovedali miestu a zaťaženiu, ktoré bude na prvok pôsobiť. Podobne ako u vlákien, taktiež u matric klesá pevnosť v čase a je preto nutné odlišovať pevnosť krátkodobú a dlhodobú z čoho vypláva jej výsledná pevnosť.

Polymérne matrice je možné vyrábať z troch základných typov materiálov. Polyesteru, epoxidu a vinylesteru. Matrice potrebujú ochranu pred vonkajšími vplyvmi v prvom rade z dlhodobého hľadiska a preto sa v praxi pre ich výrobu používajú prevažne epoxidové a vinylesterové materiály.

2.3 MECHANICKÉ VLASTNOSTI VÝSTUŽE V ŤAHU

V porovnaní s bežne používanou betonárskou výstužou má FRP výstuž pri značne nižšej objemovej hmotnosti niekoľkonásobne vyššiu pevnosť v ťahu, avšak v dôsledku nižšieho modulu pružnosti klesá jej ťažnosť pretvárnosti. Na obrázku Obr. 2.3.1 je zaznačené vzájomné porovnanie pevnosti v ťahu oceli a jednotlivých výstuží FRP. V prípade FRP výstuží neexistuje mez kluzu a teda návrhový diagram je lineárny a v celom rozsahu až do porušenia platí Hookeov zákon.



Obr. 2.3.1: Porovnanie vlastností pracovných diagramov [9] [10]

Ťahová pevnosť s narastajúcim priemerom výstuže klesá a priamoúmerné s ním klesá aj modul pružnosti. Vzhľadom k špecifickému zloženiu má výstuž výrazne odlišné mechanické vlastnosti v závislosti k orientácií vlákien. Preto v prípade kombinácie šmyku a ohybu dochádza k ďalšiemu zníženiu únosnosti výstuže.

Pevnosť FRP výstuže je premenná v čase a to v závislosti na dlhodobom zaťažení a vonkajších vplyvoch. Je preto nutné rozlišovať pevnosť výstuže v čase, teda rozdeliť návrh na krátkodobú a dlhodobú únosnosť.

2.3.1 KRÁTKODOBÁ ÚNOSNOST V ŤAHU

Krátkodobá únosnosť FRP výstuže v smere vlákien (podľa fib. Bulletin no. 40 [2]) vychádza z charakteristickej hodnoty výstuže v ťahu, ktorá je podelená súčiniteľom spoľahlivosti pre FRP výstuž všeobecne uvažovaný $\gamma_f=1,25$, pričom jeho hodnota môže byť pozmenená dodávateľom. Je daná vzťahom [3]:

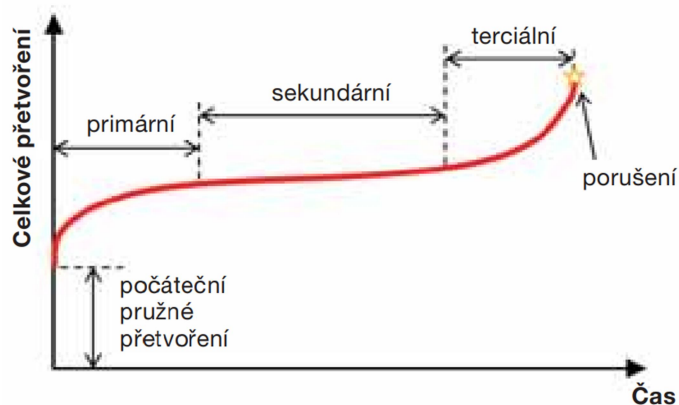
$$f_{fd} = \frac{f_{fk}}{\gamma_f} \quad (2.1)$$

Kde: f_{fk} - charakteristické napätie FRP výstuže v ťahu

$\gamma_f = 1,25$ - súč. spoľahlivosti FRP výstuže, pre všetky typy vlákien

2.3.2 DLHODOBÁ ÚNOSNOST V ŤAHU

Dlhodobá únosnosť je uvažovaná podľa [2]. Únosnosť môže klesať vplyvom vonkajšieho prostredia. Ako najčastejšie prípady je možné uviesť vlhkosť, chemická agresivita, prípadne alkalické prostredie, ktoré spôsobujú degradáciu výstuže. Zásadnejším faktorom je však vplyv dlhodobého zaťaženia. FRP výstuž je náchylná na únavové namáhanie vplyvom stáleho, resp. dlhodobého zaťaženia v dôsledku čoho narastajú pretvorenia vlákien. Ide o takzvané dotvarovanie, pri ktorom dochádza k nárastu nepružnej deformácie výstuže, ktorú je možné rozdeliť do troch fáz. Prvou je počiatočný, relatívne rýchly nárast deformácie, ktorej intenzita postupne klesá. V druhej fáze má deformácia konštantne narastajúci priebeh. V tretej fáze dochádza k prudkému nárastu deformácie v krátkom čase a následne k jej porušeniu.



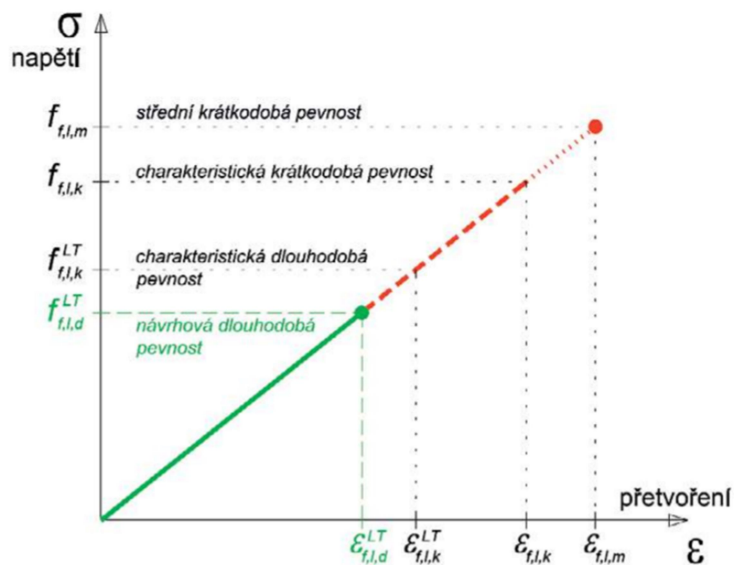
Obr. 2.3.2: Idealizovaný nárast deformácie FRP výstuže v čase [11]

Kombináciou oboch vplyvov dochádza k znížením mechanických vlastností výstuže a teda úprave únosnosti z dlhodobého hľadiska podľa vzťahu:

$$f_{fd} = \frac{f_{fk}}{n_{env,t} \gamma_f} \quad (2.2)$$

kde: $n_{env,t}$ - redukčný súčiniteľ zohľadňujúci dlhodobé účinky.

Pracovný diagram je možné uvažovať podľa [3], ktorý ho definuje ako:



Obr. 2.3.3: Idealizovaný nárast FRP výstuže so zohľadnením časovo závislej (dlhodobej) pevnosti [3]

V prípade, že je k dispozícii hodnota napätia únosnosti výstuže v ťahu po 1000h (f_{fk}^{1000h}) je možné redukčný súčiniteľ $n_{env,t}$ dopočítať ako:

$$n_{env,t} = \frac{f_{fk}}{f_{fk}^{1000h}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{100 - R_{10}}{100}\right)^n} \quad (2.3)$$

Ak nie je k dispozícii je možné použiť vzťah:

$$n_{env,t} = \frac{1}{\left(\frac{100 - R_{10}}{100}\right)^{n+2}} \quad (2.4)$$

Kde: R_{10} - redukcia ťahovej pevnosti v percentách za logaritmickej dekádu,

n - exponent čiastkových členov,

pričom redukciu ťahovej pevnosti R_{10} udáva výrobca a n je súčet čiastkových členov:

$$n = n_{m0} + n_T + n_{SL} + n_d \quad (2.5)$$

Členy uvažované podľa [2] je možné určiť z tabuliek, pričom jednotlivé členy sú:

n_{mo} - člen zohľadňujúci vlhkosť prostredia:

Tab. 2.2: Hodnoty člena n_{mo} zohľadňujúce vlhkosť prostredia

Prostredie	Suché	Občas v kontakte s vodou	Mokrú
RH	50%	cca 80%	100%
n_{mo}	-1	0	1

n_T - člen zohľadňujúci teplotu prostredia:

Tab. 2.3: Hodnoty člena n_T zohľadňujúce teplotu prostredia

Primerná ročná teplota	< 5 °C	5 °C - 15 °C	15 °C - 25 °C	25 °C - 35 °C
n_T	-0,5	0,0	0,5	1,0

n_{SL} - člen zohľadňujúci predpokladanú životnosť konštrukcie:

Tab. 2.4: Hodnoty člena n_{SL} zohľadňujúce predpokladanú životnosť konštrukcie

Životnosť	1 rok	10 rokov	50 rokov	100 rokov
n_{SL}	1,0	2,0	2,7	3,0

n_d - zohľadnenie prípadnú rozdielnosti priemerov výstuže oproti testovanému vzorku:

Tab. 2.5: Hodnoty člena n_d zohľadňujúce rozdiel priemeru výstuže

Posudzovaný priemer je	väčší ako testovaný	zhodný	menší (cca 75% testovaného)	menší (cc 50% testovaného)
n_d	0,0	0,0	0,5	1,0

2.4 NÁVRH OHÝBANÉHO PRVKU

2.4.1 ZÁKLADNÉ PREDPOKLADY VÝPOČTU

Pre návrh prvkov vystužených FRP výstužou je možné použiť viacero vo svete uznávaných návrhových prístupov. Rozoberaný prístup, ktorý bude následne použitý aj pri návrhu a posúdení rámového styku je smernica Bulletin no. 40 [2], ktorá je v súlade s prístupom ČSN EN 1992-1-1.

Návrh prvku s použitím FRP výstuže je, rovnako ako železobetónový prvok, založený na niekoľkých predpokladoch [11]:

- pri návrhu medzného stavu únosnosti dosahuje medzného pretvorenia aspoň jeden z materiálov,
- zachovanie rovinnosti prierezu aj po deformáciách,
- betón v ťahu nepôsobí,
- dokonalá súdržnosť medzi betónom a výstužou,
- napätie v tlačenej oblasti je určené z pracovného diagramu betónu v tlaku,
- napätie vo výstuži je predpokladané ako lineárne pružné, s prihliadnutím k obmedzeniu napätia vo výstuži vzhľadom k pôsobeniu trvalého zaťaženia a podmienok prostredia,
- príspevok FRP výstuže v tlaku je zanedbaný,
- lineárny priebeh pretvorenia po priereze.

Spôsoby porušenia ohýbaného prvku:

- porušenie ťahanej výstuže,
- drtenie betónu v tlačenej oblasti,
- kombinácia.

V dôsledku vysokej pevnosti výstuže v ťahu dochádza oproti žb. prvkom k výraznému posunu neutrálnej osi smerom k tlačnému povrchu. Dochádza teda k zmenšeniu tlačenej oblasti, tlakové napätie je koncentrované na menšej ploche a teda oproti žb. prvku dochádza častejšie k prípadom, kedy v návrhu rozhoduje rozdrtenie betónu v tlaku. Pre rozlíšenie, ku ktorému z prípadov dochádza sa zavádza výpočet pomocou balančného stupňa vystuženia ρ_{bal} . Pri teoretickom dodržaní balančného stupňa vystuženia, platí prípad kombinácie spôsobov porušenia, kedy dochádza v jednom okamihu k porušeniu výstuže a súčasne drteniu betónu pri tlačnom okraji prvku. Porovnaním skutočného a balančného stupňa vystuženia je možné odhadnúť ku ktorému z prípadov dôjde a prierez navrhnuť pomocou správneho a bezpečného postupu. Pre výpočet balančného stupňa je uvedený vzťah (2.6) podľa ČSN EN 1992-1-1 [12]:

$$\rho_{bal} = \frac{0,81(f_{ck} + 8)\varepsilon_{cu}}{f_{fk}\left(\frac{f_{fk}}{E_f} + \varepsilon_{cu}\right)} \quad (2.6)$$

Kde: f_{ck} – charakteristická pevnosť betónu v tlaku,

ε_{cu} – medzné pretvorenie betónu v tlaku,

E_f – modul pružnosti FRP výstuže.

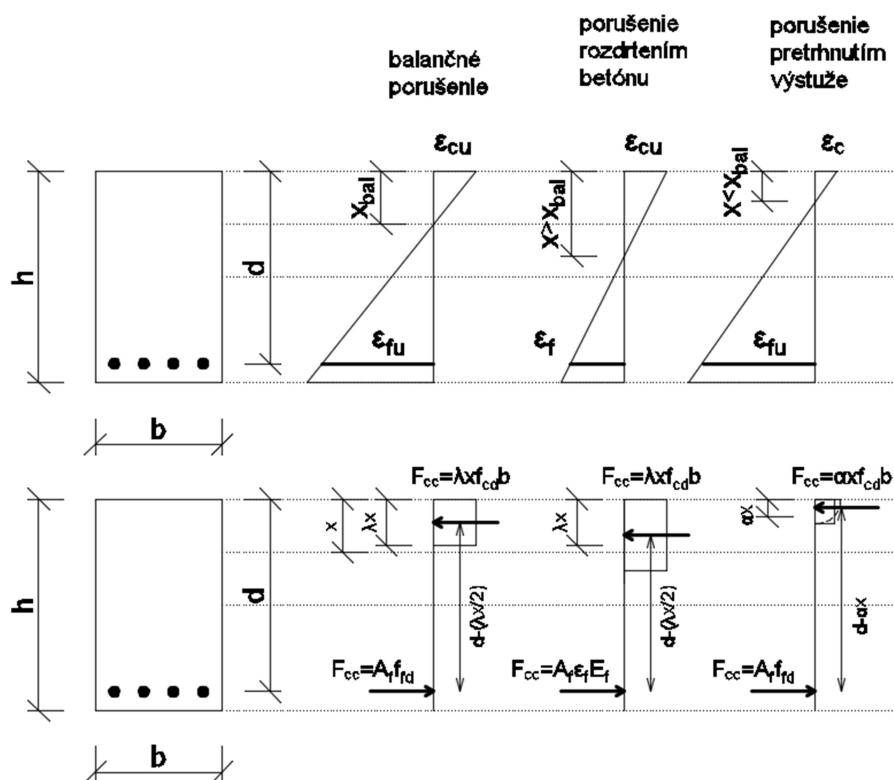
Zistenie spôsobu porušenia je možné popísať aj na základe takzvaného balančnej výšky tlačenej oblasti, ktorá popisuje výšku tlačenej oblasti v prípade kombinácie spôsobov porušenia.

$$x_{bal} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{fu}} \cdot d \quad (2.7)$$

kde: d - účinná výška prierezu,

ε_{fu} - medzné napätie v FRP výstuži.

Priebeh pretvorenia po priereze jednotlivých prípadov vyzera nasledovne:



Obr. 2.4.1: Priebeh napätí na priereze vystuženého FRP výstužou

V prvok kroku je odhadnutá výška tlačenej oblasti, vďaka ktorej je možné zistiť silu v tlačenej oblasti betónu a ťahanej výstuži (prípád uvažovaný pre návrhové hodnoty):

$$F_c = \lambda x f_{cd} b - \text{tlačaná oblasť}, \quad (2.8)$$

$$F_s = A_f f_{fd} - \text{ťahaná výstuž}. \quad (2.9)$$

Hodnoty sú následnej porovnané a rozhodnuté ktorý z ďalej popísaný prípadov nastáva, teda:

$$F_c < F_s - \text{dochádza k pretrhnutiu výstuže} \quad (2.10)$$

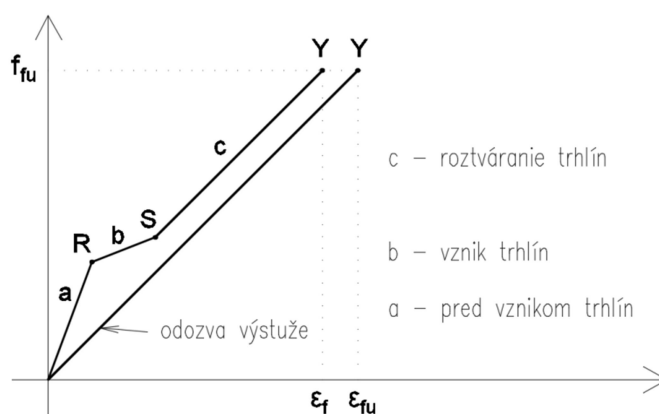
$$F_s < F_c - \text{dochádza k drteniu betónu} \quad (2.11)$$

2.4.2 PÔSOBENIE VÝSTUŽE V TLAKU

Pevnosť FRP výstuže v tlaku je oproti betonárskej výstuže často nižšia. Najdôležitejšiu úlohu však hrá jej tuhosť, prípadne nelineárne chovanie v tlaku, ktoré nie sú natoľko zásadne v prípade únosnosti prierezu. Preto sa pre výpočet ohýbaného prvku zanedbáva [10] [1].

2.4.3 PÔSOBENIE VÝSTUŽE V ŤAHU

V prípade ohýbaného prierezu sa nepočíta s pôsobením betónu v ťahu. V skutočnosti spolupôsobí celý prierez, pričom pretvorenie betónu je rovno pretvoreniu výstuže. Na Obr. 2.4.2 je popísané skutočné chovanie prerezu. Po vyčerpaní ťahovej únosnosti betónu (bod R) dochádza k rozvoju trhlín (do bodu S) v ktorých už neplatí, že pretvorenie výstuže a betónu sú rovnaké. Pri zvyšovaní zaťaženia dochádza ďalej k ich roztváraní a zväčšovaniu pretvorenia výstuže v súlade s predpokladom pracovného diagramu až do bodu medzného napätia (bod Y). V prípade betonárskej výstuže je bod Y uvažovaný ako medz klzu a pre FRP výstuž medzné napätie v ťahu. V konečnom dôsledku teda dochádza k dosiahnutiu medzného napätia pri nižšej hodnote pomerného pretvorenia.



Obr. 2.4.2: Ťahové spevnenie [13]

2.4.3.1 PORUŠENIE PRIEREZU PRETRHNUTÍM ŤAHANEJ VÝSTUŽE

V prípade, že skutočný stupeň vystuženia ρ_f je nižší ako balančný ρ_{bal} , resp. ak výška balančnej tlačenej oblasti je vyššia, ako skutočná výška tlačenej oblasti, je možné predpokladať porušenie prierezu pretrhnutím ťahanej výstuže. V tomto prípade nedochádza k dosiahnutiu medzného pretvorenia ϵ_{cu} v krajných vláknoch betónu. Následné stanovenie momentu únosnosti je možné vyriešiť pomocou metódy medzných pretvorení, kde v dôsledku poklesu pretvorenia dochádza v závislosti na použitom pracovnom diagrame betónu k zmene napätia f_c v tlačenej oblasti prvku [3].

Pomernú výšku tlačenej oblasti je možné spočítať ako:

$$\xi = \frac{x}{d} = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_c + \epsilon_{fu}} \quad (2.12)$$

kde: ϵ_c - spočítaná (odhadnutá) hodnota pretvorenia betónu,

x - výška tlačenej oblasti.

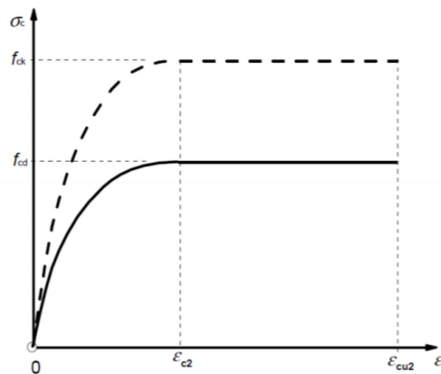
Výpočet tlačenej oblasti je možné vyjadriť v závislosti na pomernom pretvorení betónu:

$$x = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_c + \varepsilon_{fu}} d \quad (2.13)$$

pričom následne musí byť dopočítané napätie v betóne, pri odpovedajúcom pretvorení betónu, v závislosti na parabolicko-rektangulárnom pracovnom diagrame betónu:

$$f_c = f_{cd} \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c2}} \quad \text{pre } 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{c3} \quad (2.14)$$

$$f_c = f_{cd} \quad \text{pre } \varepsilon_{c3} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu3} \quad (2.15)$$



Obr. 2.4.3: Parabolicko-rektangulárny pracovný diagram betónu [14]

Pri použití parabolicko-rektangulárneho pracovného diagramu je nutné upraviť tvar tlačenej oblasti pomocou súčiniteľu α :

$$\alpha = 1 - \frac{\varepsilon_{c2}}{3\varepsilon_c} \quad (2.16)$$

Na priereze musí platiť rovnováha síl:

$$F_c = F_t \quad (2.17)$$

$$\alpha x b f_{cd} = A_f f_{fu} \quad (2.18)$$

kde: A_f - plocha ťahanej FRP výstuže

f_{fu} - medzné napätie FRP výstuže

z ktorej je následne možné dopočítať hodnotu momentu únosnosti:

$$M_{Rd} = F_t \left(d - \frac{\alpha x}{2} \right) = F_c \left(d - \frac{\alpha x}{2} \right) \quad (2.19)$$

Celý výpočet je postavený na odhade, resp. iterácií pretvorenia krajných tlačenej vlákien betónu až do bodu, kedy platí rovnováha síl v priereze a tie udávajú jeho výslednú únosnosť.

2.4.3.2 PORUŠENIE PRIEREZU ROZDRTENÍM BETÓNU V TLAČENEJ OBLASTI

V prípade, že skutočný stupeň vystuženia ρ_f je vyšší ako balančný ρ_{bal} , resp. ak výška balančnej tlačenej oblasti je nižšia, ako skutočná výška tlačenej oblasti, je možné predpokladať porušenie prierezu rozdrtením betónu v tlačenej oblasti. V dôsledku pružného chovania FRP výstuže, keď jej pracovný diagram má lineárny priebeh, nie je možné oproti oceleovej výstuži uvažovať konštantné napätie, teda plastické chovanie za medzou klzu. V prípade dosiahnutia medzného pretvorenia v tlačenej oblasti je teda nutné uvažovať pri výpočte skutočné napätie vo výstuži [3].

Výpočet je možné opäť previesť pomocou metódy medzných pretvorení, pričom podobne ako v prípade porušenia výstuže, platí predpoklad rovnováhy síl vypočítaných:

$$F_c = F_t \quad (2.20)$$

$$\eta \lambda x b f_{cd} = A_f f_f \quad (2.21)$$

$$M_{Rd} = \eta \lambda x b f_c \left(d - \frac{\lambda x}{2} \right) = A_f f_f \left(d - \frac{\lambda x}{2} \right) \quad (2.22)$$

Kde η je súčiniteľ tlakovej pevnosti a λ súčiniteľ efektívnej výšky tlačenej oblasti betónu

$$\text{pre } f_{ck} \leq 50 \text{ MPa} \begin{cases} \lambda = 0,8 \\ \eta = 1,0 \end{cases} \quad (2.23)$$

$$\text{pre } 50 \leq f_{ck} \leq 90 \text{ MPa} \begin{cases} \lambda = 0,8 - \left(\frac{f_{ck} - 50}{400} \right) \\ \eta = 1,0 - \left(\frac{f_{ck} - 50}{200} \right) \end{cases} \quad (2.24)$$

kde: λ – súčiniteľ definujúci efektívnu výšku tlačenej oblasti

η – súčiniteľ tlakovej pevnosti betónu

Návrhová pevnosť betónu v tlaku s uvažovaním dlhodobých účinkov tlakovej pevnosti betónu:

$$f_{cd} = \frac{\alpha_{cc} f_{ck}}{\gamma_c} \quad (2.25)$$

Vyjadrenie výšky tlačenej oblasti s uvažovaním lineárneho priebehu pretvorenia FRP výstuže je možné spočítať ako:

$$x = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_f + \varepsilon_{cu}} d \quad (2.26)$$

Presnú výšku tlačenej oblasti je možné spočítať pomocou stupňa vystuženia prierezu FRP výstužou:

$$\rho_f = \frac{A_f}{b \cdot d} \quad (2.27)$$

kde: b – šírka prierezu

Z Hookeovho zákona platí:

$$E_f = \frac{f_{fd}}{\varepsilon_{fu}} \quad (2.28)$$

Výpočet pomerného napätia vo výstuži:

$$f_f = \frac{f_{fk}}{\gamma_f} \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{fu}} = f_{fd} \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{fu}} \quad (2.29)$$

Po dosadení všetkých vzťahov do rovnice (2.21) vzniká kvadratická rovnica, z ktorej je možné vyjadriť skutočné pretvorenie FRP výstuže:

$$\varepsilon_f = \frac{-\varepsilon_{cu} + \sqrt{\varepsilon_{cu}^2 + \frac{4\eta\alpha_{cc}f_{ck}\lambda\varepsilon_{fu}}{\gamma_c\rho_f E_f}}}{2} \quad (2.30)$$

Výslednú únosnosť je možné spočítať dosadením do rovníc (2.29) a následne do (2.22).

Výpočet je tiež možné spočítať pomocou iterácie, pričom platí, že tlačené vlákna dosahujú hodnoty medzného pomerného pretvorenia ε_{cu} . Platí zmena napätie vo výstuži v závislosti od pomerného pretvorenia výstuže vychádzajúce z Hookeovho zákona:

$$f_f = f_u \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{fu}} \quad \text{pre } \varepsilon_f < \varepsilon_{fu} \quad (2.31)$$

$$f_f = f_{fu} \quad \text{pre } \varepsilon_f = \varepsilon_{fu} \quad (2.32)$$

Výslednú hodnotu únosnosti prierezu je teda možné dopočítať pomocou iterácie, pričom premennou je pomerné pretvorenie výstuže ε_f .

$$F_c = F_t$$

$$\eta\lambda x b f_{cd} = A_f \varepsilon_f E_f \quad (2.33)$$

$$M_{Rd} = \eta\lambda x b f_{cd} \left(d - \frac{\lambda x}{2} \right) = A_f \varepsilon_f E_f \left(d - \frac{\lambda x}{2} \right) \quad (2.34)$$

2.4.3.3 KONŠTRUKČNÉ ZÁSADY

Konštrukčné zásady pre pozdĺžnu výstuž prierezu vystuženého FRP výstužou sú zhodné s prierezmi vystuženými betonárskou výstužou [12].

- Minimálna plocha výstuže

$$A_{s,min} = \frac{0,26 f_{ctm} b d}{f_f} \quad (2.35)$$

$$A_{s,min} > 0,0013 b d \quad (2.36)$$

- Maximálna plocha výstuže

$$A_{s,max} = 0,04 A_c \quad (2.37)$$

- Minimálny stupeň vystuženia pozdĺžnou výstužou

$$\rho_{w,min} = 0,08 \sqrt{f_c} \frac{1}{f_f} \quad (2.38)$$

- Minimálny stupeň vystuženia šmykovou výstužou

$$\rho_{wf,min} = 0,08 \sqrt{f_c} \frac{1}{0,0045 E_f} \quad (2.39)$$

2.4.4 MSP – POSÚDENIE ŠÍRKY TRHLÍN

Kompozitná výstuž môže dosahovať v porovnaní s betonárskou výstužou niekoľko násobne vyššie pretvorenie v dôsledku čoho dochádza v priereze k širším trhlinám. V prípade FRP výstuže, ktorá pri správne zvolených materiáloch s ohľadom na miesto využitia, nie je v porovnaní s betonárskou výstužou tak náchylná na vplyvy vonkajšieho prostredia, je kontrola šírky trhlín dôležitá najmä z estetického hľadiska, prípadne v konštrukciách, kde je šírka trhlín obmedzená ich použiteľnosťou (vodné nádrže a podobne...). Pre výpočet šírky trhlín je uvedený [2] vzťah vychádzajúci z ČSN EN 1992-1-1:

Šírka kritickej trhliny:

$$w_{cr} = \beta s_{r,max} \varepsilon_{fm} \quad (2.40)$$

kde: $\beta = 1,30$

Priemerné pretvorenie výstuže sa dopočíta z:

$$\varepsilon_{fm} = \frac{1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_{fr}}{\sigma_f}\right)^2}{E_f} \quad (2.41)$$

Kde:

σ_{fr} - napätie v priereze pri vzniku trhlín

σ_f - napätie vo výstuži v porušenom priereze

β_1 - súčiniteľ súdržnosti výstuže, - pre profilovanú výstuž $\beta_1 = 1,0$
- pre hladkú výstuž $\beta_1 = 0,5$

β_2 - súčiniteľ zohľadňujúci dĺžku trvania zaťaženia - pre krátkodobé $\beta_2 = 1,0$
- pre dlhodobé $\beta_2 = 0,5$

Priemerná konečná vzdialenosť trhlín medzi sebou:

$$s_{r,max} = 50 + 0,25 k_1 k_2 \frac{\emptyset}{\rho_{p,eff}} \quad (2.42)$$

Kde:

k_1 - súčiniteľ súdržnosti výstuže, - pre výstuž s vysokou súdržnosťou $k_1 = 0,8$
- pre hladkú výstuž $k_1 = 1,6$

k_2 - súčiniteľ zohľadňujúci spôsob namáhania - pre ohyb $k_2 = 0,5$
- pre ťah $k_2 = 1,0$

$\rho_{p,eff}$ - pomer plochy výstuže k účinnej ťahanej šírke prierezu

2.4.5 STANOVENIE KRYTIA

Krytie výstuže betónovou vrstvou má vo všeobecnosti funkciu ochrany pred vonkajšími vplyvmi a zabezpečuje spolupôsobenia, respektíve prenos napätia medzi výstužou a betónom.

V prípade FRP výstuže, ktorá je adekvátne zabezpečená proti požiaru, je vzhľadom na jej dobrú odolnosť voči korózií možné voliť menšiu hrúbku krycej vrstvy. Tá však musí byť dostatočná na to, aby bola zabezpečená súdržnosť výstuže a betónu, teda ich vzájomný prenos síl.

Za negatívny vplyv je možné uvažovať vysokú hodnotu priečného súčiniteľa teplotnej rozťažnosti, ktorý v dôsledku rozpínania výstuže môže vyvolávať v betóne priečne ťahy. Tento efekt je čiastočne eliminovaný nízkym modulom pružnosti, v dôsledku ktorého dochádza v porovnaní s oceleovou výstužou pri rovnakom napätí k väčším pretvoreniam.

Krytie prutej výstuže by malo byť teda volené v rozmedzí 25 až 35mm [3] [2], pričom vrchnú hodnotu 35mm je možné počítať už so započítaním tolerančného zväčšenia $\Delta c_{dev}=10\text{mm}$.

Pre plošné prvky je možné uvažovať hodnotu v rozmedzí $c=\max(1,5\phi, 20\text{mm})$ [3] [2].

2.4.6 OHÝBANIE VÝSTUŽE - REDUKCIA PEVNOSTI V MIESTE OHYBU

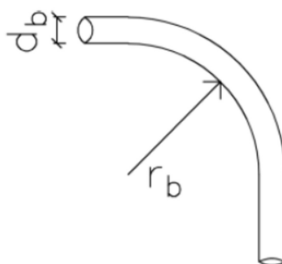
Pevnosť v ťahu FRP tyčí je do značnej miery redukovaná pri kombinácii ťahových a šmykových napätí. V prípade vysokých napätí je preto možné očakávať porušenie v zakrivených oblastiach kotvenia. Výskumné práce v tejto oblasti odhadujú redukcii jednoosej únosnosti na 40 až 50% [3]. Redukcia únosnosti FRP výstuže v rohoch je závislá na dĺžke, zakrivení, type výstuže, súdržnosti matrice a nosných vlákien, priemere a spôsobe zakotvenia.

Japonská norma The Japan Society of Civil Engineering [JSCE (1997)] udáva spôsob určenia maximálnej únosnosti, ktorá môže byť v ohnutom prvku uvažovaná [2].

$$f_{fb} = \left(0,05 \frac{r_b}{d_b} + 0,3\right) f_{fu} \leq f_{fu} \quad (2.43)$$

kde: r_b – polomer krivosti výstuže

d_b – priemer výstuže



Obr. 2.4.4: Redukcia pevnosti v mieste ohybu - schéma

3. OBLASTI NÁVRHU KONŠTRUKCIE

Pre bežne namáhané prierezy sa v súčasnosti používajú lineárne pružné prutové, či pružné doskostenové modely. Tie však pri výpočte nie sú schopné uvažovať skutočnosti ako zníženie tuhosti, prerozdelenie napätia vplyvom trhĺn, ťahové spevnenie, zmäkčenie betónu v tlaku a podobne. Vo výsledku potom software dostáva nereálny priebeh napätí po priereze s nedimenzovateľnými špičkami, precenením tuhosti konštrukcie, vznikajú nadmerné trhliny a priehyby. Je preto nutné pri navrhovaní vhodne rozdeliť konštrukciu na oblasti [15]:

- B oblasti – prierezy bežného jednoduchého tvaru, homogénneho zloženia a jednotného prierezu (viď odstavce 3.1).
- D oblasti – prierezy zložitejšieho tvaru, nehomogénneho zloženia, meniaceho sa prierezu, prípadne lokálne oslabené prierezy (viď odstavce 3.2)

3.1 B OBLASTI

Takzvané B oblasti, sú oblasti prierezu, ktoré nevyžadujú zvláštny prístup pri návrhu . Pre tieto oblasti platí rovinnosť prierezu a platnosť Bernoulli-Navierovej hypotézy, ktorá predpokladá zachovanie rovinnosti prierezu aj po jeho deformácií, z čoho plynie lineárny priebeh pretvorení po priereze. Tieto oblasti je možné riešiť globálnou analýzou [15].

Pri výpočte sú časti konštrukcie rozdelené na konštrukčné prvky, pre ktoré je nutné zvoliť vhodný model k jeho riešeniu. Pri globálnej analýze rozdelíme konštrukciu na:

- 1D model – nosníky, stĺpy, dosky vystužené v jednom smere
- 2D model – prutový – rovinný rám, priehradový nosník
– doskostenový – krížom vystužené dosky, základové dosky, steny
- 3D model – prutový – priestorový rám, priestorová priehradová konštrukcia
– obecný konštrukcia – kombinácia prutových a doskových prvkov

Pre model sú následne zadefinované okrajové podmienky a vypočítané vnútorné sily, ktorých presnosť závisí od zvolenej výpočetnej metódy [15]:

- **LINEÁRNE PRUŽNÁ ANALÝZA**
 - konštrukcia sa v odozve na zaťaženie chová pružne
 - prierez nie je porušený trhlinami
 - pre výpočet sú používané lineárne pracovné diagramy materiálov
 - modul pružnosti je uvažovaný s priemernými hodnotami
 - je možné používať pre medzné stavy únosnosti (MSÚ), aj medzné stavy použiteľnosti (MSP), pri ktorých sa však musí uvažovať s postupným rozvojom trhĺn.
- **LINEÁRNE PRUŽNÁ ANALÝZA S OBMEDZENOU REDISTRIBÚCIU**
 - umožňuje redistribúciu vnútorných síl, pričom musí byť zachovaná rovnováha medzi redistribuovanými momentami a pôsobiacim zaťažením
 - predpokladá vznik trhĺn a natočenie konštrukcie v mieste plastických kĺbov
 - používaná len pre medzné stavy únosnosti (MSÚ)

- **PLASTICKÁ ANALÝZA**

- výpočetný model vyšetruje najnepriaznivejší plastický mechanizmus ktorý môže v priereze nastať. Z pravidla sa jedná o overenie schopnosti pootočenia, respektíve pretvorenia kritických oblastí.
- uvažuje s nerovnomerným uložením výstuže v priereze
- predpokladá plynulý nárast zaťaženia so zanedbaním predchádzajúceho zaťaženia
- používaná len pre medzné stavy únosnosti (MSÚ)

- **NELINEÁRNA ANALÝZA**

- zohľadňuje závislosť účinkov zaťaženia a krivosti prierezu
- zohľadňuje vplyv II. rádu, teda vnútorné sily pôsobia na zdeformovanej, resp. pretvorenej konštrukcii
- využíva nelineárne pracovné diagramy materiálov
- zahrňuje vplyv trhlín
- zahrňuje vplyv dlhodobých účinkov zaťaženia
- pri staticky zaťažených konštrukciách je možné zanedbať účinky predchádzajúcich zaťažení
- je možné používať pre medzné stavy únosnosti (MSÚ) aj použiteľnosti (MSP)

Návrh prierezu pomocou globálnej analýzy je z pravidla riešený v kritických miestach konštrukcie, v ktorých je nutné posúdiť jednotlivé účinky zaťaženia na prierez. Tieto účinky sú:

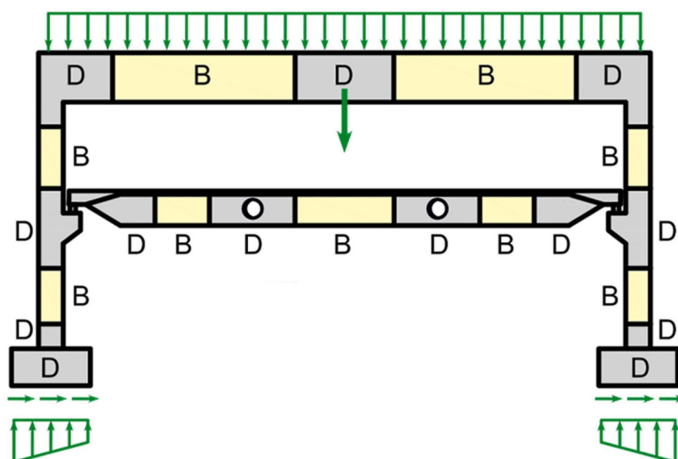
- ohyb
- šmyk
- normálová sila
- šmyk + krútenie
- ohyb + normálová sila

Pri návrhu prvku je následne nutné dodržať minimálne konštrukčné zásady a minimálne plochy vystuženia prierezu, vďaka ktorým je možné predpokladať spoľahlivý a bezpečný návrh prvku.

3.2 D OBLASTI – OBLASTI DISKONTINUÍT

Zložitejšou oblasťou sú takzvané D oblasti, resp. oblasti diskontinuit, kde naopak neplatí Bernouli-Navierova hypotéza o rovinnosti prierezu. Pre ich návrh je vhodné použiť lokálnu analýzu [15]. Časti konštrukcie ktoré je možné považovať za D oblasti:

- ozuby
- krátka konzola
- rámový roh, rámový styčník
- otvor v nosníku
- náhla zmena prierezu
- oblasti v blízkosti podpôr
- lokálne pôsobenie osamelého bremena
- kotviaca oblasť predpínacej výstuže
- stenový nosník
- nepriame uloženie
- oblasť pretlačenia doskových konštrukcií



Obr. 3.2.1: Rozloženie D oblasti na konštrukcií [16]

Ako už bolo spomenuté, D oblasti sú miesta na konštrukcií, kde neplatí Bernouli-Navierová hypotéza. Platí teda, že v týchto oblastiach môže dochádzať k porušenému ustáleného toku vnútorných síl, ku statickým alebo geometrickým nespojitostiam, taktiež nie je možné predpokladať lineárne prerozdelenie pretvorenia po priereze, alebo pre ne platia špecifické okrajové podmienky.

Dimenzovanie týchto oblasti na základe normových pravidiel a doporučení môže na jednu stranu dochádzať ku konzervatívnym výsledok, ale na stranu druhú, môže taktiež dôjsť k výraznému podceneniu niektorej zložky a vo výsledku k poruche konštrukcie. Preto je vhodné používať pre návrh lokálnu analýzu a teda odlišné metódy návrhu.

Metódy používané pre návrh D oblastí:

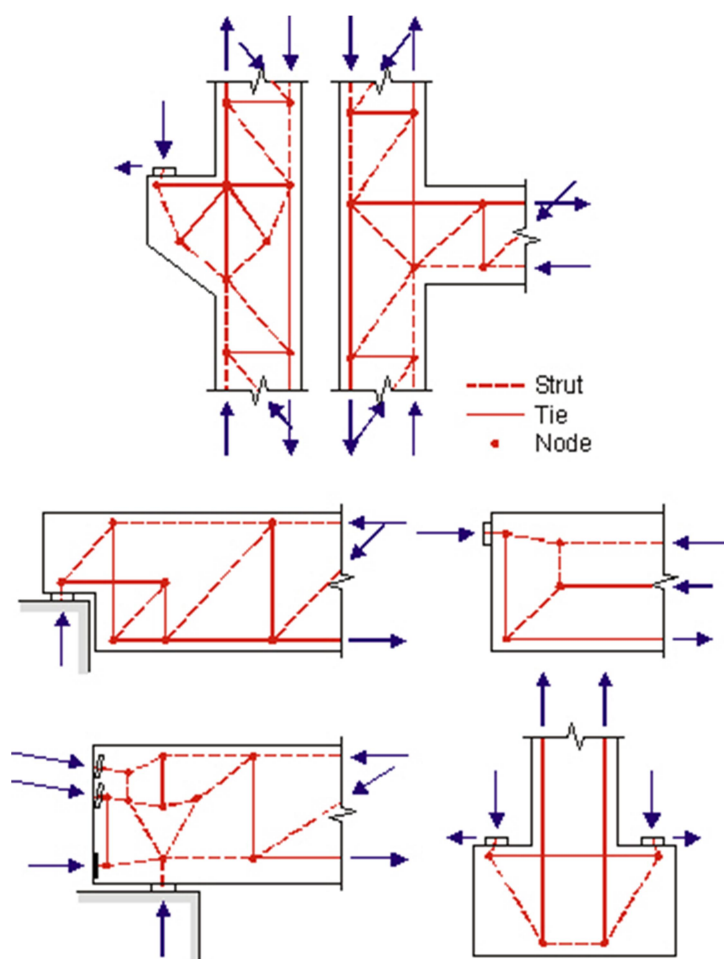
- normové doporučenia, empirické vzorce, schémy vystuženia detailov
- metódu priehradovej analógie – Strut and Tie model
- numerické metódy založené na nelineárnej analýze – zvyčajne nelineárne metódy konečných prvkov s využitím softwaru

3.2.1 EMPIRICKÉ VZORCE

Empirické vzorce predstavujú pre projektanta určitý typ pomôcky, na základe ktorej je schopný daný detail vyriešiť. Často sú sprevádzané normovými doporučeniami a schémami vystuženia. Sú to vzťahy, ktorých fungovanie a spoľahlivosť už boli v minulosti preukázané, avšak sú dostupné len pre určitý typ detailov s preddefinovaným spôsobom namáhania a teda atypické detaily je nutné navrhnuť a posúdiť výpočtom.

3.2.2 METÓDA PRIHRADOVEJ ANALÓGIE – STRUT AND TIE - OBECNE

Princíp metódy prihradovej analógie ako už z názvu plynie, je založený na nahradení, respektíve rozdelení detailu na systém vzpier (pre tlak), tiahel (pre ťah) a uzlov resp. styčníc, ktoré spoločne tvoria prihradovú sústavu [15] [17].



Obr. 3.2.2: Typy Strut and Tie detailov [17]

3.2.2.1 POSTUP VÝPOČTU

Postup výpočtu SaT výpočtu rozdelený do krokov [17]:

1) URČENIE OKRAJOVÝCH PODMIENOK

Zaťaženie D oblasti vychádza z návaznosti priebehu napätí (síl) priliehajúcich B oblastí a vonkajších síl pôsobiacich na prierez. Vonkajšie sily sú do prierezu vnášané výlučne v uzloch a to predovšetkým z dôvodu zachovania výhradne normálových síl pôsobiacich v jednotlivých prvkoch modelu.

2) VYTVORENIE PRUTOVÉHO MODELU

Jednoduché priehradové modely vychádzajú z lineárne pružnej analýzy, kde rozmiestnenie vzpier a tiahel rešpektuje smer hlavných napätí prierezu. Pre výpočet je teda vhodné v prvom kroku pomocou softwaru využívajúceho lineárne pružnú analýzu vypočítať predpokladaný priebeh napätí na priereze, z ktorého je možné zostaviť prvotný model vzpera-tiahlo (Strut and Tie). Pre jednoduchosť výpočtu by mala byť zvolená staticky určitá priehradová sústava. V prípade neurčitej sústavy má na veľkosť síl vo vzperách a tiahloch vplyv tuhosť jednotlivých prvkov, ktorú je nutné samostatne pre každú vzperu a tiahlo dopočítať a uvažovať. Pri postupe návrhu geometrie SaT modelu je nutné dodržať niekoľko zásad, teda vhodný návrh by mal rešpektovať:

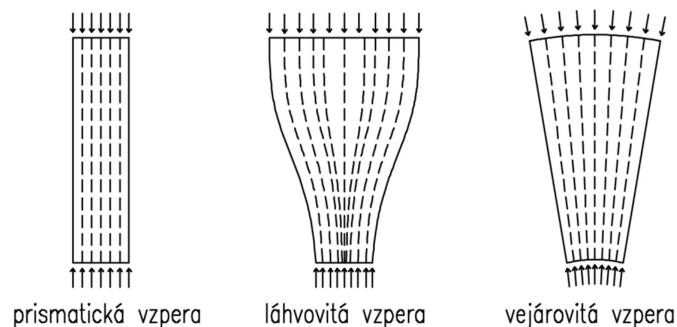
- prenesenie zaťaženia najjednoduchšou a najkratšou cestou
- voľba krátkych tiahel
- vzpery voliť v smere predpokladaných trhlín
- vzpery a tiahla zvierajú vyššie uhly
- vzpery a tiahla sa nekrižujú
- zaťaženie je do modelu vnášané výlučne v uzloch
- tiahla voliť v smere predpokladaného vystuženia

3) DEFINOVANIE VZPIER, TIAHEL A STYČNÍKOV

Pri návrhu SaT modelu je pre jeho funkčnosť a použiteľnosť nutné dodržať podmienky definované pre vzpery, tiahla a uzly. Najčastejším problémom je dodržanie podmienok definovaných pre styčníky, ktoré vychádzajú z medzného napätia. Je teda výhodné zvýšiť plochu na ktorú pôsobí sila v styčníku, ktorú je možné meniť pomocou vhodnej voľby vzpery.

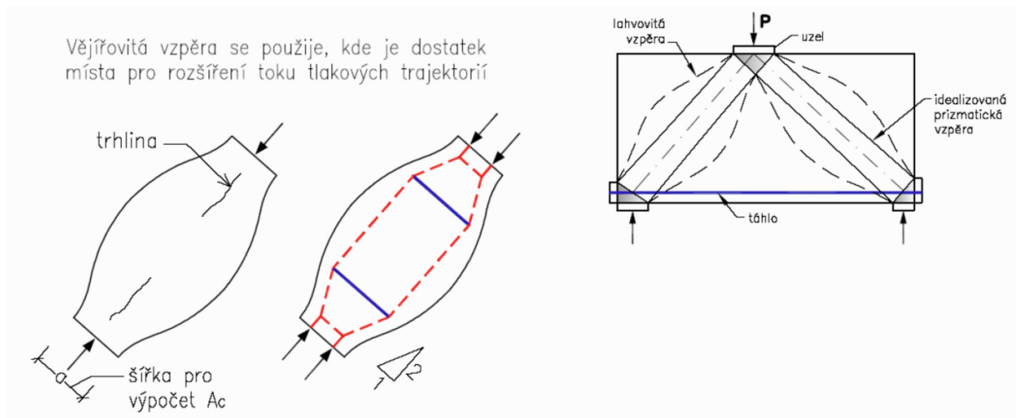
Pre každý prvok modelu je následne nutné overiť, či spĺňa podmienku na medzné napätie.

▪ VZPERY



Obr. 3.2.3: Typy vzpier

Nakoľko tlakové napätie býva často najvyššie uprostred vzpery, v prípadoch, kde to konštrukcia dovoľuje, je možné použiť rozšírenie vzpery, resp. voľby zložitejšieho modelu. V miestach vzpery vznikajú priečne ťahy, ktorých hodnoty sa rovnajú približne 25% tlakovej sily. Tieto priečne ťahové sily majú za následok takzvané stĺpkovanie tlačenej oblasti, v dôsledku čoho dochádza k zníženiu únosnosti tlačenej vzpier. Tento model vzpery teda umožňuje návrh priečnej (šmykovej) výstuže, ktorá slúži k preneseniu priečných ťahových síl.



Obr. 3.2.4: Rozšírenie lahvovitej vzpery [17]

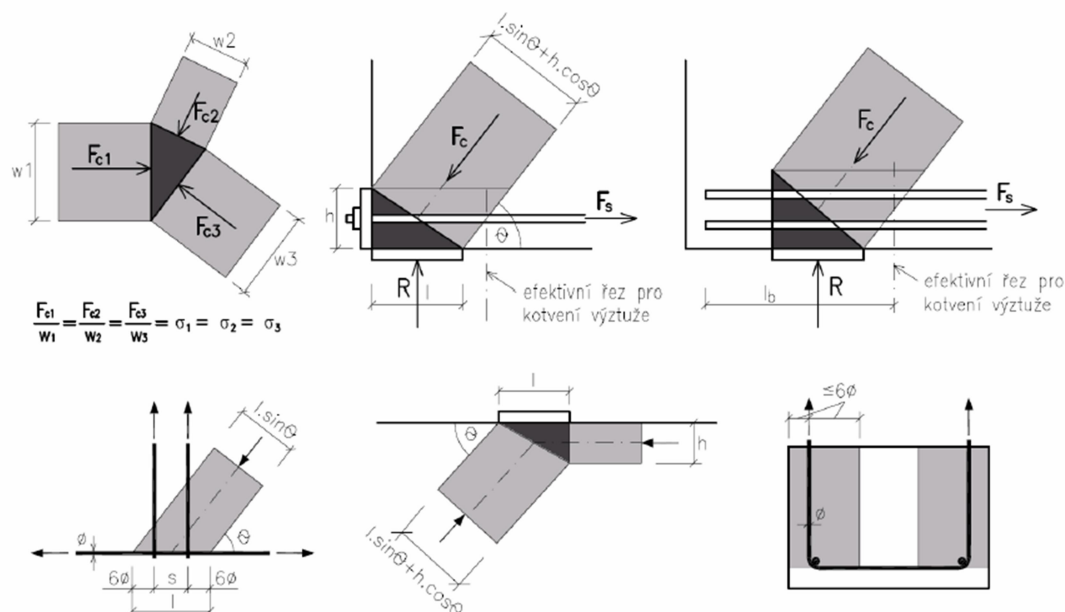
▪ TIAHLA

Smer tiahla je volený v prvom rade na základne predpokladaného vystuženia, pričom kopíruje smer ťahaných vlákien. Šírka tiahla s jednou vrstvou výstuže je jej priemer + krycia vrstva betónu na obe strany prutu. V prípade vyšších napätí je možné voliť výstuž vo viacerých vrstvách, vďaka čomu narastá plocha v styčnícov. V tomto prípade je poloha tiahla určená strednicou výstuže a šírka tiahla je daná vonkajšou svetlou vzdialenosťou prutov + krytie výstuže na obe strany.

Podmienkou pre návrh tiahla je jeho priamosť medzi uzlami, pričom jednotlivé tiahla sa nemôžu navzájom pretínať a taktiež dostatočné zakotvenie výstuže v uzle.

▪ STYČNÍKY

Šírka uzlu vychádza z koncovej šírky vzpery, ktorá smeruje do styčníku. Rozmery uzlových plôch sú teda závislé na šírke vzpier, rozmiestnení výstuže a veľkosti podpory, resp. plôch na ktorých je vnášané vonkajšie zaťaženie do modelu.



Obr. 3.2.5: Určenie geometrie styčníkov [17]

Ideálny prípad pre návrh je, že jednotlivé napätia na plochách uzlu sú rovné, teda platí $\sigma_{cd,1} = \sigma_{cd,2} = \sigma_{cd,3} = \sigma_{cd,0}$. Tento stav napätosti v uzloch sa nazýva hydrostatický. Dosiahnutie hydrostatického stavu je však pomerne zložitá a to z dôvodu tvaru výpočetného modelu, geometrie konštrukcie, resp. spôsobu namáhania.

4) VÝPOČET VNÚTORNÝCH SÍL

Výpočet vnútorných síl priehradovej sústavy je možný dvoma metódami.

▪ METÓDA STYČNÝCH UZLOV

Táto metóda je založená na rovnováhe síl v jednotlivých styčníkoch (uzloch) sústavy. Sily pôsobiace v styčníkoch sa na základe zvolenej konvencie rozpočítajú do hlavných smerov súradnicového systému, pričom musí platiť, že súčet všetkých síl v danej rovine je rovný nule $\Sigma F_x = 0, \Sigma F_y = 0$.

▪ PRIESEČNÁ METÓDA

Výhoda tejto metódy, v porovnaní s metódou styčných bodov, spočíva v možnosti určiť len nami zvolené pruty sústavy. Princíp metódy spočíva v určení rezu, ktorý je vedený nami zvolenými prutmi, nahradených silou a dopočítaní momentovej podmienky ku styčníku. Musí platiť $\Sigma M = 0$.

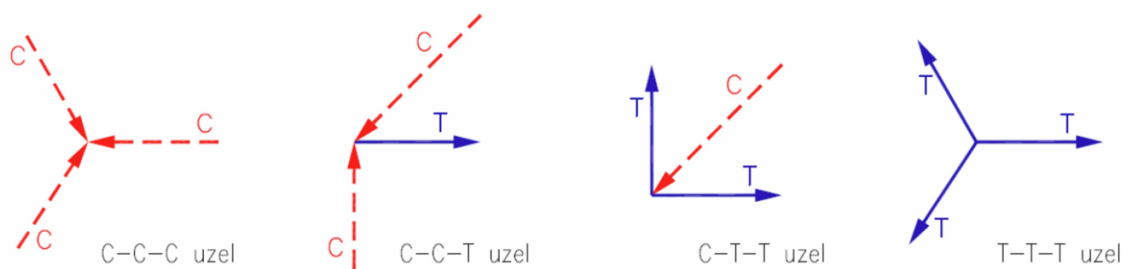
5) NÁVRH A POSÚDENIE STYČNÍKOV

Posúdenie styčnícok vychádza z predpokladu dodržania nasledujúcich pravidiel:

- plocha styčnícok na ktorú pôsobí daná sila je vždy na ňu kolmá
- sily v styčnícok sú v rovnováhe
- v rovinnom styčnícok sa musia pretínať minimálne tri nesúhlasne orientované sily, pričom musí byť dodržaná ich rovnováha
- uvažujú sa priečne ťahové sily v kolmom smere k rovine styčnícok, v dôsledku čoho je nutné uvažovať s redukciovú návrhovú napätia v styčnícok
- v styčnícok je nutné overiť, že návrhovú pevnosť betónu v styčnícok neprekročí stanovenú hodnotu, ktorá je odvodená z hodnoty jednoosej pevnosti betónu v tlaku, pričom jej hodnota je upravená podľa typu daného styčnícok, resp. usporiadania vzpier a ťahel

Styčnícok sa umiestňujú do miest pôsobiaceho sústredeného zaťaženia, v podporách, kotviacich oblastiach s koncentrovanou alebo predpínacou výstužou, v ohyboch, výstužných prutoch, v spojoch a rohoch tlačených a ťahaných prvkov. Uzly je v podstate možné umiestňovať do ľubovoľného miesta sústavy, kde vznikajú sústredené styčnícok vnútorných síl.

Typy styčnícok sa delia podľa usporiadania síl [17]:



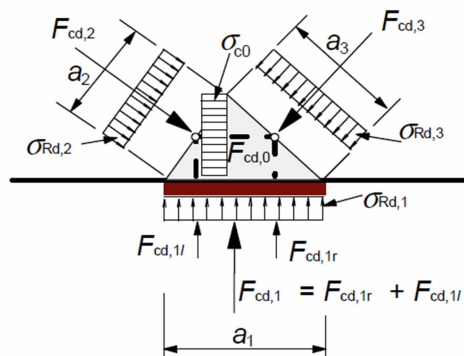
Obr. 3.2.6: Typy styčnícok [17]

kde: $\sigma_{Rd,u,max}$ – maximálna únosnosť styčnícok

v – redukčný súčiniteľ na základe typu betónu

k_1 – redukčný súčiniteľ na základe typu namáhania styčnícok

▪ CCC – 3x VZPERA



Obr. 3.2.7: Detail styčnícok CCC [17]

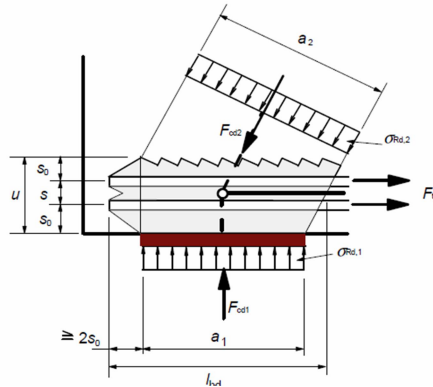
$$\sigma_{Rd,u,max} = k_1 v f_{cd} \quad (3.1)$$

$$v = 1 - \frac{f_{ck}}{250} \quad (3.2)$$

$$k_1 = 1,0$$

V prípade styčníku namáhaného výhradne tlakom je možné predpokladať rovnosť napätí na všetkých styčných plochách, platí teda $F_{cd,1}/a_1 = F_{cd,2}/a_2 = F_{cd,3}/a_3$ resp., $\sigma_{cd,1} = \sigma_{cd,2} = \sigma_{cd,3} = \sigma_{cd,0}$.

- **CCT – 2x VZPERA, 1x TIAHLO**



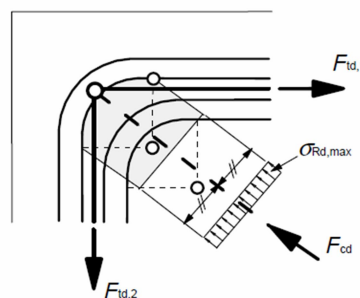
Obr. 3.2.8: Detail styčníku CCT [17]

$$\sigma_{Rd,u,max} = k_2 v f_{cd} \quad (3.3)$$

$$k_2 = 0,85$$

Najčastejším prípadom styčníku s tlačenými a ťahanými silami je miesto podpory pričom kotviaca dĺžka má zasahovať cez celú dĺžku styčníku. Výstuž je tiež možné v určitých prípadoch možné kotviť za styčníkom, pričom platia pravidlá ohýbania s kotvenia výstuže uvedené v norme [12].

- **CTT – 1x VZPERA, 2x TIAHLO, resp TTT – 3x TIAHLO**



Obr. 3.2.9: Detail styčníku CTT [17]

$$\sigma_{Rd,u,max} = k_3 v f_{cd} \quad (3.4)$$

$$k_3 = 0,75$$

Pre styčník CTT je možné hodnoty maximálneho povolené napätia zvýšiť až o 10%, v prípade, že je splnená aspoň jedna z podmienok:

- je zaručený osový tlak
- všetky uhly medzi vzperami a tiahlymi sú $\geq 55^\circ$
- napätie pôsobiace v mieste uloženia, prípadne v mieste uloženia sú rovnomerne rozložené a styčník je ošetrený strmienkami
- výstuž je umiestnená vo viacerých vrstvách
- je zamedzený pohyb styčníku usporiadaním v uložení alebo trením

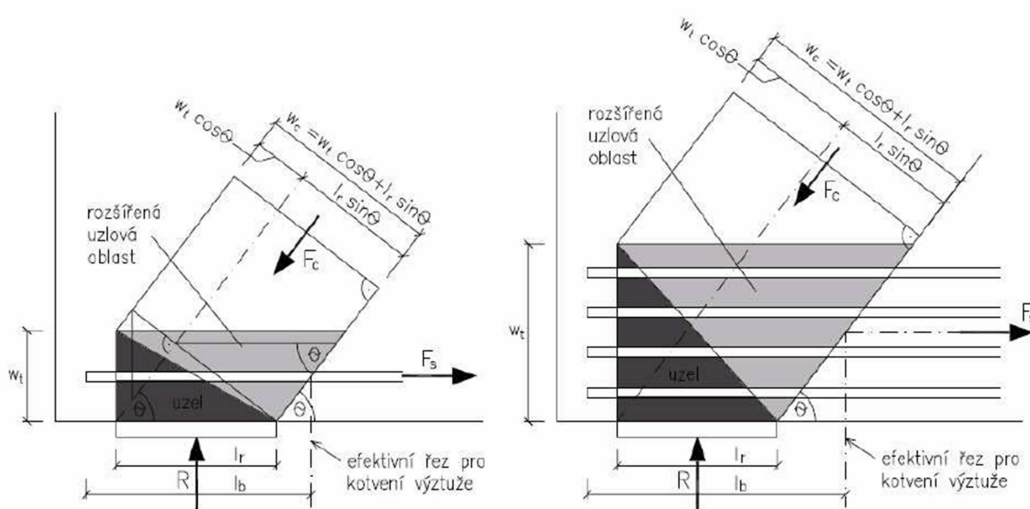
▪ **STYČNÍK NAMÁHANÝ TROJOSÍM TLAKOM**

$$\sigma_{Rd,u,max} = k_4 \nu f_{cd} \tag{3.5}$$

$$k_4 = 3,0$$

6) POSÚDENIE TIAHLA

Tiahlo v modeli predstavuje výstuž a teda platia obecné pravidlá pre návrh výstuže uvádzané normou [12], pričom musí spĺňať únosnosť na základe pevnosti výstuže, konštrukčné zásady a minimálne vystuženia. Výstuž je nutné dostatočne zakotviť do uzlových oblastí. Za účinnú kotviacu oblasť je možné považovať hranicu medzi takzvanou rozšírenou uzlovou oblasťou a tiahlom. Za rozšírenú uzlovú oblasť sa považuje tlačaná oblasť závisiaca na veľkosti podpory a sklonu vzpery. Túto oblasť je možné považovať za tlačенú a teda schopnú dostatočne zakotviť ťahanú výstuž.



Obr. 3.2.10: Kotvenie výstuže v tlačenej oblasti uzlov [17]

Zo vzťahu (3.6) je možné určiť minimálnu šírku vzpery w_c

$$w_c = w_t \cos \theta + l_r \sin \theta \tag{3.6}$$

a teda je možné zmenou šírky podpory l_b , prípadne šírky tiahla w_t dostať požadované kotvenie výstuže. V prípade úpravy rozmerov styčníku sa vyžaduje jeho preposúdenie. Uvedené značenie je jasné z Obr. 3.2.10.

Pre dosiahnutie dostatočne kotviacej dĺžky je výstuž za hranicou uzlovej oblasti možné ohnúť, privariť k priečnej ťahovej výstuži, prípadne zvoliť mechanické zakotvenie pomocou kotiev.

Minimálny priemer ohybu výstuže je nutné zvolit' tak, aby nedochádzalo k ohybovým trhlinám na výstuži a nedochádzalo k porušeniu betónu v ohybe výstuže. V závislosti na použitej výstuži je teda nutné zvolit' odpovedajúci polomer zakrivenia výstuže.

Tab. 3.1: Minimálne polomery ohýbanej výstuže [12]

Priemer výstuže	Najmenší povolený polomer
$\emptyset \leq 16\text{mm}$	$4\emptyset$
$\emptyset > 16\text{mm}$	$7\emptyset$

7) POSÚDENIE VZPERY

Posúdenie, respektíve únosnosť vzpery, je definovaná napätím v priereze, ktoré by nemalo prekročiť maximálnu hodnotu návrhovej pevnosti:

$$\sigma_{Rd,v,max} - \text{maximálna únosnosť vzpery} \quad (3.7)$$

Výpočet únosnosti vzpery sa delí na:

▪ TLAČENÉ PRUTY S PRIEČNYM TLAKOVÝM, ALEBO BEZ PRIEČNEHO ŤAHOVÉHO NAPÄTIA

$$\sigma_{Rd,v,max} = v_2 f_{cd} \quad (3.8)$$

- vzpery neporušené trhlinami (tlačný pás ohýbaného prierezu) – $v_2 = 1,0$
- v miestach s viacším tlakom je možné uvažovať vyššiu návrhovú pevnosť betonu v platu, nie však vyššiu ako $3,0f_{cd}$

▪ TLAČENÉ PRUTY S PRIEČNYM ŤAHOM

$$\sigma_{Rd,v,max} = v v_2 f_{cd} \quad (3.9)$$

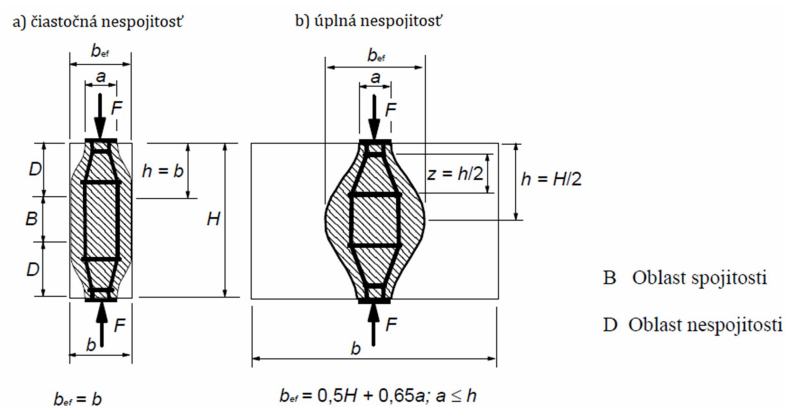
$$v = 1 - \frac{f_{ck}}{250} \quad \text{vid' (3.2)}$$

- vzpery s rovnobežnými trhlinami a zakotvenou výstužou – $v_2 = 0,8$
- vzpery prenášajúce napätie cez trhliny s normálnou šírkou (stojina nosníka) – $v_2 = 0,6$
- vzpery prenášajúce napätie cez trhliny s vyššou šírkou (prvky s os. ťahom) – $v_2 = 0,45$

V tlačných prutoch nemusí byť overovaná únosnosť v prípade, že v uzlové body vyhovujú na medzné napätie a vzpera je zabezpečená výstužou proti priečnym ťahom. Táto má byť rozptýlená po celej dĺžke tlačeneho prvku, avšak v prípade, že výstuž v oblasti styčného presahuje cez uvažovanú dĺžku, má byť výstuž rozmiestnená v oblasti zakrivených tlakových trajektorií. Silu T je možné stanoviť podľa, pričom značenie odpovedá Obr. 3.2.11:

$$a) \quad T = \frac{1}{4} \frac{b-a}{b} F \quad \text{pre } b \leq \frac{H}{2} \quad (3.10)$$

$$b) \quad T = \frac{1}{4} \left(1 - 0,7 \frac{a}{h}\right) F \quad \text{pre } b > \frac{H}{2} \quad (3.11)$$



Obr. 3.2.11: Typy láhvvitej vzpery [17]

3.2.3 METÓDA NELINEÁRNEHO VÝPOČTU - OBEČNE

Pri väčšine zjednodušených návrhoch, sú výpočty založené na určitých predpokladoch, ktoré idealizujú konštrukciu a dovoľujú postupovať pomocou lineárnej analýzy [18]. Tá je tiež často nazývaná ako lineárna mechanika kontinua. Pre jej platnosť sa predpokladá:

- malé posuvy – celkový posun je voči celkovému rozmeru telesa malý
- malé pretvorenia – v rádoch 10^{-2} a menších
- platnosť Hookeovho zákona
- podmienky rovnováhy sa vzťahujú k nedeformovanému telesu
- homogenita telesa
- izotropné vlastnosti telesa
- platnosť superpozície – výsledné posunutie, napätie a deformácie spôsobené viacerými zaťažzeniami je algebraickým súčtom ich hodnôt v prípade samostatného pôsobenia
- väzby sú reprezentované výhradne lineárnymi rovnicami

Avšak reálne správanie konštrukcie je možné presnejšie popísať len vďaka nelineárnej analýze, pri ktorej zjednodušenia neplatia.

Nelineárne problémy je možné rozdeliť na:

- geometrická nelinearita – je charakteristická veľkými posunutiami, premenlivosťou prierezu a porušením stability.
- materiálová nelinearita – konštrukcia nemá konštantné materialové vlastnosti po priereze
- nelinearita v okrajových podmienkach – napríklad kontakt s odporom a šírenie trhlin
- kombinácia jednotlivých nelinearit

Najzásadnejším rozdielom medzi spomínanými analýzami je, že nelineárne úlohy sú závisle na postupnosti stavov, ktorými konštrukcia od počiatku prechádza. Nakoľko vlastnosti modelu sa v čase menia, menia sa aj jednotlivé hodnoty vstupujúce do výpočtu a je preto nutné rozdeliť chovanie konštrukcie na časovo závislé úseky. Tieto úlohy je možné riešiť pomocou numerických iterácií, kde sa riešenie vždy blíži ku konečnému stavu.

Pre výpočet nelineárnych úloh sa v praxi používa najčastejšie metóda konečných prvkov (MKP), anglicky Finite Element Method (FEM). Metóda rozdeľuje skúmaný prvok na konečný počet elementov, navzájom prepojených uzlami. V uzloch je možné sa dopočítať k jednotlivým silám, deformáciám, napätiam a z tých je následne možné odhadnúť chovanie prvku. Tvar, množstvo a hustota jednotlivých elementov je závislá na použití výpočetného postupu, pričom s ich rastúcim počtom dochádza k zjemneniu siete a teda aj presnejším výsledkom.

3.2.3.1 OBECNÝ POSTUP VÝPOČTU

Pre riešenie nelineárnych problémov sú používané iteračné metódy, ktorých princíp spočíva v odhade neznámych hodnôt pre prvý krok. V ďalších krokoch dochádza k spresňovaniu, až do doby, kým chyba výpočtu nie je menšia, ako užívateľom požadovaná.

Postup výpočtu sa delí na tri fázy. Preprocesor (príprava modelu až delenie modelu na konečné prvky, body 1 až 4), Solver (riešič – výpočet) a Postprocesor (zobrazenie výsledkov) [18].

1) VYTVORENIE GEOMETRIE PRVKU

Pre skúmaný prvok sa vytvorí geometria pozostávajúca z 1D, 2D a 3D prvkov, ktoré zdefinujú ich vzájomné umiestnenie.

2) ZADefINOVANIE MATERIÁLOVÝCH VLASTNOSTÍ

Pre každé uvažované teleso prvku sú zadané materiálové vlastnosti, ako pevnosť v tlaku, ťahu, modul pružnosti, medzné pretvorenia a vzájomná súdržnosť materiálov. Definované sú pomocou pracovných diagramov materiálov, ktoré určujú vzájomnú závislosť napätia a pretvorenia materiálov.

3) ZAVEDENIE OKRAJOVÝCH PODMIENOK

K zaisteniu reálneho správania je nutné zadať okrajové podmienky, ktoré odpovedajú reálnym spôsobom namáhania skúmaného prvku. Radia sa medzi ne podpory vzdorujúce konštrukcií, kontakty jednotlivých prvkov konštrukcie a vonkajšie sily a deformácie pôsobiace na konštrukciu.

4) ROZDELENIE MODELU NA KONEČNÉ PRVKY – MESH

Metóda konečných (počtov) prvkov je založená na rozdelení modelu na elementy s uzlami, ktorých chovanie je možné popísať jednoduchšie.

5) URČENIE ROVNÍC

Riešenie sústavy rovníc je závislé na type modelu, resp. type riešenej nelinearity. Nie je preto možné obecné popísať využívané súvislosti a zavedené predpoklady výpočtu rovníc. Určovanie rovníc a postup výpočtu, pre typ riešenej úlohy, bude preberaný v nasledujúcich častiach.

6) DOPOČÍTANIE PARAMETROV A ICH ZOBRAZENIE

Po vyriešení rovníc je možné v každom uzle, resp. v každom elemente, dopočítať odpovedajúce deformácie a napätia, ktoré popisujú chovanie prvku.

3.2.3.2 MATERIÁLOVÁ NELINEARITA

Existuje mnoho druhov materiálov, ktorých chovanie je odlišné. Materiálovú nelinearitu je teda nutné rozdeliť na niekoľko typov v závislosti od vzťahov, ktoré medzi sebou majú napätia a pretvorenia. Ako už bolo spomínané, materiálové nelinearity sú charakteristické malými posuvmi. Materiálové modely sa delia na [18]:

3.2.3.2.1 LINEÁRNE ELASTICKÉ MATERIÁLOVÉ MODELY

▪ IZOTROPNÝ MATERIÁL

- základný materiálový model riadiaci sa Hookeovým zákonom. Materiál má rovnaké vlastnosti vo všetkých smeroch a po odťazení materiálu sa vracia späť do pôvodného stavu. Definovaný je pomocou modulu pružnosti a Poissonového čísla. Typickým materiálom je oceľ v mieste elastického (pružného) chovania.

▪ ORTOTROPNY MODEL

- model riadiaci sa Hookeovým zákonom, ktorý sa odlišuje v závislosti na smere. Pre jeho definíciu je nutné uvažovať s modulom pružnosti, Poissonovým číslom a šmykovým modulom v troch smeroch (x,y,z). Tento model vystihuje materiály ako napríklad drevo alebo kosti.

▪ ANIZOTROPNY MODEL

- je v podstate rozšírený ortotropny model, pričom pre jeho definíciu je nutné zadať až 36 nezávislých materiálových konštánt. Materiálové vlastnosti modelu sa menia podľa smeru.

3.2.3.2.2 NELINEÁRNE ELASTICKÉ MATERIÁLOVÉ MODELY

Nelineárne elastické materiálové modely sú modely, ktoré dosahujú veľkých deformácií s relatívne veľkými vratnými deformáciami. Nelinearita je vnášaná do vzťahu medzi napätím a deformáciami v časovej závislosti. Materiály spadajúce do tejto kategórie sú napríklad peny, plasty a biomateriály. Pre popis ich závislostí existuje niekoľko modelov [18]:

- Mooney-Rivlingov model
- Yeohov model
- Ogdenov model

3.2.3.2.3 VISKOELASTICKÉ MATERIÁLOVÉ MODELY

Chovanie viskoelastických materiálov je elastické, teda popísané vratnou deformáciou, ale zároveň viskózne, teda popísané nevratnou deformáciou závislou na čase. Na začiatku zaťaženia materiálu je chovanie elastické avšak s rastúcim časom dochádza k nárastu nevratných deformácií, tiež známych pod názvom creep – tečenie materiálu. V prípade konštantnej deformácie dochádza k relaxácii napätia, teda napätie, ktoré vzdoruje vonkajším deformáciám, klesá. Materiály sú zároveň závislé na teplote, pri ktorej sa javy odohrávajú. Pre popísanie materiálu existujú modely ako [18]:

- Maxwellov viskoelastický model
- Kelvin-Voightov viskoelastický model

3.2.3.2.4 ELASTOPLASTICKÉ CHOVANIE MATERIÁLOV

V prípade, že zaťaženie, resp. pretvorenie prekročí medz pružnosti, v materiáli začína narastať nevratná deformácia, pričom je nutné ďalej rozlišovať ich časovú závislosť [18].

▪ ČASOVO NEZÁVISLÉ ELASTOPLASTICKÉ MODELY

- v prípadoch, kedy je priťažovanie pomalé a deformácie nenastávajú náhle nie je nutné uvažovať s rýchlosťou pri ktorej dochádza k deformácií materiálu. Po dosiahnutí medze pružnosti dochádza k takzvanému spevneniu, ktoré sa delí na:
 - izotropne – modelovanie monotónnych dejov – kovanie, ťahanie
 - kinematické – cyklické chovanie materiálov
 - ich kombináciu

▪ ČASOVO ZÁVISLÉ ELASTOPLASTICKÉ MODELY

- časovo závislé modely v sebe zahŕňajú rýchlosť deformácie. Modely, ktoré popisujú tento jav sú napríklad:
 - Cowper-Symondsov model
 - Johnson-Cookov model

3.2.3.3 GEOMETRICKÁ NELINEARITA

Chovanie rámových styčníc pri zaťažovacích skúškach odpovedá geometrickej nelinearite, pre ktorú sú charakteristické veľké tvarové zmeny – posunutia a pootočenia elementov (konečných prvkov). Vnútorne sily pôsobiace na ploškách elementov je možné vzťahovať k ich pôvodnému, alebo zdeformovanému stavu. Od toho závisí tvar tenzoru napätia, pričom k nemu musí existovať vhodne definovaný tenzor pretvorenia tak, aby boli splnené konštitutívne zákony [18]. Kontinuum s veľkými posunutiami a pretvoreniami je možné popísať pomocou:

▪ LAGRANGEOV (REFERENČNÝ) POPIS

- sleduje časticu pri jej pohybe priestorom v danom čase. Teda pre každý čas je možné dopočítať aktuálnu polohu bodu. Je vhodná pre výpočet statickej analýzy, teda bude využívaná v ďalšom riešení práce.

▪ EULEROV (PRIESTOROVÝ) POPIS

- sleduje pohyb jednotlivých častíc vytknutým bodom v priestore, pričom ako premenné sú uvažované aktuálne súradnice. Pomocou tohto opisu je možné zistiť rýchlosť kontinua a preto je používaný hlavne pre popis tekutín a plynov (napríklad vo vzduchotechnike).

3.2.3.3.1 RIEŠENIE ZÁKLADNÝCH ROVNÍC

Nelineárne úlohy sú riešené pomocou iteračných metód za predpísaného počtu prírastkov zaťaženia. Podstatou iteračnej metódy je odhad riešenia, pričom v nasledujúcich krokoch dochádza k ich spresneniu. Postup sa opakuje buď do chvíle, pokiaľ spresnenie neodpovedá požadovanej hodnote odchylky, alebo do predpísaného počtu krokov spresnenia. Najčastejšie používanou metódou riešenia nelineárnych rovníc je pre statickú analýzu Newton-Raphsonova metóda.

3.2.3.3.2 NEWTON-RAPHSONOVA METÓDA

Metóda, ktorú využíva väčšina výpočetných softwareov, slúži k numerickému výpočtu nelineárnych rovníc pomocou dotyčníc. Podstatou je nájsť čo najpresnejšie riešenie funkcie $f(x)=0$ v smere dotyčnice funkcie $f(x)$.

Pre výpočet je nutné poznať prvú deriváciu funkcie $f'(x)$, teda smernicu dotyčnice a počiatočnú hodnotu iterácie x_0 . Pre iteráciu musí platiť, že hodnota v kroku $i+1$, sa musí rovnať hodnote predošlej iterácie a určitému prírastku δ . Je teda možné písať, že [19] [20] [18]:

$$x_{i+1} = x_i + \delta \quad (3.12)$$

Pre vyjadrenie dotyčnice funkcie je možné použiť Taylorovu radu, ktorú zanedbaním vyšších derivácií je tiež možné nazvať Taylorovou radou prvého rádu, taktiež pomenovanou ako Taylorov polynom, ktorý je vyjadrený ako dotyčnica v tvare priamky.

Prírastok δ a zároveň hodnotu nasledujúcej iterácie x_{i+1} , je teda možné zapísať ako:

$$\delta = -\frac{f(x_i)}{f'(x_i)} \quad (3.13)$$

$$x_{i+1} = x_i - \frac{f(x_i)}{f'(x_i)} \quad (3.14)$$

V prípade, že funkcia je hladká, spojitá a monotónna, je možné tvrdiť, že hodnota funkcie $f(x_1)$ by mala byť bližšie nule, ako predošlý krok iterácie $f(x_0)$. Postup sa opakuje až do bodu, kedy hodnota funkcie $f(x_{i+n})$ nieje dostatočne blízko nule [19] [20] [18].

Vektorovo je možné zapísať:

$$\bar{x}_{i+1} = \bar{x}_i - [Jf(\bar{x}_i)]^{-1}f(\bar{x}_i) \quad (3.15)$$

kde J je Jacobiho matica obsahujúca parciálne derivácie.

Pri postupnom prirážovaní konštrukcie je možné zaviesť hodnoty síl vektorových uzlov pre vonkajšie zaťaženie f_{ext} , a vektor uzlových síl ekvivalentného napätia pôsobiaceho v prvku f_{int} . Platí, že v prípade nelineárnej úlohy v ustálenom stave je vnútorné napätie funkciou uzlových posunov d a zároveň sa rovná vonkajšiemu zaťaženiu. Úlohu ďalej riešime postupnými prírastkami.

$$f_{int}(\bar{d}) = \bar{f}_{ext} \quad (3.16)$$

K získaniu tangentsného modulu používame predošlú iteráciu, pričom sa rieši pomocou rovnice:

$$f = K(d) \cdot d \quad (3.17)$$

kde K je matica tuhostí predošlého kroku iterácie, predstavujúca tangentu a nahrádzajúca Jacobiho maticu a d je veľkosť posuvu. Podstatou je nájsť také riešenie, aby rozdiel medzi vonkajšími a vnútornými silami sa blížil nule. Pomocou Taylorovho polynomu je teda možné zapísať:

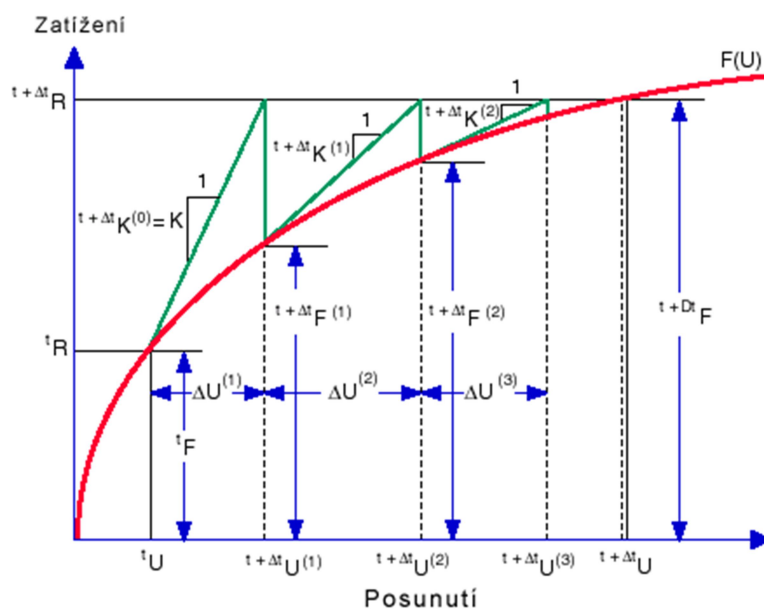
$$r(d_i) + K_i \cdot \delta(d_{i+1}) = 0 \quad (3.18)$$

Kde $r(d)$ je spomínaný rozdiel na zmene posuvu, pričom je tiež možné písať, že:

$$\delta d = K^{-1} \cdot r \quad (3.19)$$

kde: r – vektor nevyváženého zaťaženia

Výpočet správne konverguje v prípade, že rozdiely síl sa blížia k nule.



Obr. 3.2.12: Schéma Newton-Rapsonovej iteračnej metódy [21]

4. STRUT AND TIE MODEL PODĽA VYSTUŽENIA

4.1 RÁMOVÝ STYČNÍK – OCELOVÁ VÝSTUŽ

Rámové rohy sú špecifické detaily konštrukcie, ktoré sa radia medzi oblasti diskontinuit, v ktorých neplatí Bernoulli-Navierova hypotéza o zachovaní rovinnosti prierezu po deformácií. Jedna sa napríklad o napojenie prievlakov na stĺpy alebo styky stien nádrží, ktoré sú predmetom riešenia práce. V prípade napojenia prievlakov na stĺpy, sa najčastejšie jedná o prípad, v ktorom je rozdiel výšok prierezov mimo interval:

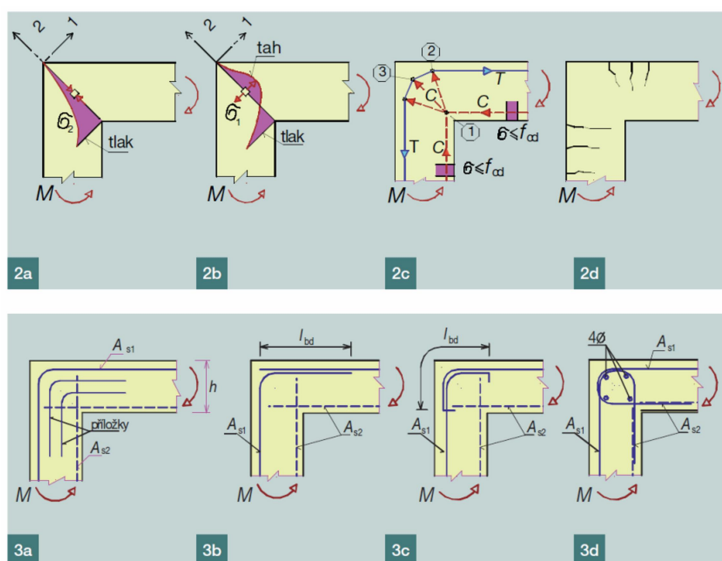
$$\frac{2}{3} < \frac{h_1}{h_2} < \frac{3}{2} \quad (4.1)$$

V týchto prípadoch je nutné zvoliť odlišný výpočetný model a vystuženie rámového rohu oproti riešenému typu. Ďalej teda budú pojednávané výhradne prípady, ktoré spadajú do spomínaného intervalu. Z hľadiska namáhania sa delia na rohy namáhané kladným ohybovým momentom (roztváranie rohu) a záporným ohybovým momentom (uzatváranie rohu). Jednotlivé prípady sú vysvetlené presnejšie v nasledujúcich kapitolách. Ich riešenie je možné pomocou modelov vzperatiahlo, prípadne presnejšia, avšak zdĺhavejšia analýza pomocou nelineárneho výpočtu jedného zo softwarov [22].

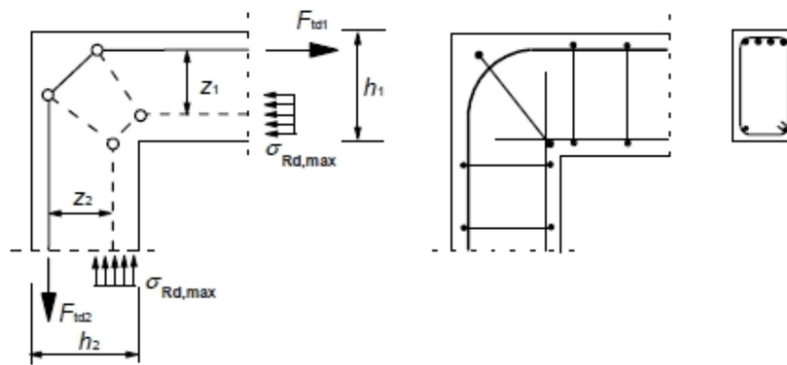
Nasledujúce odstavce riešia Strut and Tie modely rámových rohov, vystužených bežnou betonárskou výstužou, resp. GFRP výstužou.

4.2 ZÁPORNÝ OHYBOVÝ MOMENT – UZATVÁRANIE ROHU

Prvky rámových rohov namáhané záporným ohybovým momentom sú prvky, ktoré sú uzatvárané prvky, teda prvky na ktorých na vnútornej strane vzniká tlačенá oblasť a naopak, na vonkajšej strane je prvok ťahaný (viď Obr. 4.2.1 2a, 2b) [22]. Ťahaná výstuž v rohu mení svoj smer, pričom vzniká tlačенá diagonálna vzpera. Základný model náhradnej priehradoviny môže vyzerat' napríklad ako na obrázku 2c, prípadne norma ČSN EN 1992-1-1 [12] udáva základný náhradný model priehradoviny ako Obr. 4.2.1.



Obr. 4.2.1: Rámový roh so záporným ohybovým momentom podľa [22]



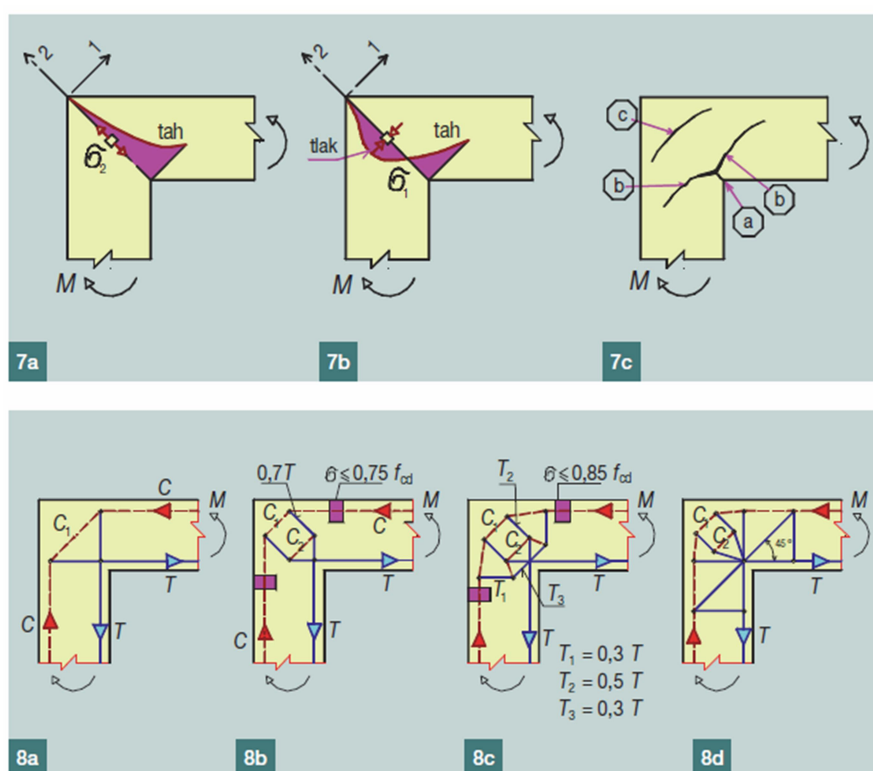
Obr. 4.2.2: Rámový roh so záporným ohybovým momentom podľa [12]

Ťahanú výstuž je nutné navrhnuť s dostatočným polomerom zakrivenia a to z dôvodu zabráneniu otláčenia do betónu, pričom by mohlo dochádzať k nebezpečným priečnym ťahom a to hlavne v prípadoch, kedy je výstuž umiestnená blízko líca betónu. Nakoľko prierezy so záporným ohybovým momentom sú často detaily styku prievlaku a stĺpu, ktoré sú mimo interval (4.1), vzniká často, na spodnej hrane pracovná škára, kde je nutné zaistiť dostatočné stykovanie výstuže a zároveň podľa [12] taktiež zaistiť priečnu výstuž (strmienky). V prípadoch, kde rozdiel výšok prierezov spadá do intervalu (4.1), je možné vystuženie previesť ako na obrázku 3d a teda je možné vynechať návrh priečnej strmienkovej výstuže.

4.3 Kladný ohybový moment – roztváranie rohu

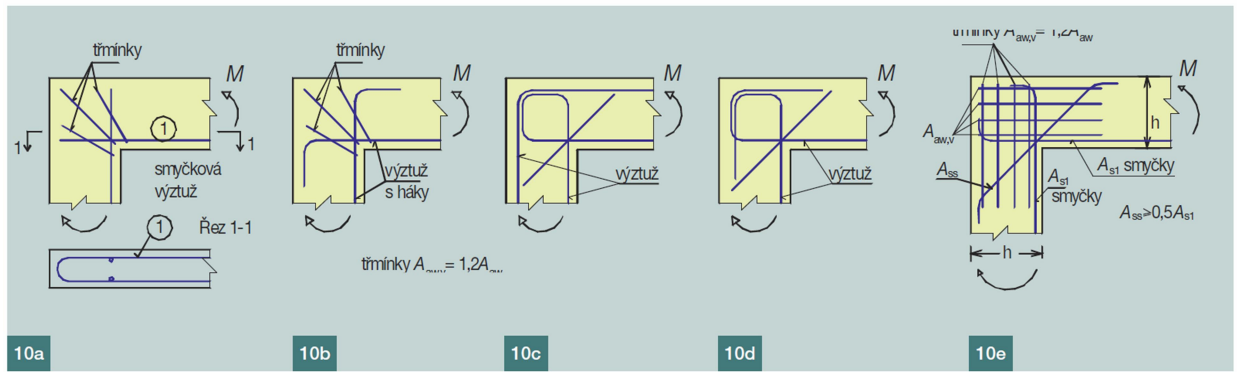
V prípade rámového rohu s kladným ohybovým momentom je vnútorný roh otváraný, teda ťahaný a vonkajší povrch tlačný. Typický priebeh napätí popisujú Obr. 4.3.1- 7a, 7b.

Pri zaťažení vzniká ako prvá trhlinka s označením *a*, ktorej sa však žiadnym spôsobom nedá zabrániť. Je to spôsobené tým, že v mieste pôsobí samostatný, nevystužený betón krycej vrstvy betónu. Ďalší vznik trhlín je už závislý od typu a množstva vystuženia detailu, viď Obr. 4.3.1 - 7c. V prípade, že miera vystuženia je nízka, respektíve vystuženie je prevedené nesprávne, dochádza ako k prvej šikmej trhline s označením *b*, teda porušeniu prierezu v ťahanej oblasti. Naopak, v prípade, že vystuženie ťahanej časti detailu je dostatočné a správne prevedené, dochádza k oddeleniu betónu v tlačenej časti betónu ("stĺpikovaniu"), kde vplyvom priečných ťahov vzniká trhlinka s označením *c*. Dochádza k zníženiu ramena vnútorných síl a zároveň teda zníženiu únosnosti prierezu. Priečnym ťahom je možné predísť navrhnutou priečnou výstužou, ktorú v priehradovom modeli Obr. 4.3.1 - 8b, 8c a 8d predstavujú ťahla.



Obr. 4.3.1: Rámový roh s kladným ohybovým momentom podľa [22]

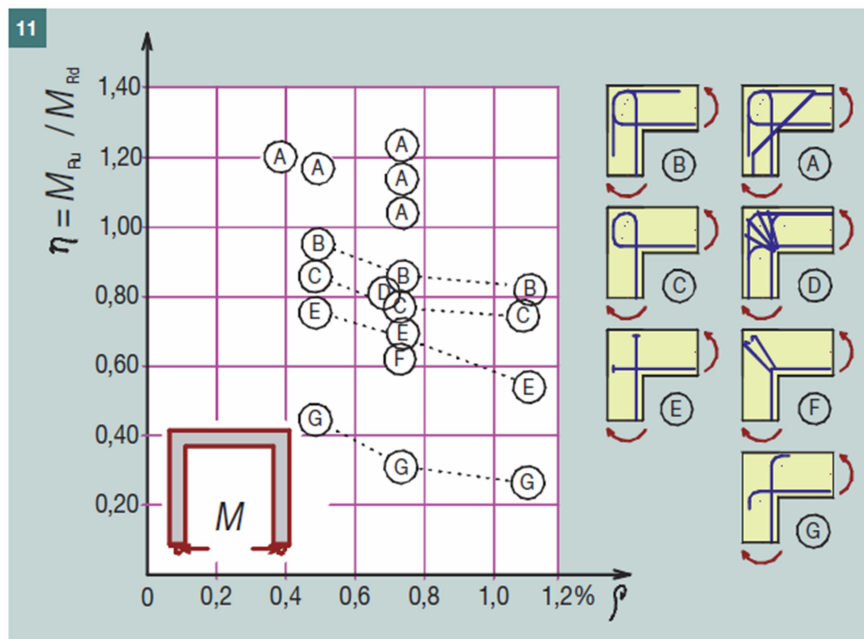
Riešenie a zvolenie správneho modelu náhradnej priehradoviny je závislé na veľkosti pôsobiaceho zaťaženia, resp. predpokladanom rozmiestnení výstuže. Model 8a je možné využívať len v prípadoch, kde sa nepredpokladá vysoké zaťaženie rohu. Presnejší model 8b predpokladá maximálne zaťaženie betónovej vzpery na $0,75 f_{cd}$. Najpresnejšie sú modely 8c, resp. 8d kde je možné počítať s maximálnym namáhaním betónovej vzpery až na úrovni $0,85 f_{cd}$, pričom však musí platiť predpoklad, že tlačenej oblasti je obmedzená na $x \leq d/4$. Obrázok 8c taktiež popisuje predpokladané hodnoty priečných síl T_1 , T_2 a T_3 . Normou ČSN EN 1992-1-1 udávaný priehradový model sa zhoduje Obr. 4.3.1- 8a, 8c.



Obr. 4.3.2: Vystuženie rámových rohov namáhaných kladným ohybovým momentom [22]

Najproblematickejšou časťou vystužovania subtilnejších rámových rohov s kladným ohybovým momentom je problém pri zakotvení výstuže v tlačenej oblasti, resp. zakotvení ťahanej výstuže v mieste vnútorného líca do tlačenej oblasti. Preto sa v prípade rámových rohov často volí vystuženie v zmysle Obr. 4.3.2 - 10a, 10e, kde je ťahaná výstuž pretiahnutá do tlačenej oblasti a zároveň je detail vystužený priečnou výstužou proti priečnym ťahom. Slučka, ako v prípade 10c, je používaná častejšie pre vystuženie stien.

Z predošlých výskumov [22] taktiež vyplýva, že únosnosť rámového rohu je závislá na správnom prevedení a stupni vystuženia, pričom však neplatí, že zvyšovaním stupňa vystuženia bude v rovnakom pomere narastať aj únosnosť prierezu. Práve naopak, z Obr. 4.3.3, kde M_{Ru} predstavuje skutočnú únosnosť prierezu zistenú pri experimente a M_{Rd} návrhovú únosnosť zistenú výpočtom je na osi y zobrazený ich vzájomný podiel. Osa x predstavuje stupeň vystuženia prierezu. V závere je možné tvrdiť, že so zvyšujúcim sa stupňom vystuženia dochádza k zníženiu pomeru M_{Ru}/M_{Rd} a teda návrh smeruje na stranu nebezpečnú.



Obr. 4.3.3: Vplyv stupňa vystuženia na pomer skutočnej a návrhovej únosnosti prierezu [22]

4.4 STRUT AND TIE MODEL - FRP PRVKY

Skutočnosť, že ocelová a FRP výstuž majú zásadne odlišné materiálové vlastnosti, vedie k otázke, nakoľko je využitie SaT model uvádzaný v EC2 [12] bezpečný a vhodný pri návrhu. Postup pri návrhu Strut and Tie modelu bol vysvetlený v predošlých kapitolách. Tento postup však bol navrhnutý a experimentálne overený výhradne pre železobetónové prvky.

4.4.1 POROVNANIE OCEL/GFRP STRUT AND TIE MODELOV

Ako prvé sa začali zaoberať prispôsobeniu SaT modelu pre FRP výstuž zahraničné normy, americká - ACI 318 (2011) a kanadská - CSA S806 (2012). Tieto normy, podobne ako EC2, stanovujú maximálne napätie, ktoré môže byť prenášané vzperami a styčnými. Experimenty boli prevedené na nosníkoch („deep beams“), ktoré je možné definovať pomocou pomeru dĺžky ku výške prvku v závislosti na použitej norme. Ku príkladu americká norma ACI definuje deep beam ako $L/h < 4$.

Výskum [23] však poukazuje na značné nedostatky, resp. odchylky, ktoré figurujú v SaT modeloch podľa americkej a kanadskej normy. Vo výsledku boli FRP prvky, ale aj železobetónové prvky, navrhnuté podľa ACI 318 (2011) nadhodnotené, teda navrhnuté na stranu nebezpečnú. Odchylku pri výpočte je možné pripísať zanedbaniu, resp. nedostatočnému započítaniu zmäkčenia betónu vo vzpere, v dôsledku vysokých pretvorení v pozdĺžnej výstuži.

Naopak, výpočty a hodnoty získané podľa CSA S806 (2012) boli konzervatívne, pričom výskum [23] tento trend potvrdil a zistil, že so stúpajúcou hodnotou zaťaženia konzervatívnosť a neekonomickosť návrhu narastá. Výpočet podľa CSA zahŕňa pretvorenie pozdĺžnej výstuže pri výpočte maximálneho povoleného napätia vo vzpere f_{ce} . Postup je:

$$f_{ce} = \frac{f'_c}{0,8 + 170\varepsilon_1} \quad (4.2)$$

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_{frp,s} + (\varepsilon_{frps,s} + 0,002)\cot^2\theta \quad (4.3)$$

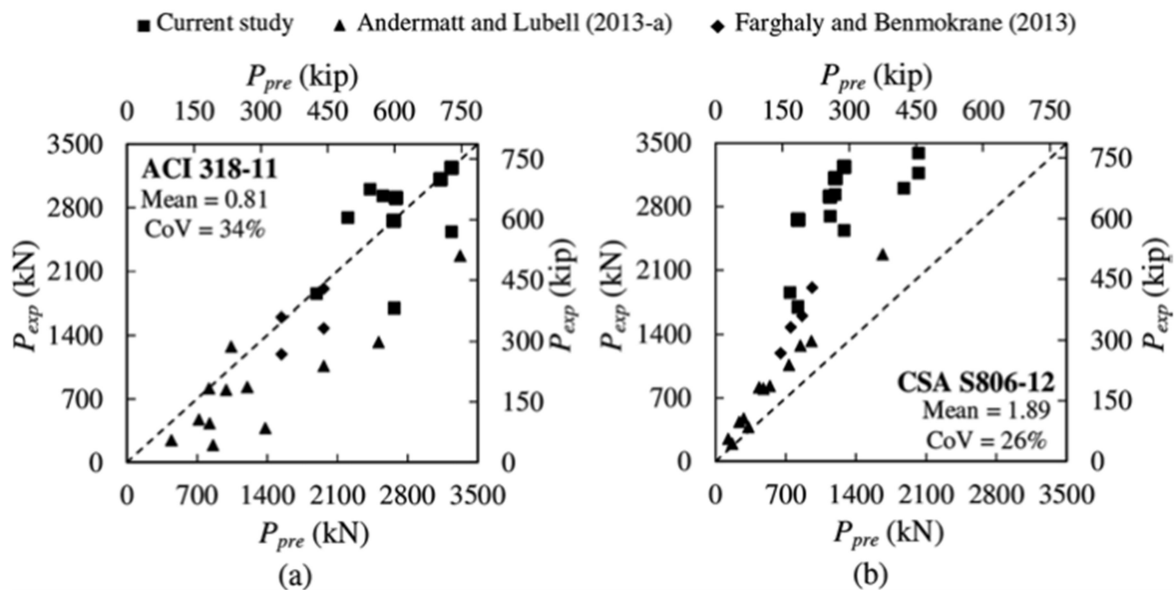
kde: f'_c - maximálne napätie betónu v tlaku

$\varepsilon_{frp,s}$ - pretvorenie tiahla v mieste čela styčného

θ - uhol sklonu tiahla a vzpery

V prípade ocelevej výstuže dosahuje pretvorenie maximálnych hodnôt rovných 0,002, pričom FRP výstuž nadobúda hodnôt až do 0,01. Tento fakt rapídne znižuje maximálnu pevnosť betónu vzpery v tlaku a teda konzervatívne výsledky je možné prisúdiť výpočtu, ktorý uvažuje s prehnane negatívnym účinkom zmäkčenia betónu vo vzpere a teda podceňuje jej účinnosť.

Porovnanie výsledkov výskumu [23] a kanadskej a americkej normy, podľa ktorých boli v roku 2013 vykonané štúdie, vid' Obr. 4.4.1: Porovnanie výsledkoch SaT modelu podľa ACI, CSA a výskumu .



Obr. 4.4.1: Porovnanie výsledkoch SaT modelu podľa ACI, CSA a výskumu [23]

Viacero štúdií [23] sa zaoberalo posudzovaním parametrov, ktoré ovplyvňujú pevnosť betónovej vzpery. Vo výsledku dokázali stanoviť všeobecný faktor účinnosti β , ktorý v sebe zahŕňa efekt vzpery, tiahla, spôsob vystuženia a pevnosť betónu. Tento parameter je možné popísať podielom napätia v vzpere a pevnosti betónu v tlaku vyjadrený vo vzorci:

$$\beta_s = \frac{f_{ce}}{0,85f_c} = \frac{F_{strut}}{0,85A_{strut(min)}f_c} \quad (4.4)$$

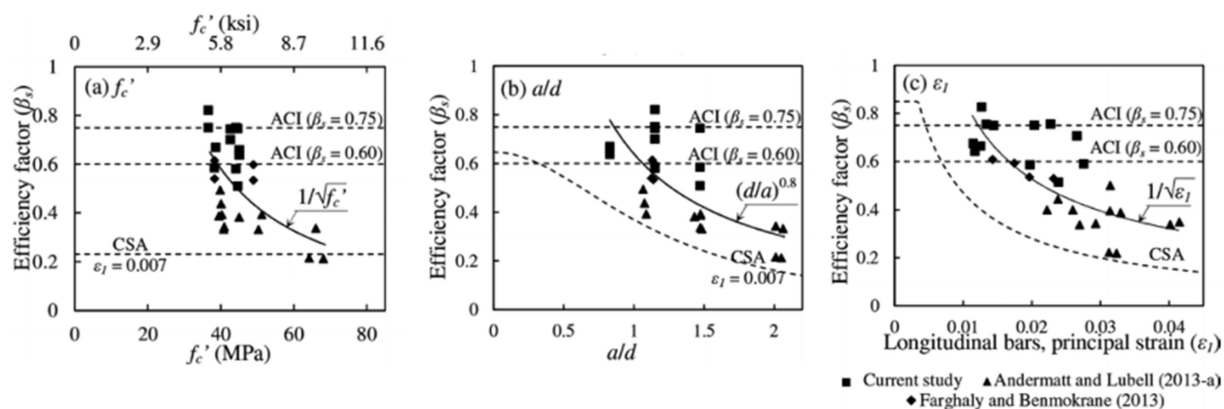
kde: β - faktor účinnosti

F_{strut} - sila v vzpere

f_c' - maximálne napätie betónu v tlaku

$A_{strut(min)}$ - (minimálna) plocha vzpery

Modifikovaním rozsahu styku w_{st} v mieste vzpera-styčníc a prenasobením šírkou nosníku b , je možné upraviť plochu v mieste vzpera-styčníc a tým minimalizovať plochu a maximalizovať pôsobiace napätie. Na faktor účinnosti má vplyv maximálne napätie v betóne f_c' , pomer rozpätia nosníku k účinnej výške a/d , a tuhosť, resp. pretvorenie výstuže prvku ε_1 . Ich vplyv na faktor účinnosti β je zobrazený na Obr. 4.4.2.



Obr. 4.4.2: Vplyv f_c' , a/d a ε_1 na faktor účinnosti β [23]

Z grafov, zobrazených na Obr. 4.4.2 je jasné, že americká norma ACI 318 (2011) používa pri výpočte konštantné hodnoty. Faktor účinnosti je uvažovaný konštantne na hornej hranici, čo vedie k návrhu modelu na stranu nebezpečnú. Kanadská norma CSA S806 (2012) pracuje s pretvorením výstuže ε_1 a pomer a/d , je zahrnutý vo výpočte pomocou uhlu vzpery-tiahlo ($\cot^2\theta$), avšak zanedbáva efekt meniaceho sa maximálneho napätia betónu v tlaku f_c' . To vedie ku konzervatívnym, resp. nehospodárnym návrhom.

4.4.2 ÚPRAVA STRUT AND TIE MODELU PRE POUŽITIE FRP VÝSTUŽE

Vzhľadom k zisteným skutočnostiam v predošlej kapitole, vyplýva nutnosť úpravy faktoru účinnosti. Pre modely počítané v SI sústave ho je možné upraviť na tvar [23] :

$$\beta_s = 0,5 \frac{1}{\sqrt{f_c' \left(\frac{a}{d}\right)^{0,8} \sqrt{\varepsilon_1}}} \quad (4.5)$$

kde ε_1 , je možné dopočítať podľa rovnice (4.3) a podiel a/d je ohraničený maximálnou hodnotou 1,0. Tento vzťah je ďalej uvažovaný pri výpočte metódou Strut and tie modelov – vid' kapitola 7.2.

5. EXPERIMENTY PRVKOV

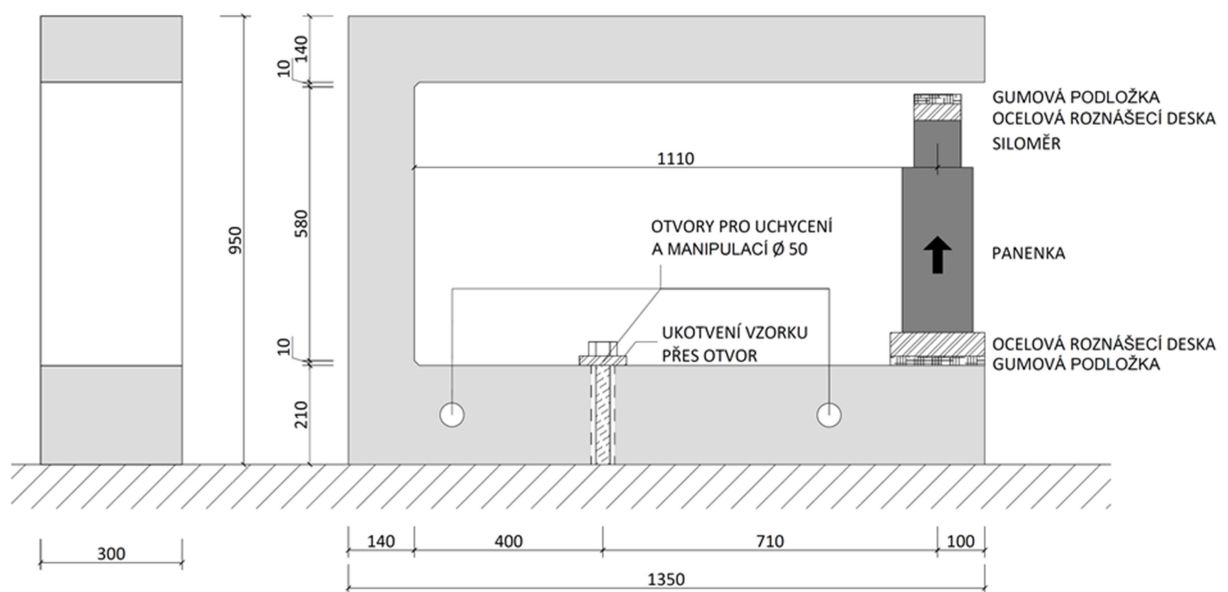
5.1 PREDPOKLADY PRI NÁVRHU

Diplomová práca vychádza zo spolupráce s univerzitou VUT, fakulta Stavební v Brně, kde na ústave Betonových a Zděných konstrukcií, bol spracovávaný projekt s názvom „FV10588 – Nová generace prostorových prefabrikátů z vysokohodnotných betonů se zvýšenou mechanickou odolností a trvanlivostí“, a na základe ktorého bola práca zrealizovaná. Predmetom projektu je výskum zaoberajúci sa rámovými styčníkmi, vystužených ocel'ovou a GFRP výstužou, s rozličným stupňom vystuženia v kritickom, respektíve skúmanom mieste rámu. S ohľadom na vystuženie vznikli dve varianty prvkov:

- varianta A - bola navrhnutá na predpoklad porušenia výstuže. Tomu odpovedá nižšia plocha výstuže v mieste vnútorného okraja styčníku.
- varianta B - bola navrhnutá na predpoklad porušenia tlačeneho betónu. Tomu odpovedá vyššia plocha výstuže v mieste vnútorného okraja styčníku.

Každá varianta obsahovala 4 prvky. 3 z nich boli vystužené GFRP výstužou a 1 prvok bol vystužený výstužou B500B, ktorý slúžil pre overenie predpokladov a porovnanie únosnosti pri výpočte a výslednej únosnosti pri zaťažovacích skúškach.

Prvky boli zhotovené podľa nasledovnej geometrie:



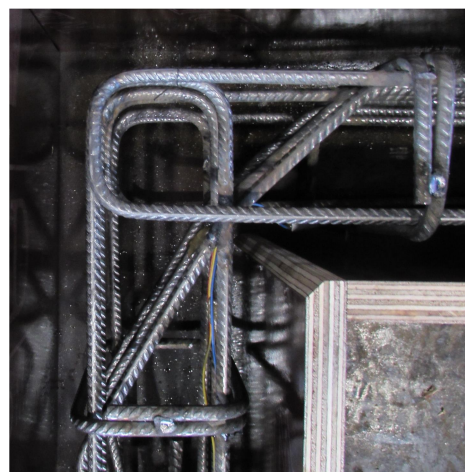
Obr. 5.1.1: Geometria a konfigurácia skúmaných prvkov

Vystuženie skúmaného styčníku vo variante železobetónového prvku bolo prevedené pomocou výstuže v tvare písmena U a dovystužené ocel'ovou šmykovou výstužou - strmienkami. Ako bolo spomenuté v kapitole 2.4.6, ohýbaním GFRP výstuže dochádza k redukcii jej únosnosti. Preto v prípade styčníku s GFRP výstužou boli pruty zakotvené pomocou kotviacich valčekov o dĺžke 30mm. Šmyková výstuž bola prevedená, podobne ako u žb. prvkov, pomocou ocel'ových strmienkov. V podobnom zmysle boli prevedené aj nadväzujúce časti prvkov, tak aby si vystuženie styčníku a ohýbanej časti odpovedali. Zvyšné, nepodstatné, resp. neskúmané časti prvku, boli zámerne prevystužené a to v zmysle, aby namáhaná výstuž nedosahovala hodnôt napätí v plastickej časti deformačného diagramu výstuže.

Vystuženie jednotlivých prvkov vid' Tab. 5.1.

Tab. 5.1: Značenie a vystuženie vzorkov

VARIANTA	OZNAČENÍ	VYZTUŽENÍ	POČET VZORKŮ
A	A-STEEL	3Ø8	1
	A-FRP		3
B	B-STEEL	3Ø14	1
	B-FRP		3



Obr. 5.1.2: Detail vystuženia styčnícov

Návrh výstuže vychádzal z klasického výpočtu ohýbaného prvku s platnosťou Bernoulli-Navierovej hypotézy. Výpočet bol prevedený na základe balančného stupňa vystuženia, teda plochy výstuže, pri ktorej dochádza k súčasnému porušeniu betónu v tlaku a výstuže v ťahu. Výsledok výpočtu bol približne 1%. Ako bolo spomenuté, varianta A predpokladala maximálnu únosnosť prvku na základe porušenia výstuže, teda stupeň vystuženia bol zvolený na úrovni približne 0,45%. Naopak, varianta B predpokladala porušenie betónu v tlaku (pričný ťah) a tak bol stupeň vystuženia zvolený na úroveň 1,425%. Železobetónové prvky boli navrhnuté tak, aby odpovedali profilu GFRP výstuže, pričom bolo ponechané aj ich krytie.

5.2 MATERIÁLOVÉ CHARAKTERISTIKY PRVKOV

Materiálové vlastnosti použité pre prvky boli zistené experimentálne. Po zatriedení boli materiály určené ako betón triedy C50/60, výstuž GFRP s ťahovou pevnosťou 750 MPa a betonárska výstuž označovaná ako B500B. Materiálové vlastnosti sú jasné z Tab. 5.2 a Tab. 5.3.

Tab. 5.2: Mechanické vlastnosti výstuže

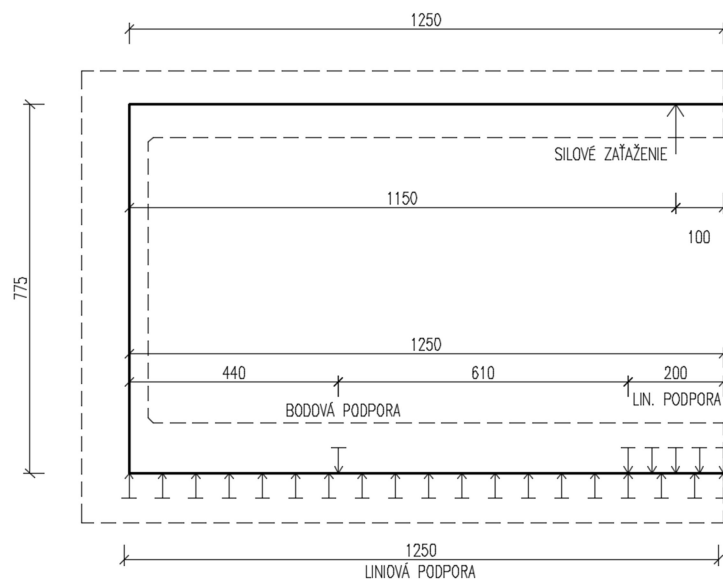
	Medz klzu f_y [MPa]	Medz pevnosti f_u [MPa]	Modul pružnosti E [GPa]
B500 B	500	550	200
GFRP	-	750	47

Tab. 5.3: Mechanické vlastnosti betónu

	Obj. hmotnosť ρ_{dry} [kg/m ³]	Kocková pevnosť v tlaku $f_{c,cube}$ [MPa]	Pevnosť v pričnom ťahu f_{ctm} [MPa]	Modul pružnosti E_{cm} [GPa]
C 50/60	2320	60,1	4,0	31,4

5.3 STATICKÁ SCHÉMA

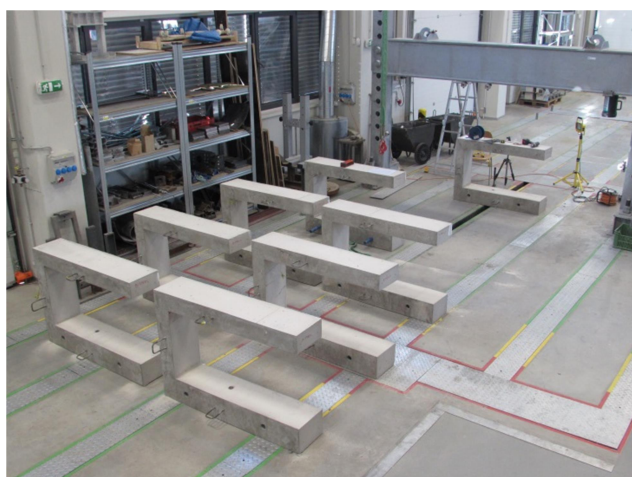
Pre výpočet vnútorných síl a vhodný návrh výpočetných modelov bola vytvorená statická schéma (Obr. 5.3.1) s podporami vzdorujúcimi výlučne tlaku a zaťažením odpovedajúcim experimentálnym skúškam. Rameno, na ktorom pôsobí sila deformujúca prvok bola stanovená na hodnotu $r=1150\text{mm}$.



Obr. 5.3.1: Statická schéma prvku

5.4 VYHODNOTENIE + FOTODOKUMENTÁCIA

Celkový pohľad na všetky skúšané prvky, vo výskumnom stredisku AdMaS, pre začatím experimentálnych pokusov vyobrazujú Obr. 5.4.1 a Obr. 5.4.2.



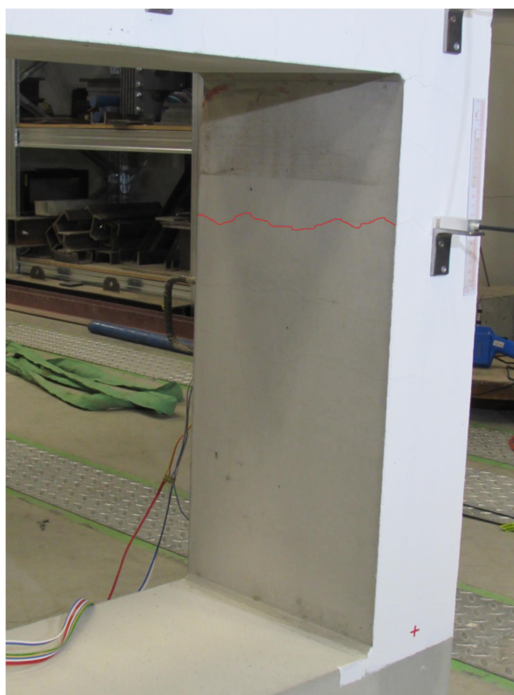
Obr. 5.4.1: Experimentálne skúšané prvky 1



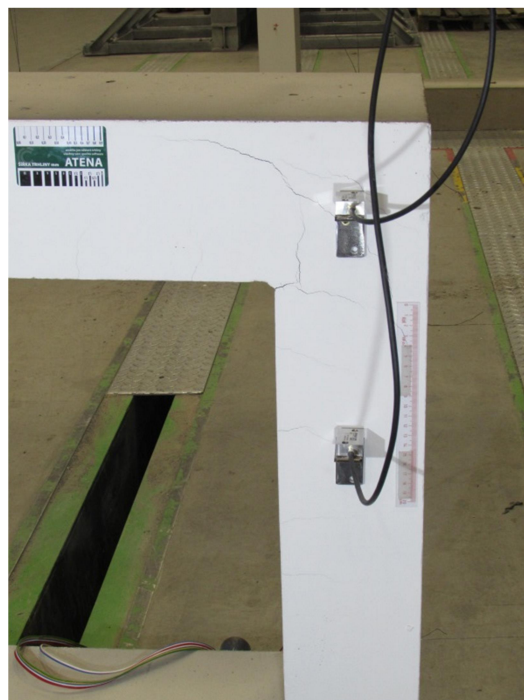
Obr. 5.4.2: Experimentálne skúšané prvky 2

5.4.1 ŽELEZOBETONOVÝ PRVOK – VARIANTA A

Prvok je označovaný ako A-Steel-experiment. Fotodokumentácia prvku počas zaťaž. skúšky je vyobrazená na Obr. 5.4.3, Obr. 5.4.4, Obr. 5.4.5 a Obr. 5.4.6.



Obr. 5.4.3: ŽB A – prvé trhliny 1



Obr. 5.4.4: ŽB A – prvé trhliny 2



Obr. 5.4.5: ŽB A – rozvoj trhlín

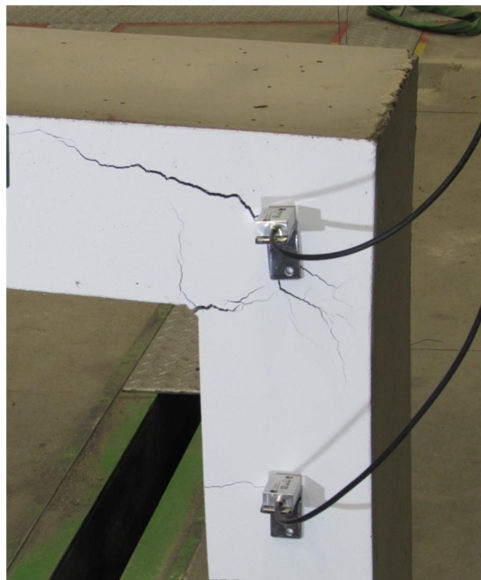


Obr. 5.4.6: ŽB A – porušenie prvku

Pre prvok vystužený oceľovou výstužou s nižším stupňom vystuženia nebol docielový predpokladaný spôsob porušenia. Zo zavedených tenzometrov je možné usúdiť, že v nosnej výstuži bola dosiahnutá medz klzu, avšak výstuž ostala neporušená. Porušená však pravdepodobne bola súdržnosť výstuže v kotviacej oblasti. Tieto faktory prispeli k porušeniu vyšším deformáciám styčníku a v konečnom dôsledku vplyvom priečného ťahu došlo k oddeleniu vonkajšej časti betónu.

5.4.2 GFRP PRVKY – VARIANTA A

Vo variante s nižším stupňom vystuženia s GFRP výstužou, boli vytvorené tri prvky. Spôsob porušenia všetkých troch bol totožný a z tohto dôvodu sú vo výsledkoch popisované vo všeobecnosti. Fotodokumentácia GFRP A prvkov je vyobrazená na Obr. 5.4.7, Obr. 5.4.8, Obr. 5.4.9 a Obr. 5.4.10.



Obr. 5.4.7: GFRP A - II – rozvoj trhlín 1



Obr. 5.4.8: GFRP A - II – rozvoj trhlín 2



Obr. 5.4.9: GFRP A - III – porušenie prvku

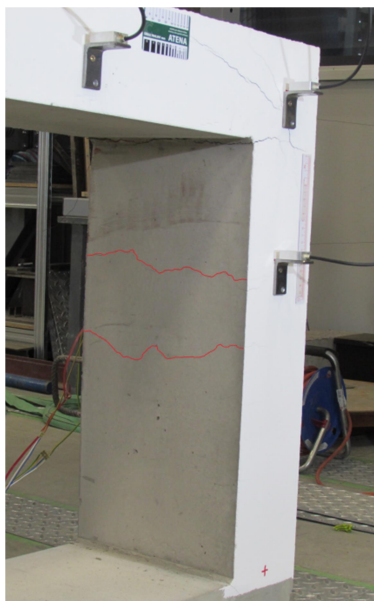


Obr. 5.4.10: GFRP A - I – porušenie prvku

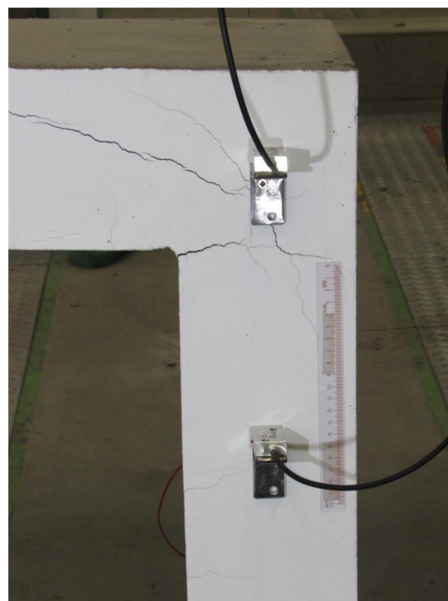
Spôsob porušenia GFRP prvkov, podobne ako v prípade ocelevej varianty A, neboli totožné s predpokladaným spôsobom porušenia. Nakoľko GFRP výstuž je vo svojej podstate v porovnaní s oceleovou výstužou mäkkší, resp. pretvárnejší materiál, dochádza zákonite k väčším pootočeniam styčníku. Hodnoty, ktoré udávajú zavedené tenzometre, avšak nepoukazujú na vysoké ťahové napätie vo výstuži a z tohto dôvodu je tiež možné tvrdiť, že k vyšším deformáciám prvku a poklesu jeho celkovej tuhosti výrazným spôsobom prispieva nedostatočná súdržnosť, resp. porušenie súdržnosti v kotviacej oblasti v dôsledku čoho dochádza vplyvom priečných ťahov k porušeniu vonkajšej betónovej časti styčníku.

5.4.3 ŽELEZOBETÓNOVÝ PRVOK – VARIANTA B

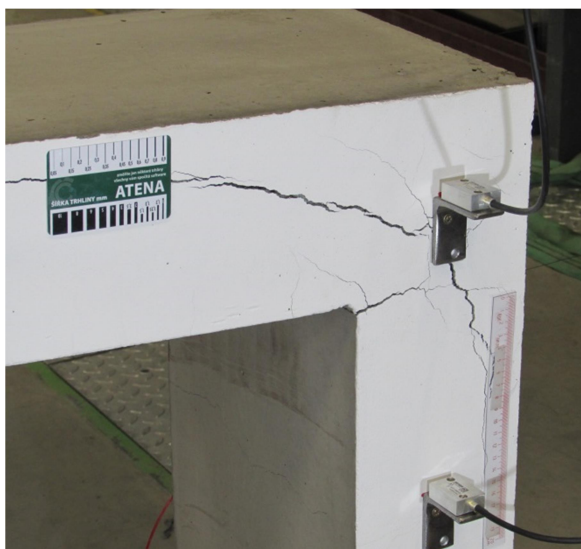
Ako už bolo popísané, pre varianty B platí, že bol navýšený stupeň vystuženia na úroveň 1,45%. Fotodokumentácia experimentu je vyobrazená na Obr. 5.4.11, Obr. 5.4.12, Obr. 5.4.13 a Obr. 5.4.14.



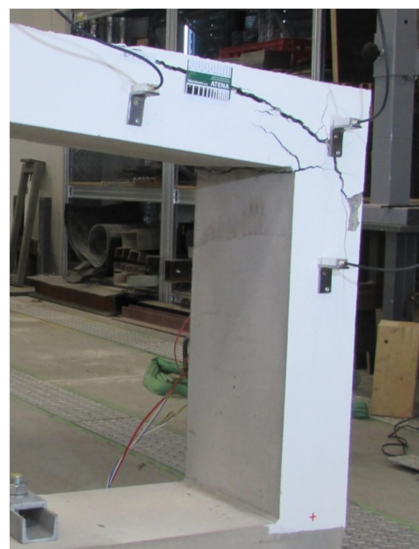
Obr. 5.4.11: ŽB B – prvé trhliny 1



Obr. 5.4.12: ŽB B – prvé trhliny 2



Obr. 5.4.13: ŽB B – rozvoj trhlín 1

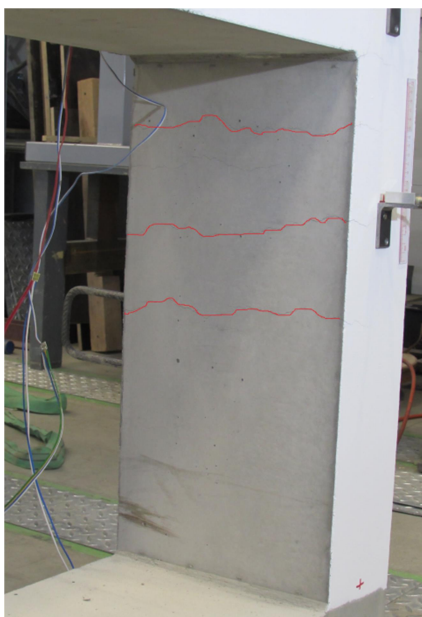


Obr. 5.4.14: ŽB B – porušenie prvku

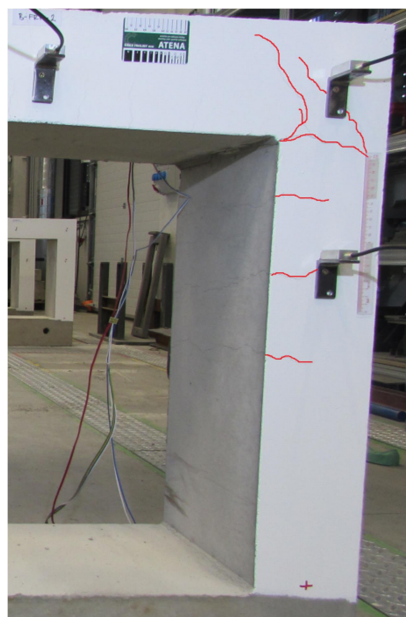
Zavedené tenzometry na hlavnej nosnej výstuži pri spodnom povrchu vodorovnej časti prvku ukazujú na skutočnosť, že výstuž sa dostala počas zaťažovania až na plastickú vetvu pracovného diagramu oceli. Výstuž však nebola porušená a taktiež pravdepodobne nedochádzalo k porušeniu súdržnosti výstuže. Preto je možné tvrdiť, že odhadovaný spôsob porušenia prvku, ktorý hovoril o porušení styčníku vplyvom priečných ťahov, bol totožný s experimentálnymi zisteniami a je teda možné ho považovať za preukázaný.

5.4.4 GFRP PRVKY – VARIANTA B

Rovnako ako v prípade GFRP varianty A, boli aj vo variante B zhotovené tri prvky, na ktorých boli prevedené experimenty. Stupeň vystuženia je zhodný s ocelovým prevedením, teda 1,45%. Fotodokumentácia experimentu je vyobrazená na Obr. 5.4.15, Obr. 5.4.16, Obr. 5.4.17 a Obr. 5.4.18.



Obr. 5.4.15: GFRP B - II – prvé trhliny 1



Obr. 5.4.16: GFRP B - II – prvé trhlín 2



Obr. 5.4.17: GFRP B - II – rozvoj trhlín



Obr. 5.4.18: GFRP A - I – porušenie prvku

V porovnaní s GFRP variantou A dosahuje napätie vo výstuži vyšších hodnôt, avšak nie natoľko vysokých aby bolo možné považovať výstuž za úplne súdržnú. Porušenie styčníku je teda možné pripísať priečnym ťahom v styčníku, ktoré oproti odhadovnému spôsobu chovania styčníku narastajú rýchlejšie a to práve z dôvodu čiastočného zlyhania súdržnosti výstuže v kotviacej oblasti.

6. B-OBLASŤ – VÝPOČET

Pri bežnom návrhu je používaný výpočet označovaný ako B-N, teda v mieste platnosti Bernoulli-Navierovej hypotézy. Hypotéza hovorí o zachovaní rovinnosti prierezu aj po deformácií namáhaného prvku, z čoho plynie lineárny priebeh pretvorení po priereze. Bližšie vid' kapitola 3.1. Výpočty boli zavedené ako referenčné.

6.1 ŽELEZOBETÓNOVÉ PRVKY

Únosnosť železobetónových prvkov bola spočítaná klasickým spôsobom, teda za predpokladu plného využitia betónu a ocelevej výstuže. Účinná výška a jednotlivé rozmery prvku boli dodržané podľa výkresovej dokumentácie- vid' prílohy.

Medzné hodnoty únosnosti materiálov boli uvažované ako stredné hodnoty. Pre betón teda platí krychelná pevnosť v tlaku zistená počas skúšok – vid' Tab. 5.3. Pre ocel' platí hodnota rovnajúca sa napätiu v čase porušenia výstuže – vid' Tab. 5.2, teda so stúpajúcou vetvou za medzou klzu, čo sa tiež nazýva pracovným diagram oceli so spevnením [12].

Postup je:

$$A_s = \frac{\pi \cdot \emptyset^2}{4} \cdot k_s \quad (6.1)$$

$$\text{pre } f_{c,cube} \leq 50 \text{ MPa} \begin{cases} \lambda = 0,8 \\ \eta = 1,0 \end{cases} \quad (6.2)$$

$$\text{pre } 50 \leq f_{c,cube} \leq 90 \text{ MPa} \begin{cases} \lambda = 0,8 - \left(\frac{f_{ck} - 50}{400}\right) \\ \eta = 1,0 - \left(\frac{f_{ck} - 50}{200}\right) \end{cases} \quad (6.3)$$

$$x = \frac{A_s \cdot f_u}{\lambda \cdot \eta \cdot f_{c,cube} \cdot b} \quad (6.4)$$

$$z = d - \frac{x\lambda}{2} \quad (6.5)$$

$$M_R = A_s \cdot f_{y,u} \cdot z \quad (6.6)$$

6.1.1 ŽELEZOBETÓN A

MATERIÁLY

BETON C50/60

$f_{c,cube}$	60.10 MPa	E_{cm}	31400 MPa
f_{ctm}	4.0 MPa	ϵ_{cu3}	0.0035 m/m

OCEL B500B

f_u	550.00 MPa	E_s	200000 MPa
		ϵ_u	0.00275 m/m

GEOMETRIA

Výška prvku

$$h = 140 \text{ mm}$$

Šírka prvku

$$b = 300 \text{ mm}$$

$$d_1 = 29 \text{ mm}$$

Účinná výška

$$d = 111 \text{ mm}$$

Výstuž

$$\varnothing_{zákl} = 8 \text{ mm}$$

$$k_{s,zákl} = 3 \text{ ks}$$

$$A_{s,zákl} = 151 \text{ mm}^2/b$$

$$A_{s,zákl} = 1.51E-04 \text{ m}^2/b$$

Výška tlačenej oblasti

$$\lambda = 0.77 -$$

$$\eta = 0.95 -$$

$$x = 6.25 \text{ mm}$$

Rameno vnútorných síl

$$z = 108.6 \text{ mm}$$

MOMENT NA MEDZI ÚNOSNOSTI

$$M_R = 9.00 \text{ kNm}$$

Sila pôsobiaca v tlačenej oblasti

$$F_c = 82.90 \text{ kN}$$

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm} \quad \text{rameno prvku}$$

$$F_z = 7.83 \text{ kN} \quad \text{сила на рамени}$$

6.1.2 ŽELEZOBETÓN B

MATERIÁLY

BETON C50/60

$f_{c,cube}$	60.10 [MPa]	E_{cm}	31400 [MPa]
f_{ctm}	4.0 [MPa]	ϵ_{cu3}	0.0035 [m/m]

OCEL B500B

f_y	550.00 [MPa]	E_s	200000 [MPa]
		ϵ_u	0.00275 [m/m]

GEOMETRIA

Výška prvku

$$h = 140 \text{ [mm]}$$

Šírka prvku

$$b = 300 \text{ [mm]}$$

$$d_1 = 32 \text{ [mm]}$$

Účinná výška

$$d = 108 \text{ [mm]}$$

Výstuž

$$\varnothing_{zákl} = 14 \text{ [mm]}$$

$$k_{s,zákl} = 3 \text{ [ks]}$$

$$A_{s,zákl} = 462 \text{ [mm}^2\text{/b]}$$

$$A_{s,zákl} = 4.62E-04 \text{ [m}^2\text{/b]}$$

Výška tlačenej oblasti

$$\lambda = 0.77$$

$$\eta = 0.95$$

$$x = 19.14 \text{ [mm]}$$

Rameno vnútorných síl

$$z = 100.6 \text{ [mm]}$$

MOMENT NA MEDZI ÚNOSNOSTI

$$M_R = 25.54 \text{ [kNm]}$$

Sila pôsobiaca v tlačenej oblasti

$$F_c = 253.87 \text{ [kN]}$$

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm} \quad \text{rameno prvku}$$

$$F_z = 22.20 \text{ kN} \quad \text{sila na rameni}$$

6.2 GFRP PRVKY

Vzhľadom na lineárny priebeh pracovného diagramu GFRP výstuže, nie je možné postupovať rovnakým postupom, ako v prípade železobetónových prvkov. Tieto prvky je nutné počítať metódou medzných pretvorení, pričom sa iteráciou určujú pretvorenia materiálov (podrobný postup vid' kapitola 2.4.3). Taktiež pre prvky počítané metódou medzného pretvorenia, je nutné v betónovej časti prierezu určiť hodnoty z parabolicko-rektangulárneho pracovného diagramu. Nakoľko ťažisko takéhoto obrazcu nie je možné zistiť zavedením jednoduchých vzťahov, je rameno vnútorných síl zredukované súčiniteľom α , čo približne odpovedá ťažisku obrazca. Pri výpočte je nutné zaistiť rovnováhu síl v priereze. Preto je nutné zistiť skutočné hodnoty pretvorenia, z ktorých vyplýva napätie vo výstuži. S ohľadom na veľkosť stupňa vystuženia, resp. balančnej výšky tlačenej oblasti, môžu nastávať tri prípady porušenia:

- súčasné porušenie oboch materiálov - $x = x_{bal}$
- pretrhnutie výstuže v ťahu - $x < x_{bal}$
- rozdrtenie tlačenej betónu - $x > x_{bal}$

Tento výpočet je možné vykonať iteráciou pretvorenia ε_c , respektíve ε_f . Postup pri návrhu je:

$$\text{pre } f_{c,cube} \leq 50 \text{ MPa} \begin{cases} \lambda = 0,8 \\ \eta = 1,0 \end{cases} \quad (6.7)$$

$$\text{pre } 50 \leq f_{c,cube} \leq 90 \text{ MPa} \begin{cases} \lambda = 0,8 - \left(\frac{f_{c,cube} - 50}{400} \right) \\ \eta = 1,0 - \left(\frac{f_{c,cube} - 50}{200} \right) \end{cases} \quad (6.8)$$

$$x_{bal} = \frac{\varepsilon_{cu}}{(\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{fu})} \cdot d \quad (6.9)$$

$$\alpha = 1 - \frac{\varepsilon_{c2}}{(\varepsilon_c \cdot 3)} \quad \text{pre } \varepsilon_c < \varepsilon_{c2} \quad (6.10)$$

$$\alpha = 1 \quad \text{pre } \varepsilon_c = \varepsilon_{c2}$$

$$f_c = \varepsilon_c \cdot \frac{f_{c,cube}}{\varepsilon_{c2}} \quad \text{pre } \varepsilon_c < \varepsilon_{c2} \quad (6.11)$$

$$f_c = f_{c,cube} \quad \text{pre } \varepsilon_c \geq \varepsilon_{c2}$$

$$x = \frac{\varepsilon_c}{(\varepsilon_c + \varepsilon_{fu})} \cdot d \quad (6.12)$$

$$F_c = f_c \cdot \alpha \cdot x \cdot b \quad (6.13)$$

$$F_s = A_s \cdot \varepsilon_{fu} \cdot E_f \quad (6.14)$$

$$F_s - F_c = 0 \quad (6.15)$$

$$M_R = F_s \cdot \left(d - \alpha \frac{x}{2} \right) \quad (6.16)$$

kde: $f_{c,cube}$ – pevnosť betónu v tlaku získaná na kockovom vzorku

6.2.1 GFRP A

MATERIÁLY

BETON C50/60

$f_{c,cube}$	60.10 [MPa]	E_{cm}	31400 [MPa]
f_{ctm}	4.0 [MPa]	ϵ_{cu2}	0.0035 [m/m]
		ϵ_{c2}	0.00200 [m/m]

GFRP

f_{fu}	750.00 [MPa]	E_f	47000 [MPa]
		ϵ_{fu}	0.01596 [m/m]

GEOMETRIA

Výška prvku

$$h = 140 \text{ [mm]}$$

Šírka prvku

$$b = 300 \text{ [mm]}$$

$$d_1 = 29 \text{ [mm]}$$

Účinná výška

$$d = 111 \text{ [mm]}$$

Výstuž

$$\varnothing_{zákl} = 8 \text{ [mm]}$$

Balančný stupeň vystuženia

$$\rho_{fb} = 0.0132 \text{ [mm]}$$

$$k_{s,zákl} = 3 \text{ [ks]}$$

Stupeň vystuženia

$$A_{s,zákl} = 151 \text{ [mm}^2\text{/b]}$$

$$\rho = 0.0097 \text{ [mm]}$$

$$A_{s,zákl} = 1.51E-04 \text{ [m}^2\text{/b]}$$

- predpoklad porušenia
pretrhnutím výstuže

Koeficienty pre betón

$$\lambda = 0.77$$

$$\eta = 0.95$$

VÝPOČET

$$x_{bal} = 19.97 \text{ mm}$$

$$F_c = 278.9 \text{ kN}$$

$$F_s = 113.04 \text{ kN} \quad \text{- porušenie pretrhnutím výstuže}$$

VÝPOČET - porušenie pretrhnutím výstuže

$$\alpha = 0.627 \text{ -}$$

$$f_c = 53.73 \text{ MPa}$$

$$x = 11.18 \text{ mm}$$

$$F_c = 113.04 \text{ kN}$$

$$F_s = 113.04 \text{ kN}$$

Spustiť

$$\epsilon_c = 0.00179 \text{ -}$$

$$F_c - F_s = 0.00 \text{ kN}$$

MOMENT NA MEDZI ÚNOSNOSTI

$$M_R = 12.15 \text{ [kNm]}$$

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm} \quad \text{rameno prvku}$$

$$F_z = 10.57 \text{ kN} \quad \text{síla na rameni}$$

6.2.2 GFRP B

MATERIÁLY

BETON C50/60

$f_{c,cube}$	60.10 [MPa]	E_{cm}	31400 [MPa]
f_{ctm}	4.0 [MPa]	ϵ_{cu2}	0.0035 [m/m]
		ϵ_{c2}	0.00200 [m/m]

GFRP

f_{fu}	750.00 [MPa]	E_f	47000 [MPa]
		ϵ_{fu}	0.01596 [m/m]

GEOMETRIA

Výška prvku

$$h = 140 \text{ [mm]}$$

Šírka prvku

$$b = 300 \text{ [mm]}$$

$$d_1 = 32 \text{ [mm]}$$

Účinná výška

$$d = 108 \text{ [mm]}$$

Výstuž

$$\varnothing_{zákl} = 14 \text{ [mm]}$$

Balančný stupeň vystuženia

$$\rho_{fb} = 0.0132 \text{ [mm]}$$

$$k_{s,zákl} = 3 \text{ [ks]}$$

Stupeň vystuženia

$$A_{s,zákl} = 462 \text{ [mm}^2\text{/b]}$$

$$\rho = 0.0305 \text{ [mm]}$$

$$A_{s,zákl} = 4.62E-04 \text{ [m}^2\text{/b]}$$

- predpoklad porušenia
drtením betónu

Koeficienty pre betón

$$\lambda = 0.77$$

$$\eta = 0.95$$

VÝPOČET

$$x_{bal} = 19.43 \text{ mm}$$

$$F_c = 271.4 \text{ kN}$$

$$F_s = 346.19 \text{ kN}$$

VÝPOČET - porušenie rozdrtením betónu

$$\alpha = 1.000 -$$

$$f_c = 60.10 \text{ MPa}$$

Spustiť

$$x = 21.66 \text{ mm}$$

$$\epsilon_f = 0.01395 -$$

$$F_c = 302.61 \text{ kN}$$

$$F_c - F_s = 0.00 \text{ kN}$$

$$F_s = 302.61 \text{ kN}$$

MOMENT NA MEDZI ÚNOSNOSTI

$$M_R = 30.14 \text{ [kNm]}$$

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm}$$

rameno prvku

$$F_z = 26.21 \text{ kN}$$

сила на рамени

6.3 PREHĽAD VÝSLEDKOV

V Tab. 6.1 sú vyobrazené hodnoty výsledkov výpočtov v mieste platnosti Bernouli-Navierovej hypotézy.

Tab. 6.1: Prehľad výsledkov podľa B-N

Prvok	ρ	M_R	F_z	Typ výpočtu	Spôsob porušenia
	[%]	[kNm]	[kN]		
ŽB A	0.45	9.00	7.83	MMR	súčasné porušenie betónu a výstuže
GFRP A	0.45	12.15	10.57	MMP	porušenie pretrhnutím výstuže
ŽB B	1.45	25.54	22.21	MMR	súčasné porušenie betónu a výstuže
GFRP B	1.45	30.14	26.21	MMP	porušenie rozdrtením betónu

Ako je možné vidieť, pri rovnakej hodnote stupňa vystuženia, dochádza k navýšeniu únosnosti prierezu vystuženého GFRP výstužou.

Prvky sa odlišujú v spôsobe porušenia. Keďže železobetónové prvky sú posudzované podľa metódy medznej rovnováhy, ktorá predpokladá dosiahnutie medzného pretvorenia vo výstuži ale aj betóne, je ich spôsob porušenia totožný.

Spôsob porušenia GFRP prvkov je odlišný. Ako bolo popisované v kapitole 5, balančné porušenie prierezu, teda súčasné porušenie výstuže a betónu, by malo dochádzať pri hodnote stupni vystuženia približne 1%. Plochy nosnej výstuže boli zámerne volené tak, aby dochádzalo k odlišným spôsobom porušenia. Tento predpoklad výpočet GFRP prvkov pomocou metódy medzných pretvorení potvrdzuje.

7. PRIHRADOVÁ ANALÓGIA – STRUT AND TIE - VÝPOČET

Únosnosť a spôsob porušenia skúmaných prvkov, je tiež možné určiť pomocou metódy priehradovej analógie – strut and tie modelu. Na skúmané prvky boli podľa zásad uvedených v kapitole 3.2.2 vytvorené modely, ktoré upravuje kapitola 4.4, popisujúca nutnosť rozdelenia strut and tie modelov podľa typu vystuženia.

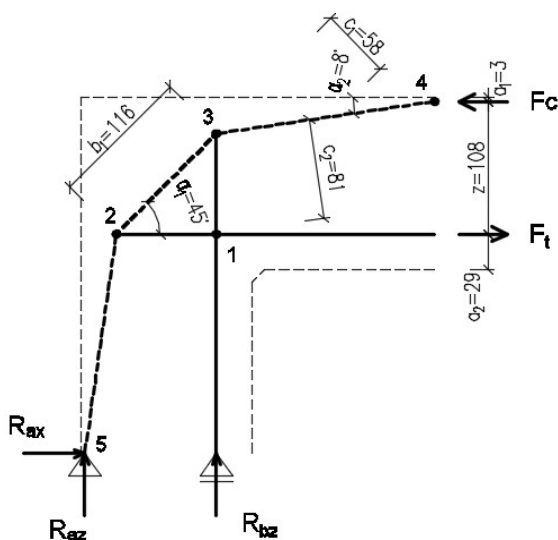
Pri prvotnom návrhu bol vytvorený strut and tie model (ďalej označovaný ako model 1), kde vzpery predstavovali predpokladaný priebeh tlačenej oblasti a tiahla výstuž, zakotvenú v tlačenej oblasti prvku. Tiahla rešpektujú polohu uloženej výstuže. Sila v tlačenej oblasti F_c je vnášaná s ohľadom na výšku tlačenej oblasti, spočítanú v mieste B oblasti (kapitola 6).

Na základe zistení spomenutých v kapitole 4.3 bol ako druhý, presnejší model (ďalej označovaný ako model 2), použitý model 8b - Obr. 4.3.1. Tento model dokáže rešpektovať predpokladaný spôsob porušenia, respektíve porušenia zistené pri experimentoch. Hodnoty a geometria vstupujúce do výpočtu sú, podobne ako v prípade modelu č.1, zvolené s ohľadom na rozhranie D-B oblastí spočítaných v kapitole 6.

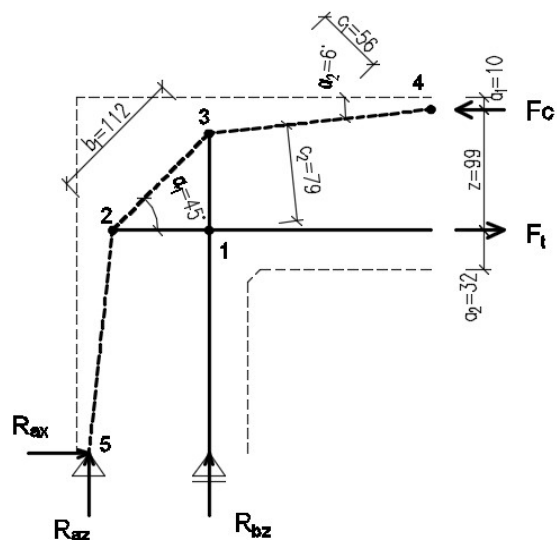
Výpočty boli prevedené pomocou programu Excel, s využitím modulu riešiteľ. Podstatou riešiteľa bolo nájsť takú hodnotu sily vnášané na rozhraní B-N a SaT modelu, aby v vzpere, označovanej N_{23} (model č.1), resp. N_{45} (model č.2), nezostávala žiadna rezerva, resp. došlo k zlyhaniu vzpery.

7.1 VÝPOČETNY MODEL – MODEL 1

OCEL - VARIANTA A



OCEL - VARIANTA B



Obr. 7.1.1: Strut and Tie modely – ocel' – varianta A a B (model 1)

7.1.1 VÝPOČET VNÚTORNÝCH SÍL

Výpočet vnútorných síl bol prevedený pomocou priesečnej metódy, pričom najväčšie hodnoty dosahovala vzpera N_{23} . Zavedené značenie odpovedá Obr. 7.1.1. Výpočet vnútorných síl je:

$$F_{c,\alpha} = \frac{F_c}{\cos \alpha_2} \quad (7.1)$$

$$N_{23} = \frac{F_{c,\alpha} \cdot c_2}{c_1} \quad (7.2)$$

$$N_{34} = \frac{N_{23} \cos \alpha_1}{\cos \alpha_2} \quad (7.3)$$

$$N_{31} = N_{23} \cdot \cos \alpha_1 + N_{34} \cdot \cos(90 - \alpha_2) \quad (7.4)$$

7.1.2 POSÚDENIE UZLOV

Pre zaistenie funkčnosti modelu musia byť splnené podmienky v uzloch (vid'. kapitola 3.2.2), čím je overené, že nenastávajú lokálne porušenia od kumulúceho sa napätia. Posúdenie uzlov nie je rozhodujúcou zložkou výpočtu (vid' výpočet uvedený v kapitolách 7.1.4 a 7.1.4.2).

7.1.3 POSÚDENIE VZPERY

V mieste vzpery N_{32} bola uvažovaná lahvovitá vzpera, ktorá je posudzovaná na únosnosť betónu v tlaku a ťahu. Plocha vzdorujúca tlaku, je uvažovaná ako plocha v strede vzpery, čím je možné navýšiť jej únosnosť. Zároveň však musí byť posúdená na priečny ťah, ktorého sila závisí od tvaru vzpery. Podrobnejšie vid' kapitola 3.2.2.1-7).

$$\sigma_{Rd,v,max} = v \cdot v_2 \cdot f_{c,cube} \quad (7.5)$$

$$v = 1 - \frac{f_{c,cube}}{250}$$

$$\sigma_{E,tlak} = \frac{N_{32}}{w \cdot b} \leq \sigma_{Rd,v,max} \quad (7.6)$$

$$T = \frac{1}{4} \frac{b-a}{b} N_{32} \quad \text{vid' (3.10)}$$

$$\sigma_{E,\text{tah}} = \frac{2 \cdot T}{\frac{1}{3} b_1 \cdot b} \leq f_{ctm} \quad (7.7)$$

kde: w – šírka vzpery

f_{ctm} – stredná hodnota pevnosti betónu v ťahu

7.1.4 VÝPOČET

7.1.4.1 ŽELEZOBETÓN A

GEOMETRIA

$a_1 =$	3 mm	$b_1 =$	116 mm
$z =$	108 mm	$c_1 =$	58 mm
$a_2 =$	29 mm	$c_2 =$	81 mm
$\alpha_1 =$	45 °	$\alpha_2 =$	8 °
$w =$	25 mm		

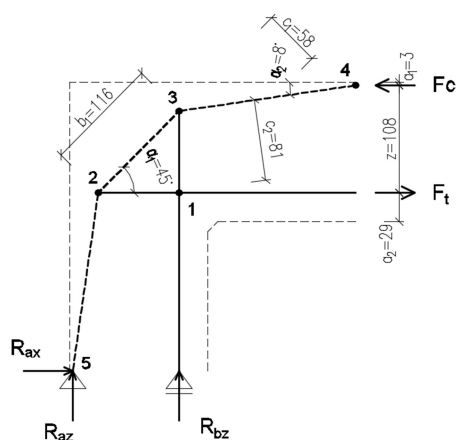
VNÚTORNÉ SILY

tlačené

$F_c =$	131.10 kN
$F_{c,\alpha} =$	-132.39 kN
$N_{23} =$	-184.89 kN
$N_{34} =$	-132.02 kN

tahané

$N_{31} =$	149.11 kN
------------	-----------



POSÚDENIE UZLOV

$v =$ 0.760

Uzol 4 CCC

$k =$ 1.00

$\sigma_{Rd,u,max} =$ 45.65 MPa

$N_4 = F_{c,\alpha}$

$w =$ 10 mm

$\sigma_E =$ 44.13 MPa ✓

Uzol 3 CCT

$k =$ 0.85

$\sigma_{Rd,u,max} =$ 38.80 MPa

N_{34}

$w =$ 25 mm

$\sigma_E =$ 17.60 MPa ✓

N_{32}

$w =$ 25 mm

$\sigma_E =$ 24.65 MPa ✓

Uzol 1 TTT

$k =$ 0.75

$\sigma_{Rd,u,max} =$ 34.24 MPa

N_1

$w =$ 25 mm

$\sigma_E =$ 11.05 MPa ✓

N_{13}

$w =$ 25 mm

$\sigma_E =$ 19.88 MPa ✓

POSÚDENIE VZPERY

N_{23}

$v_2 =$ 0.45 vzpery prenášajúce napätie cez trhliny s väčšou šírkou

$\sigma_{Rd,v,max} =$ 20.54 MPa

$b =$ 30 mm

$a = w =$ 25 mm

$T =$ 7.70 kN

$\sigma_{E,tlak} =$ 20.54 MPa ✓

REZERVA: 0.0 %

$\sigma_{E,tah} =$ 1.33 MPa ✓

REZERVA: 201.2 %

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

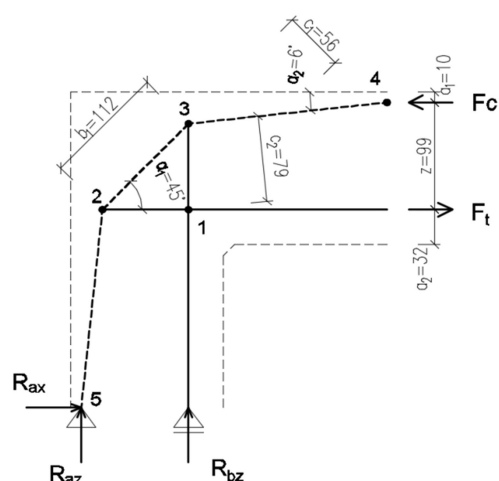
$M_{Rd} =$ 14.16 [kNm] únosnosť detailu

$F_2 =$ 11.06 kN sila na rameni

7.1.4.2 ŽELEZOBETÓN B

GEOMETRIA

$a_1 =$	9.5 mm	$b_1 =$	112 mm
$z =$	99 mm	$c_1 =$	56 mm
$a_2 =$	32 mm	$c_2 =$	79 mm
$\alpha_1 =$	45°	$\alpha_2 =$	6°
$w =$	25 mm		



VNÚTORNÉ SILY

tlačené

$F_c =$	162.93 kN
$F_{c,\alpha} =$	-163.83 kN
$N_{23} =$	-184.89 kN
$N_{34} =$	-131.46 kN

ťahané

$N_{31} =$	117.00 kN
------------	-----------

POSÚDENIE UZLOV

$v = 0.760$

Uzol 4 CCC

$k = 1.00$

$\sigma_{Rd,u,max} = 45.65$ MPa

$N_4 = F_{c,\alpha}$

$w = 19$ mm

$\sigma_E = 28.53$ MPa ✓

Uzol 3 CCT

$k = 0.85$

$\sigma_{Rd,u,max} = 38.80$ MPa

N_{34}

$w = 25$ mm

$\sigma_E = 17.53$ MPa ✓

N_{32}

$w = 25$ mm

$\sigma_E = 24.65$ MPa ✓

Uzol 1 TTT

$k = 0.75$

$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24$ MPa

N_1

$w = 25$ mm

$\sigma_E = 33.85$ MPa ✓

N_{13}

$w = 25$ mm

$\sigma_E = 15.60$ MPa ✓

POSÚDENIE VZPERY

N_{23}

$v_2 = 0.45$ vzpery prenášajúce napätie cez trhliny s väčšou šírkou

$\sigma_{Rd,v,max} = 20.54$ MPa

$b = 30$ mm

$a = w = 25$ mm

$T = 7.70$ kN

$\sigma_{E,tlak} = 20.54$ MPa ✓

REZERVA: 0.0 %

$\sigma_{E,ťah} = 1.38$ MPa ✓

REZERVA: 190.8 %

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$M_{Rd} = 16.13$ [kNm] únosnosť detailu

$F_2 = 12.60$ kN sila na rameni

7.1.5 VÝSLEDKY

Rozhodujúcim faktorom modelu č.1 bola únosnosť vzpery v tlaku pri oslabení jej únosnosti vplyvom priečných ťahov. Únosnosť SaT model č.1 je limitovaný únosnosťou vzpery N_{23} , ktorá pre oba modely vychádza o rovnakej hodnote. Viac vystužený prvok (prvok B) dosahuje vyššej únosnosti (o približne 14%). Je však nutné podotknúť, že hodnota sily vo vzpere N_{23} vychádza z rozmerov vnútorných ramien c_1, c_2 , respektíve sklonu vzpery N_{34} . Výpočet je v podstatnej miere závislý na spočítanej výške tlačenej oblasti na rozhraní D-B oblastí. Podľa experimentálnych skúšok a modelov využívajúcich lineárnu analýzu, bolo odhadnuté najväčšie tlakové napätie v mieste vonkajšieho okraja, čomu geometria modelu č.1 úplne neodpovedá, nakoľko vzpera tohto modelu neprechádza pri okraji, ale stredom styčnίκu. Z tohto dôvodu môže dochádzať k nereálnemu prebratiu časti vnútorných síl výstužou (ťahlo N_{31}). Vzpera modelu teda nedosahuje maximum, ktoré môže v reálnom styčnίκu nastať. Výsledná únosnosť modelu je teda vo veľkej miere závislá práve od zvolenej geometrie modelu, pričom únosnosť neodpovedá skutočnosti zistenej experimentálne. Z tohto dôvodu neboli vytvorené modely č.1 pre GFRP prvky.

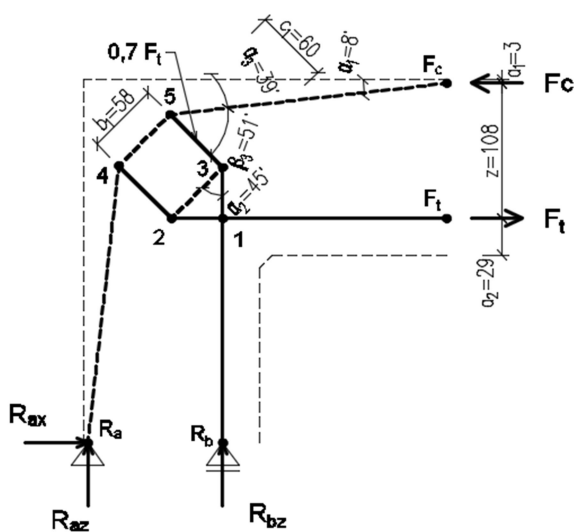
Ako bolo spomenuté v kapitole 4.3, model je vhodný len pre typy prvkov s nízkym zaťažením a vystužením.

7.2 VÝPOČETNÝ MODEL – MODEL 2

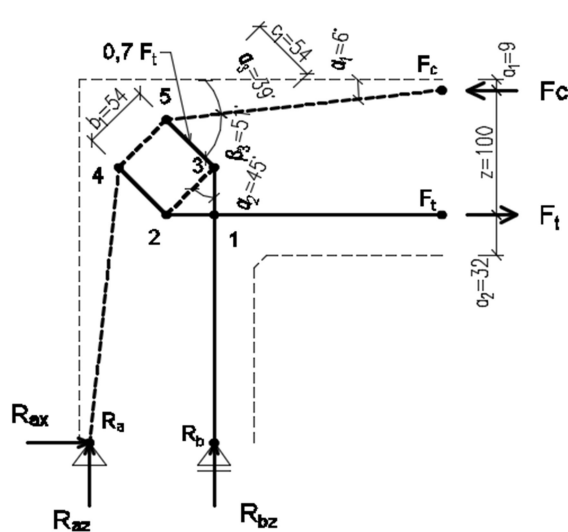
Podobne ako v prípade modelu č.1 boli výpočty prevedené pomocou programu Excel, s využitím modulu riešiteľ. Zavedené značenie odpovedá Obr. 7.2.1 a Obr. 7.2.2. Pre model č.2 boli vytvorené 3 druhy predpokladu porušenia styčného. Predpoklady označené ako:

- rozhoduje f_{ctm} – rozhoduje zaťaženie vzpery N_{54} , resp. tiahla N_{53} , ktoré v styčniku vyvodzuje priečne ťahy
- rozhoduje f_c – rozhoduje zaťaženie vzpery N_{54} tlakom (pri zanedbaní priečného ťahu)
- rozhoduje tiahlo – rozhoduje zaťaženie tiahla N_{21} (výstuže) pri redukcii jeho únosnosti v závislosti na schopnosti zakotvenia výstuže.

OCEL - VARIANTA A

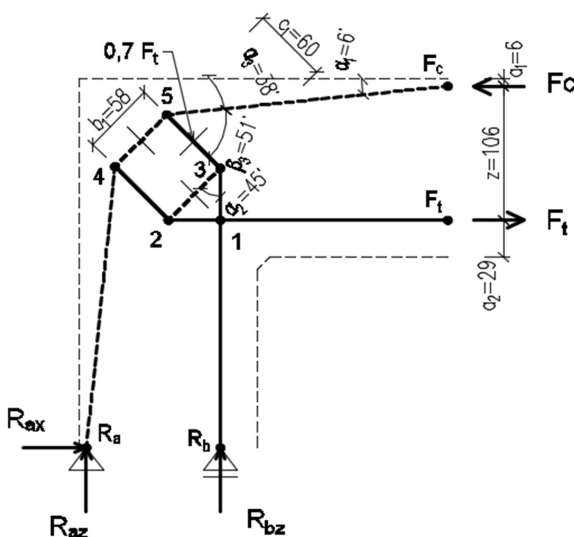


OCEL - VARIANTA B

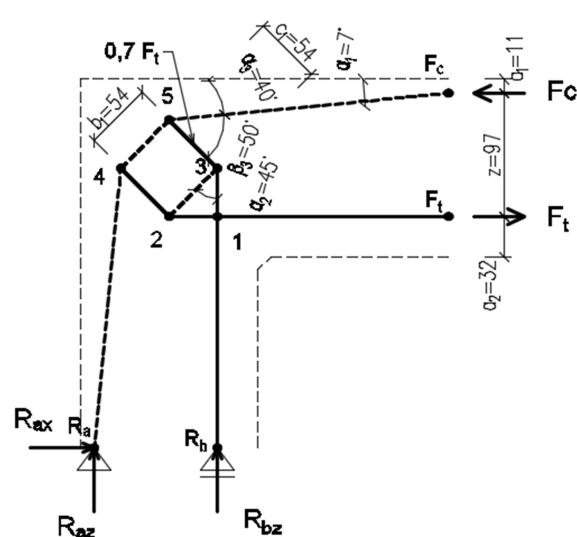


Obr. 7.2.1: Strut and Tie modely – ocel' – varianta A a B (model 2)

GFRP - VARIANTA A



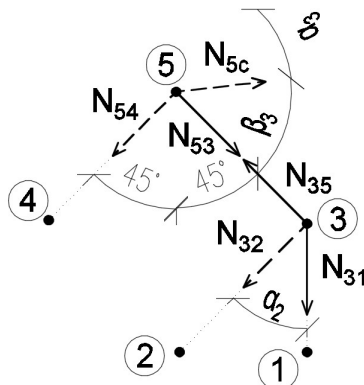
GFRP - VARIANTA B



Obr. 7.2.2: Strut and Tie modely – GFRP – varianta A a B (model 2)

7.2.1 VÝPOČET VNÚTORNÝCH SÍL

Vnútorne sily sú dopočítané pomocou metódy styčných uzlov, kde premennou, ktorá vstupuje do výpočtu, je sila N_{5c} , v tlačenej oblasti na rozhraní D a B oblastí. Z tejto sily je možné dopočítať podľa uvedených vzťahov vnútorne sily modelu a teda určiť takú silu, pri ktorej model dosahuje medznej únosnosť a nastáva jeho porušenie.



Obr. 7.2.3: Rozloženie síl modelov - varianta A a B

Vnútorne sily v modeli je možné určiť ako:

$$N_{5c} = \frac{F_c}{\cos \alpha} \quad (7.8)$$

$$N_{54} = \frac{-0,7F_t \cos 45 + N_{5c} \cos(45 + \alpha_3)}{\cos 45} \quad (7.9)$$

$$N_{32} = \frac{-F_t + 0,7F_t \cos \alpha_2}{\cos \alpha_2} \quad (7.10)$$

7.2.2 POSÚDENIE UZLOV

Pre Strut and Tie model je nutné overiť napätie v uzloch stýčnikov tak, aby v týchto miestach nedochádzalo k lokálnemu porušeniu prvku v dôsledku vysokých napätí.

Geometria použitá pre výpočet neobsahuje miesta, v ktorých je presne zadefinovaná plocha na ktorú pôsobí napätie, resp. do ktorých je vnášaná vnútorná sila. Je teda možné tvrdiť, že model neobsahuje lokálne uzly, v ktorých sa kumulujú napätia a v ktorých by dochádzalo k lokálnemu porušeniu. Napätie v uzloch je overené podľa postupu popísaného v kapitole 3.2.2. Šírka jednotlivých uzlov je ohraničená danou geometriou. Keďže oblasť, do ktorej sa napätie môže šíriť je pomerne veľká, nie je v prípade únosnosti detailu posúdenie uzlov rozhodujúcim faktorom. Platí, že pôsobiace napätie σ_E , ja vždy nižšie ako maximálne povolené napätie v uzle $\sigma_{Rd,u,max}$:

$$\sigma_{Rd,u,max} = v \cdot k \cdot f_{c,cube} \quad (7.11)$$

$$\sigma_E = \frac{N}{w \cdot b} \quad (7.12)$$

7.2.3 POSÚDENIE VZPERY – MODEL f_c

Rozhodujúcim faktorom modelu, ktorý je predpokladaný na základe porušenia prvkov v experimente, je únosnosť vzpier a to predovšetkým vzpery pri vonkajšom okraji. Výpočet musí obsahovať redukciu únosnosti vzpery v tlaku a to pomocou súčiniteľa v_2 . Súčiniteľ do výpočtu vnáša vplyv priečných ťahov, v dôsledku ktorých dochádza k stĺpkovaniu betónu a teda aj redukcií únosnosti betónu v tlaku. Vzpera, v ktorej pôsobí osová sila N_{54} , je posudzovaná namáhaním na tlak $\sigma_{E,tlak}$. Tlak musí byť menší ako povolené napätie $\sigma_{Rd,max}$, redukované v závislosti na type namáhania vzpery súčiniteľom v_2 . Pre GFRP prvky je navyše zavedená redukcia vzpery na základe vzťahov (4.3) a (4.5) [23]. Tento typ porušenia je označený ako f_c . Únosnosť je stanovená podľa vzťahov:

$$\sigma_{Rd,v,max} = v \cdot v_2 \cdot f_{c,cube} \quad (7.13)$$

$$\sigma_{E,tlak} = \frac{N_{54}}{w \cdot b} \leq \sigma_{Rd,max} \quad (7.14)$$

7.2.4 POSÚDENIE TIAHLA – MODEL f_{ctm}

Vzhľadom k absencii priečných strmienkov, presnejšie popísané v kapitole 4.3, ktorých úlohou je prebrať priečne ťahy v betóne, dochádza z roztrhnutiu betónu priečnym ťahom. Je teda nutné kontrolovať aj tento faktor. Z geometrie modelu je možné tvrdiť, že každá zo síl v tiahloch N_{53} a N_{42} , pôsobí na ploche o šírke vzpery b_1 . Výsledné napätie priečného ťahu musí byť nižšie, ako únosnosť betónu v ťahu f_{ctm} , podľa ktorého je zavedené aj výsledné označenie výpočtov.

Posúdenie únosnosti modelu je ohraničené vzťahom:

$$\sigma_{E,ťah} = \frac{N_{53}}{b_1 \cdot b} \leq f_{ctm} \quad (7.15)$$

kde: b_1 – dĺžka vzpery N_{54}

7.2.5 POSÚDENIE TIAHLA – MODEL TIAHLO

Tretím typom výpočtu, označeným ako tiahlo, je výpočet ktorý ohraničuje únosnosť styčníku podľa únosnosti tiahla-výstuže. Pre železobetónové prvky platí, že vďaka usporiadaniu, resp. ohnutiu výstuže do tlačenej oblasti styčníku je zabezpečené jej plné kotvenie. Z tohto dôvodu je možné predpokladať, že vo výstuži bude pôsobiť plné napätie, teda napätie na medzi pevnosti oceleovej výstuže. Platí že, že:

$$f_u = f_{su} \quad (7.16)$$

$$\sigma_1 = \frac{F_{t1}}{A_s} \leq f_u \quad (7.17)$$

kde: f_{su} – pevnosť oceleovej výstuže na medzi pevnosti

f_u – medzná hodnota napätia vo výstuži

Toto však neplatí pre prvky vystužené GFRP výstužou. Tieto prvky boli vystužené pomocou priamych prutov, na koncoch ošetrovaných kotviacimi valčekmi. Nakoľko sa počas experimentálnych skúšok ukázali valčeky ako neúčinné a to z dôvodu ich chybného prevedenia, nie sú pre výpočet uvažované. Pre GFRP prvky je zavedená redukcia pevnosti tiahla, vyplývajúca z dĺžky kotviacej oblasti. Hodnoty súdržnosti GFRP výstuže, boli v experimentoch [24] [25] zistené na zrovnateľnej úrovni s oceleovou výstužou. Nakoľko vystuženie prvkov lepšie odpovedá excentrickým pull-out testom, v ktorých dochádza k zlyhaniu súdržnosti výstuže porušením betónu obklopujúceho výstuž, je možné tvrdiť, súdržnosť výstuže je ohraničená schopnosťou betónu prenášať ťahy, teda ohraničená hodnotou f_{ctm} .

Výpočet redukcie pevnosti výstuže na základe dĺžky kotviacej oblasti:

$$f_{bm} = 2,25 \cdot \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot f_{ctm} \quad (7.18)$$

$$F_{bm} = l_b \cdot \pi \cdot d \cdot f_{bm} \quad (7.19)$$

$$f_u = \frac{F_{bm}}{A_f} \quad (7.20)$$

$$\sigma_1 = \frac{F_{t1}}{A_f} \leq f_u \quad (7.21)$$

kde: f_{bm} – napätie v súdržnosti výstuže

$\eta_1 = 0,7$ – súčiniteľ zohľadňujúci podmienky súdržnosti

$\eta_2 = 1,0$ – súčiniteľ zohľadňujúci profil výstuže

$l_b = 0,1 \text{ m}$ – dĺžka kotviacej oblasti od hrany styčníku

F_{bm} – sila pôsobiaca vo výstuži v čase dosiahnutia maximálne súdržnosti

σ_1 – pôsobiace napätie vo výstuži

7.2.6 VÝPOČET

7.2.6.1 ŽELEZOBETÓN A – rozhoduje f_{ctm}

GEOMETRIA

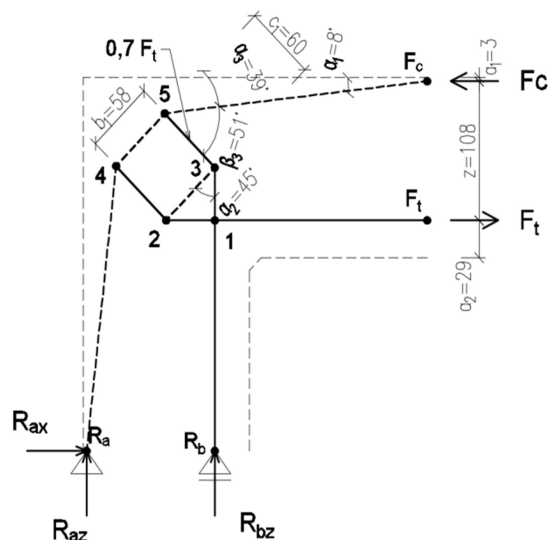
$a_1 =$	3 mm	$\alpha_1 =$	8 °
$z =$	108 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	29 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	58 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	60 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 99.43 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené	ťahané
$F_{c5} = -100.41 \text{ kN}$	$F_{t1} = 99.43 \text{ kN}$
$N_{54} = -84.44 \text{ kN}$	$N_{53} = 69.60 \text{ kN}$
$N_{32} = -71.01 \text{ kN}$	



POSÚDENIE UZLOV

$v = 0.760$		
Uzol 5 CCT	Uzol 3 CTT	Uzol 1 TTT
$k = 0.85$	$k = 0.75$	$k = 0.75$
$\sigma_{Rd,u,max} = 38.80 \text{ MPa}$	$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$	$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$
N_5	N_{35}	F_{t1}
$w = 30 \text{ mm}$	$w = 30 \text{ mm}$	$w = 30 \text{ mm}$
$\sigma_E = 11.16 \text{ MPa}$ ✓	$\sigma_E = 7.73 \text{ MPa}$ ✓	$\sigma_E = 11.05 \text{ MPa}$ ✓
N_{54}	N_{32}	
$w = 30 \text{ mm}$	$w = 30 \text{ mm}$	
$\sigma_E = 9.38 \text{ MPa}$ ✓	$\sigma_E = 7.89 \text{ MPa}$ ✓	
N_{53}	N_{31}	
$w = 30 \text{ mm}$	$w = 30 \text{ mm}$	
$\sigma_E = 7.73 \text{ MPa}$ ✓	$\sigma_E = 11.05 \text{ MPa}$ ✓	

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}	N_{53}
$v_2 = 0.45$	
$\sigma_{Rd,v,max} = 20.54 \text{ MPa}$	$f_{ctm} = 4.00 \text{ MPa}$
$w = 30 \text{ mm}$	$w = 58 \text{ mm}$
$\sigma_{E,tlak} = 9.38 \text{ MPa}$ ✓	$\sigma_{E,tlak} = 4.00 \text{ MPa}$ ✓
REZERVA: 119.0 %	REZERVA: 0.0 %

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$r = 1150 \text{ mm}$	rameno prvku
$M_{Rd} = 10.74 \text{ [kNm]}$	únosnosť detailu
$F_z = 9.34 \text{ kN}$	sila na rameni

7.2.6.2 ŽELEZOBETÓN A – rozhoduje f_c

GEOMETRIA

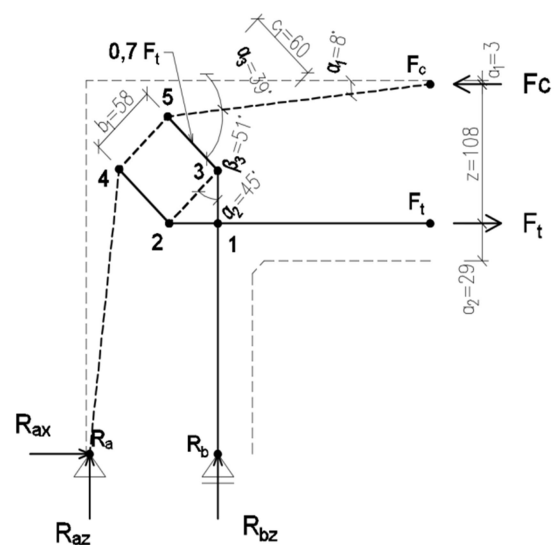
$a_1 =$	3 mm	$\alpha_1 =$	8°
$z =$	108 mm	$\alpha_2 =$	45°
$a_2 =$	29 mm	$\beta_3 =$	51°
$b_1 =$	58 mm	$\alpha_3 =$	39°
$c_1 =$	60 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{tah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 217.70 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené		ťahané	
$F_{c5} =$	-219.84 kN	$F_{t1} =$	217.70 kN
$N_{54} =$	-184.89 kN	$N_{53} =$	152.39 kN
$N_{32} =$	-155.49 kN		



POSÚDENIE UZLOV

$v =$	0.760		
Uzol 5	CCT	Uzol 3	CTT
$k =$	0.85	$k =$	0.75
$\sigma_{Rd,u,max} =$	38.80 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa
N_5		N_{35}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	24.43 MPa ✓	$\sigma_E =$	16.93 MPa ✓
N_{54}		N_{32}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	20.54 MPa ✓	$\sigma_E =$	17.28 MPa ✓
N_{53}		N_{31}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	16.93 MPa ✓	$\sigma_E =$	24.19 MPa ✓

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}		N_{53}	
$v_2 =$	0.45		
$\sigma_{Rd,v,max} =$	20.54 MPa	$f_{ctm} =$	4.00 MPa
$w =$	30 mm	$w =$	58 mm
$\sigma_{E,tlak} =$	20.54 MPa ✓	$\sigma_{E,tlak} =$	8.76 MPa XXX
REZERVA:	0.0 %	REZERVA:	-119.0 %

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$r =$	1150 mm	rameno prvku
$M_{Rd} =$	23.51 [kNm]	únosnosť detailu
$F_z =$	20.45 kN	sila na rameni

7.2.6.3 ŽELEZOBETÓN A – rozhoduje tiahlo

GEOMETRIA

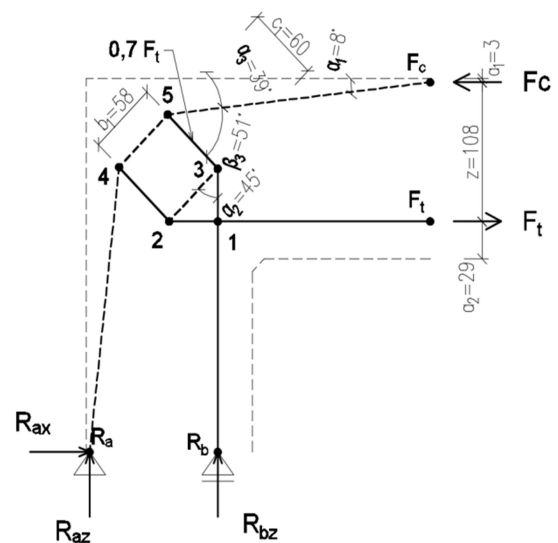
$a_1 =$	3 mm	$\alpha_1 =$	8 °
$z =$	108 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	29 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	58 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	60 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 82.90 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené		ťahané	
$F_{c5} =$	-83.71 kN	$F_{t1} =$	82.90 kN
$N_{54} =$	-70.40 kN	$N_{53} =$	58.03 kN
$N_{32} =$	-59.21 kN		



POSÚDENIE UZLOV

$v =$	0.760		
Uzol 5	CCT	Uzol 3	CTT
$k =$	0.85	$k =$	0.75
$\sigma_{Rd,u,max} =$	38.80 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa
N_5		N_{35}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	9.30 MPa ✓	$\sigma_E =$	6.45 MPa ✓
N_{54}		N_{32}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	7.82 MPa ✓	$\sigma_E =$	6.58 MPa ✓
N_{53}		N_{31}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	6.45 MPa ✓	$\sigma_E =$	9.21 MPa ✓

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}		N_{53}	
$v_2 =$	0.45		
$\sigma_{Rd,v,max} =$	20.54 MPa	$f_{ctm} =$	4.00 MPa
$w =$	30 mm	$w =$	58 mm
$\sigma_{E,tlak} =$	7.82 MPa ✓	$\sigma_{E,tlak} =$	3.33 MPa ✓
REZERVA:	162.6 %	REZERVA:	19.9 %

POSÚDENIE TIAHLA

N_1	
$f_u =$	550.00 MPa
$\sigma_1 =$	550.00 MPa XXX
REZERVA:	0.0 %

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$r =$	1150 mm	rameno prvku
$M_{Rd} =$	8.95 [kNm]	únosnosť detailu
$F_z =$	7.79 kN	sila na rameni

7.2.6.4 ŽELEZOBETÓN B – rozhoduje f_{ctm}

GEOMETRIA

$a_1 =$	9 mm	$\alpha_1 =$	6 °
$z =$	100 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	32 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	54 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	54 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblasti

$$F_c = 92.57 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené

$$F_{c5} = -93.08 \text{ kN}$$

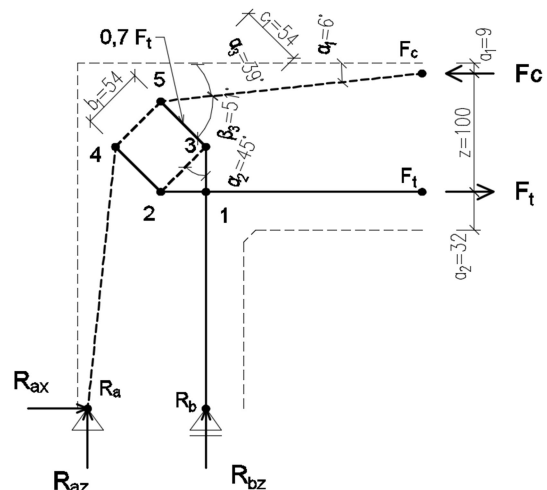
$$N_{54} = -78.56 \text{ kN}$$

$$N_{32} = -66.12 \text{ kN}$$

ťahané

$$F_{t1} = 92.57 \text{ kN}$$

$$N_{53} = 64.80 \text{ kN}$$



POSÚDENIE UZLOV

$$v = 0.760$$

Uzol 5 CCT

$$k = 0.85$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 38.80 \text{ MPa}$$

N_5

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 10.34 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{54}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 8.73 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{53}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 7.20 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 3 CTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

N_{35}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 7.20 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{32}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 7.35 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{31}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 10.29 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 1 TTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

F_{t1}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 10.29 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}

$$v_2 = 0.45$$

$$\sigma_{Rd,v,max} = 20.54 \text{ MPa}$$

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,tlak} = 8.73 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

$$\text{REZERVA: } 135.3 \text{ \%}$$

N_{53}

$$f_{ctm} = 4.00 \text{ MPa}$$

$$w = 54 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,tlak} = 4.00 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

$$\text{REZERVA: } 0.0 \text{ \%}$$

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm} \quad \text{rameno prvku}$$

$$M_{Rd} = 9.26 \text{ [kNm]} \quad \text{únosnosť detailu}$$

$$F_z = 8.05 \text{ kN} \quad \text{sila na rameni}$$

7.2.6.5 ŽELEZOBETÓN B – rozhoduje f_c

GEOMETRIA

$a_1 =$	9 mm	$\alpha_1 =$	6 °
$z =$	100 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	32 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	54 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	54 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblasti

$$F_c = 217.79 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené

$$F_{c5} = -218.99 \text{ kN}$$

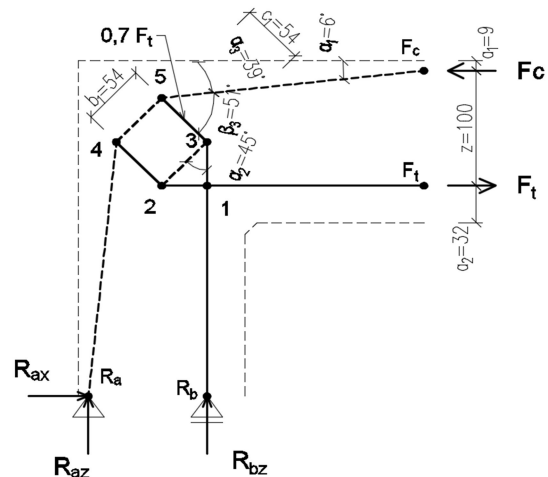
$$N_{54} = -184.83 \text{ kN}$$

$$N_{32} = -155.55 \text{ kN}$$

ťahané

$$F_{t1} = 217.79 \text{ kN}$$

$$N_{53} = 152.45 \text{ kN}$$



POSÚDENIE UZLOV

$v =$	0.760				
Uzol 5	CCT	Uzol 3	CTT	Uzol 1	TTT
$k =$	0.85	$k =$	0.75	$k =$	0.75
$\sigma_{Rd,u,max} =$	38.80 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa
N_5		N_{35}		F_{t1}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	24.33 MPa ✓	$\sigma_E =$	16.94 MPa ✓	$\sigma_E =$	24.20 MPa ✓
N_{54}		N_{32}			
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm		
$\sigma_E =$	20.54 MPa ✓	$\sigma_E =$	17.28 MPa ✓		
N_{53}		N_{31}			
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm		
$\sigma_E =$	16.94 MPa ✓	$\sigma_E =$	24.20 MPa ✓		

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}		N_{53}	
$v_2 =$	0.45	$f_{ctm} =$	4.00 MPa
$\sigma_{Rd,v,max} =$	20.54 MPa	$w =$	54 mm
$w =$	30 mm	$\sigma_{E,tlak} =$	9.41 MPa XXX
$\sigma_{E,tlak} =$	20.54 MPa ✓	REZERVA:	-135.3 %
REZERVA:	0.0 %		

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$r =$	1150 mm	rameno prvku
$M_{Rd} =$	21.78 [kNm]	únosnosť detailu
$F_z =$	18.46 kN	sila na rameni

7.2.6.6 ŽELEZOBETÓN B – rozhoduje triahlo

GEOMETRIA

$a_1 =$	9 mm	$\alpha_1 =$	6 °
$z =$	100 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	32 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	54 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	54 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblasti

$$F_c = 253.87 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené

$$F_{c5} = -255.27 \text{ kN}$$

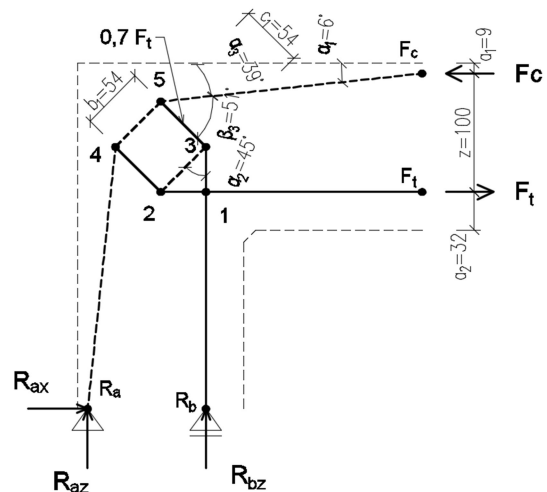
$$N_{54} = -215.44 \text{ kN}$$

$$N_{32} = -181.32 \text{ kN}$$

ťahané

$$F_{t1} = 253.87 \text{ kN}$$

$$N_{53} = 177.71 \text{ kN}$$



POSÚDENIE UZLOV

$$v = 0.760$$

Uzol 5 CCT

$$k = 0.85$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 38.80 \text{ MPa}$$

N_5

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 28.36 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{54}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 23.94 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{53}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 19.75 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 3 CTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

N_{35}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 19.75 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{32}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 20.15 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{31}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 28.21 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 1 TTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

F_{t1}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 28.21 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}

$$v_2 = 0.45$$

$$\sigma_{Rd,v,max} = 20.54 \text{ MPa}$$

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,tlak} = 23.94 \text{ MPa} \quad \text{XXX}$$

$$\text{REZERVA: } -16.5 \%$$

N_{53}

$$f_{ctm} = 4.00 \text{ MPa}$$

$$w = 54 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,tlak} = 10.97 \text{ MPa} \quad \text{XXX}$$

$$\text{REZERVA: } -174.2 \%$$

N_1

$$f_u = 550.00 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 = 550.00 \text{ MPa} \quad \text{XXX}$$

$$\text{REZERVA: } 0.0 \%$$

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm} \quad \text{rameno prvku}$$

$$M_{Rd} = 25.39 \text{ [kNm]} \quad \text{únosnosť detailu}$$

$$F_z = 22.08 \text{ kN} \quad \text{sila na rameni}$$

7.2.6.7 GFRP A – rozhoduje f_{ctm}

GEOMETRIA

$a_1 =$	6 mm	$\alpha_1 =$	6 °
$z =$	107 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	29 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	58 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	60 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 99.43 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené

$$F_{c5} = -99.98 \text{ kN}$$

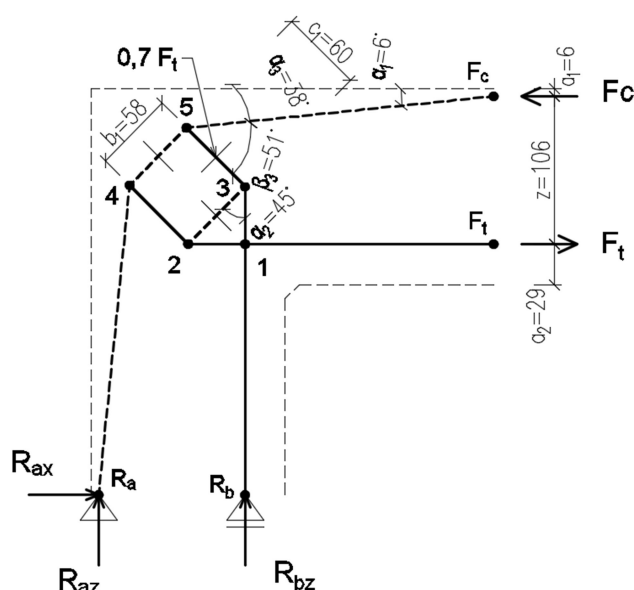
$$N_{54} = -84.38 \text{ kN}$$

$$N_{32} = -71.01 \text{ kN}$$

ťahané

$$F_{t1} = 99.43 \text{ kN}$$

$$N_{53} = 69.60 \text{ kN}$$



POSÚDENIE UZLOV

$$v = 0.760$$

Uzol 5 CCT

$$k = 0.85$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 38.80 \text{ MPa}$$

N_5

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 11.11 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{54}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 9.38 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{53}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 7.73 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 3 CTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

N_{35}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 7.73 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{32}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 7.89 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{31}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 11.05 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 1 TTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

F_{t1}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 11.05 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}

$$\epsilon_1 = 0.00208 \quad -$$

$$v_2 = 0.64$$

$$\sigma_{Rd,v,max} = 29.17 \text{ MPa}$$

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,tlak} = 9.38 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

$$\text{REZERVA: } 211.1 \text{ \%}$$

N_{53}

$$f_{ctm} = 4.00 \text{ MPa}$$

$$w = 58 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,ťah} = 4.00 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

$$\text{REZERVA: } 0.0 \text{ \%}$$

GEOMETRIA ZAŽAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm} \quad \text{rameno prvku}$$

$$M_{Rd} = 10.64 \text{ [kNm]} \quad \text{únosnosť detailu}$$

$$F_z = 9.25 \text{ kN} \quad \text{sila na rameni}$$

7.2.6.8 GFRP A – rozhoduje f_c

GEOMETRIA

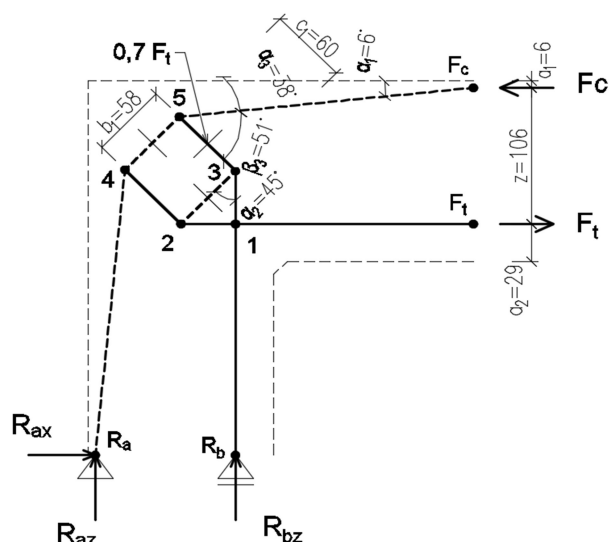
$a_1 =$	6 mm	$\alpha_1 =$	6 °
$z =$	107 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	29 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	58 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	60 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 300.77 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tláčené		ťahané	
$F_{c5} =$	-302.43 kN	$F_{t1} =$	300.77 kN
$N_{54} =$	-255.25 kN	$N_{53} =$	210.54 kN
$N_{32} =$	-214.81 kN		



POSÚDENIE UZLOV

$$v = 0.760$$

Uzol 5	CCT	Uzol 3	CTT	Uzol 1	TTT
$k =$	0.85	$k =$	0.75	$k =$	0.75
$\sigma_{Rd,u,max} =$	38.80 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa
N_5		N_{35}		F_{t1}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	33.60 MPa ✓	$\sigma_E =$	23.39 MPa ✓	$\sigma_E =$	33.42 MPa ✓
N_{54}		N_{32}			
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm		
$\sigma_E =$	28.36 MPa ✓	$\sigma_E =$	23.87 MPa ✓		
N_{53}		N_{31}			
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm		
$\sigma_E =$	23.39 MPa ✓	$\sigma_E =$	33.42 MPa ✓		

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}		N_{53}	
$\epsilon_1 =$	0.00220 -		
$v_2 =$	0.62		
$\sigma_{Rd,v,max} =$	28.36 MPa	$f_{ctm} =$	4.00 MPa
$w =$	30 mm	$w =$	58 mm
$\sigma_{E,tlak} =$	28.36 MPa XXX	$\sigma_{E,tlak} =$	12.10 MPa XXX
REZERVA:	0.0 %	REZERVA:	-202.5 %

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$r =$	1150 mm	rameno prvku
$M_{Rd} =$	32.18 [kNm]	únosnosť detailu
$F_z =$	27.98 kN	sila na rameni

7.2.6.9 GFRP A – rozhoduje tiahlo

GEOMETRIA

$a_1 =$	6 mm	$\alpha_1 =$	6 °
$z =$	107 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	29 mm	$\beta_3 =$	51 °
$b_1 =$	58 mm	$\alpha_3 =$	39 °
$c_1 =$	60 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{tah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 47.48 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené

$$F_{c5} = -47.74 \text{ kN}$$

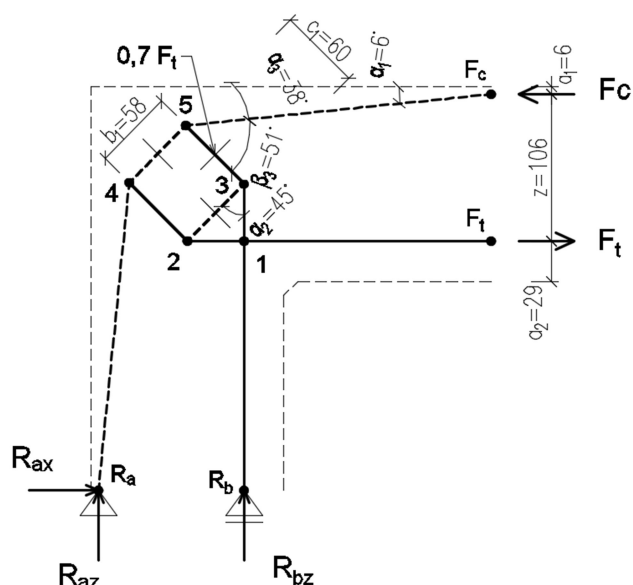
$$N_{54} = -40.29 \text{ kN}$$

$$N_{32} = -33.91 \text{ kN}$$

ťahané

$$F_{t1} = 47.48 \text{ kN}$$

$$N_{53} = 33.23 \text{ kN}$$



POSÚDENIE UZLOV

$$v = 0.760$$

Uzol 5 CCT

$$k = 0.85$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 38.80 \text{ MPa}$$

N_5

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 5.30 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{54}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 4.48 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{53}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 3.69 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 3 CTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

N_{35}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 3.69 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{32}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 3.77 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

N_{31}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 5.28 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

Uzol 1 TTT

$$k = 0.75$$

$$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$$

F_{t1}

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_E = 5.28 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}

$$\epsilon_1 = 0.00203 \quad -$$

$$v_2 = 0.65 \quad \checkmark$$

$$\sigma_{Rd,v,max} = 29.49 \text{ MPa}$$

$$w = 30 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,tlak} = 4.48 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

$$\text{REZERVA: } 558.8 \quad \%$$

N_{53}

$$f_{ctm} = 4.00 \text{ MPa}$$

$$w = 58 \text{ mm}$$

$$\sigma_{E,tah} = 1.91 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

$$\text{REZERVA: } 109.4 \quad \%$$

POSÚDENIE TIAHLA

N_1

$$f_{bm} = 6.30 \text{ MPa}$$

$$F_{bm} = 0.0158 \text{ MPa}$$

$$f_u = 315.00 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 = 315.00 \text{ MPa} \quad \checkmark$$

$$\text{REZERVA: } 0.0 \quad \%$$

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$$r = 1150 \text{ mm} \quad \text{rameno prvku}$$

$$M_{Rd} = 5.08 \text{ [kNm]} \quad \text{únosnosť detailu}$$

$$F_z = 4.42 \text{ kN} \quad \text{sila na rameni}$$

7.2.6.10 GFRP B – rozhoduje f_{ctm}

GEOMETRIA

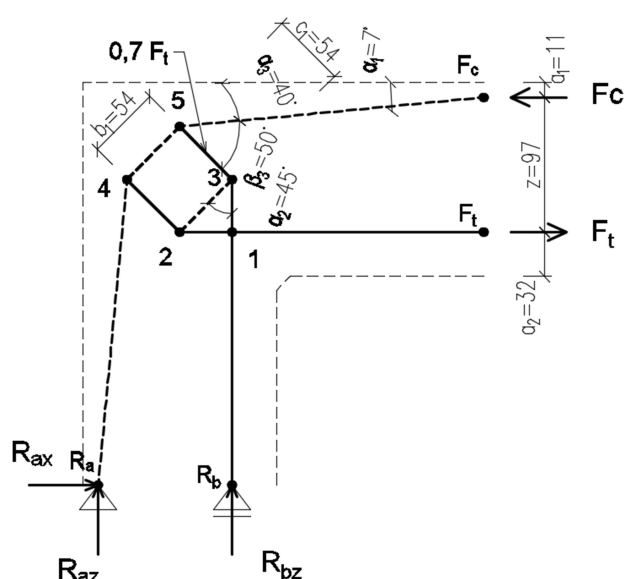
$a_1 =$	11 mm	$\alpha_1 =$	7 °
$z =$	95 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	32 mm	$\beta_3 =$	50 °
$b_1 =$	54 mm	$\alpha_3 =$	40 °
$c_1 =$	54 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{ťah} =$	30 mm		

Síla uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 92.57 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené	ťahané
$F_{c5} = -93.27 \text{ kN}$	$F_{t1} = 92.57 \text{ kN}$
$N_{54} = -76.30 \text{ kN}$	$N_{53} = 64.80 \text{ kN}$
$N_{32} = -66.12 \text{ kN}$	



POSÚDENIE UZLOV

Uzol 5	CCT	Uzol 3	CTT	Uzol 1	TTT
$v = 0.760$					
$k = 0.85$		$k = 0.75$		$k = 0.75$	
$\sigma_{Rd,u,max} = 38.80 \text{ MPa}$		$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$		$\sigma_{Rd,u,max} = 34.24 \text{ MPa}$	
N_5		N_{35}		F_{t1}	
$w = 30 \text{ mm}$		$w = 30 \text{ mm}$		$w = 30 \text{ mm}$	
$\sigma_E = 10.36 \text{ MPa}$ ✓		$\sigma_E = 7.20 \text{ MPa}$ ✓		$\sigma_E = 10.29 \text{ MPa}$ ✓	
N_{54}		N_{32}			
$w = 30 \text{ mm}$		$w = 30 \text{ mm}$			
$\sigma_E = 8.48 \text{ MPa}$ ✓		$\sigma_E = 7.35 \text{ MPa}$ ✓			
N_{53}		N_{31}			
$w = 30 \text{ mm}$		$w = 30 \text{ mm}$			
$\sigma_E = 7.20 \text{ MPa}$ ✓		$\sigma_E = 10.29 \text{ MPa}$ ✓			

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}	N_{53}
$\epsilon_1 = 0.00208 -$	
$v_2 = 0.63$	
$\sigma_{Rd,v,max} = 28.53 \text{ MPa}$	$f_{ctm} = 4.00 \text{ MPa}$
$w = 30 \text{ mm}$	$w = 54 \text{ mm}$
$\sigma_{E,tlak} = 8.48 \text{ MPa}$ ✓	$\sigma_{E,tlak} = 4.00 \text{ MPa}$ ✓
REZERVA: 236.6 %	REZERVA: 0.0 %

GEOMETRIA ZAŽAŽENIA

$r = 1150 \text{ mm}$	rameno prvku
$M_{Rd} = 8.79 \text{ [kNm]}$	únosnosť detailu
$F_2 = 7.65 \text{ kN}$	síla na rameni

7.2.6.12 GFRP B – rozhoduje tiahlo

GEOMETRIA

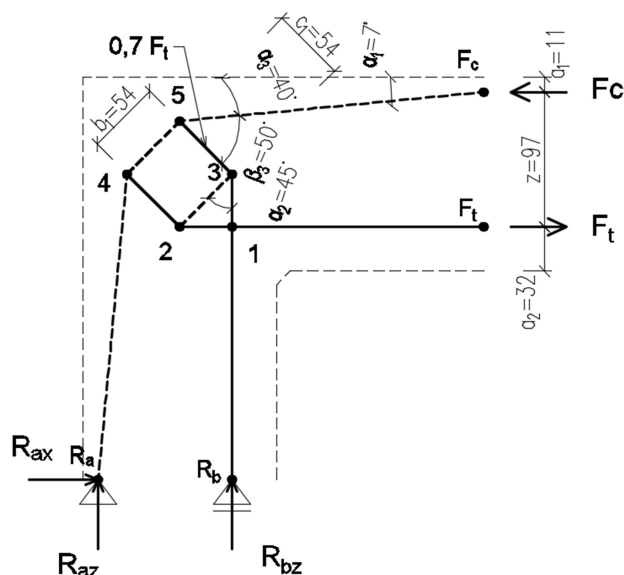
$a_1 =$	11 mm	$\alpha_1 =$	7 °
$z =$	95 mm	$\alpha_2 =$	45 °
$a_2 =$	32 mm	$\beta_3 =$	50 °
$b_1 =$	54 mm	$\alpha_3 =$	40 °
$c_1 =$	54 mm		
$w_{tlak} =$	30 mm		
$w_{tah} =$	30 mm		

Sila uvažovaná na rozhraní D-B oblastí

$$F_c = 83.08 \text{ [kN]}$$

VNÚTORNÉ SILY

tlačené		táhané	
$F_{c5} =$	-83.71 kN	$F_{t1} =$	83.08 kN
$N_{54} =$	-68.48 kN	$N_{53} =$	58.16 kN
$N_{32} =$	-59.34 kN		



POSÚDENIE UZLOV

Uzol 5	CCT	Uzol 3	CTT	Uzol 1	TTT
$v =$	0.760				
$k =$	0.85	$k =$	0.75	$k =$	0.75
$\sigma_{Rd,u,max} =$	38.80 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa	$\sigma_{Rd,u,max} =$	34.24 MPa
N_5		N_{35}		F_{t1}	
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm	$w =$	30 mm
$\sigma_E =$	9.30 MPa ✓	$\sigma_E =$	6.46 MPa ✓	$\sigma_E =$	9.23 MPa ✓
N_{54}		N_{32}			
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm		
$\sigma_E =$	7.61 MPa ✓	$\sigma_E =$	6.59 MPa ✓		
N_{53}		N_{31}			
$w =$	30 mm	$w =$	30 mm		
$\sigma_E =$	6.46 MPa ✓	$\sigma_E =$	9.23 MPa ✓		

POSÚDENIE VZPERY

N_{45}		N_{53}	
$\epsilon_1 =$	0.00206 -		
$v_2 =$	0.63		
$\sigma_{Rd,v,max} =$	28.66 MPa	$f_{ctm} =$	4.00 MPa
$w =$	30 mm	$w =$	54 mm
$\sigma_{E,tlak} =$	7.61 MPa ✓	$\sigma_{E,tlak} =$	3.59 MPa ✓
REZERVA:	276.7 %	REZERVA:	11.4 %

POSÚDENIE TIAHLA

N_1	
$f_{bm} =$	6.30 MPa
$F_{bm} =$	0.0277 MPa
$f_u =$	180.00 MPa
$\sigma_1 =$	180.00 MPa ✓
REZERVA:	0.0 %

GEOMETRIA ZAŤAŽENIA

$r =$	1150 mm	rameno prvku
$M_{Rd} =$	7.89 [kNm]	únosnosť detailu
$F_z =$	6.86 kN	sila na rameni

7.2.7 VÝSLEDKY

Ako bolo popísané v predošlých kapitolách, rozhodujúcim faktorom môžu byť tri stavy. Prvým z prípadov je porušenie styčníku rozdrtením vzpery, oslabenej od priečných ťahov. Tento typ porušenia je označovaný ako „SaT - f_c “. Tento stav je však možné docieľiť jedine v prípade vystuženia styčníku priečnou, výstužou pre zachytenie priečných ťahov v betóne. Druhým modelom je zlyhanie styčníku vplyvom roztrhnutia vzpery od priečných ťahov, teda bez priečnej výstuže, v závislosti na pevnosti betónu v ťahu f_{ctm} . Model je označovaný ako „SaT - f_{ctm} “. Posledný prípadom porušenia, označeným ako „SaT - tiahlo“, je porušenie tiahla (výstuže). Ako bolo vysvetlené v kapitole 7.2.5, vďaka vhodnému prevedeniu kotvenia výstuže, bolo pre železobetónové prvky možné uvážiť plnú únosnosť výstuže. Pre GFRP prvky bola uvažovaná redukcia únosnosti tiahla (výstuže), z dôvodu nesprávne navrhnutých kotviacich valčekov, z čoho plynie nižšia schopnosť výstuže prenášať ťahové napätie.

Pre prvok označený ako žb.A, bol rozhodujúci model „SaT - tiahlo“. Model a výsledné hodnoty potvrdili návrh prevedený podľa B-N (popisovaný v kapitole 6.1.1), keďže za plnej únosnosti výstuže došlo práve kjej pretrhnutiu. Taktiež je možné tvrdiť, že typ porušenia odpovedá predpokladanému – vid' kapitola 5.

Železobetónový prvok s vyšším stupňom vystuženia taktiež potvrdil predpoklady. Za plnej únosnosti výstuže došlo podľa modelu „SaT- f_{ctm} “ k porušeniu styčníku vplyvom priečných ťahov. Ako ukazujú výsledné hodnoty, oproti bežne používanému návrhu pomocou B-N, došlo k výraznému poklesu celkovej únosnosti styčníku.

Kompozitné GFRP prvky sa ako rozhodujúci ukázal model „SaT - tiahlo“, ktorý bol uvažovaný s oslabením únosnosti tiahla, z dôvodu nedostatočného zakotvenia ťahanej výstuže. V porovnaní s bežným návrhom, prevedeným pomocou metódy medzných pretvorení, označovaný „B-N“, došlo v oboch prípadoch stupňa vystuženie kompozitnou výstužou k výraznému poklesu únosnosti.

Porovnanie výsledkov SaT modelov je vyobrazené v Tab. 7.1.

Tab. 7.1: Porovnanie výsledkov SaT modelov

Prvok	Výpočet	M_{Rd}	F_z	vs B-N	POZN.
		kNm	kN		
ŽB A	B-N	9.00	7.83	100%	
	SaT - f_{ctm}	10.74	9.34	119%	
	SaT - f_c	23.51	20.45	261%	
	SaT - tiahlo	8.95	7.79	99%	rozhoduje
GFRP A	B-N	12.15	10.57	100%	
	SaT - f_{ctm}	10.64	9.25	88%	
	SaT - f_c	32.18	27.98	265%	
	SaT - tiahlo	5.08	4.42	42%	rozhoduje
ŽB B	B-N	25.54	22.21	100%	
	SaT - f_{ctm}	9.26	8.05	36%	rozhoduje
	SaT - f_c	21.78	18.46	83%	
	SaT - tiahlo	25.39	22.08	99%	
GFRP B	B-N	30.14	26.21	100%	
	SaT - f_{ctm}	8.79	7.65	29%	
	SaT - f_c	28.68	24.94	95%	
	SaT - tiahlo	7.89	6.86	26%	rozhoduje

Poznámky: rozhoduje - označenie rozhod. typu výpočtu daného modelu

8. NELINEÁRNA ANALÝZA – VÝPOČET

V kapitole 3.2.3, bolo popísané základné rozdelenie a obecný postup pri výpočte nelineárnych úloh. V nasledujúcej kapitole bude priblížený postup výpočtov a ich výsledky.

8.1 VÝPOČETNÝ SOFTWARE – ATENA

Pre nelineárny výpočet rámových styčníkov, bol zvolený program Atena Červenka Consulting. Software využíva metódu konečných prvkov (MKP), pričom ponúka možnosť použiť lineárne vzťahy za predpokladu [26]:

- platnosti Hookeovho zákona
- geometrických rovníc so zanedbaním kvadratických výrazov – počas analýzy sú zanedbané zmeny tvaru a pozície konštrukcie
- zaťaženia a kontaktu (spojenie častí konštrukcie) uvažovaných ako konzervatívne, teda konštatntné
- uvažovania pre materiály ktoré dosahujú maximálne 50% svojej únosnosti a nedosahujú veľkých deformácií

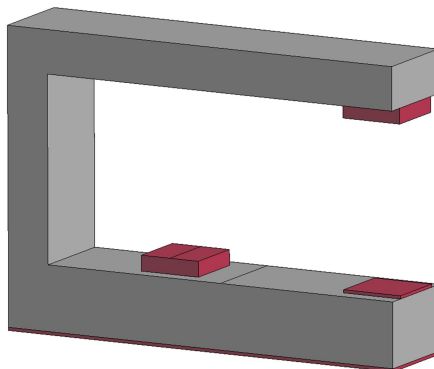
V ďalších prípadoch software využíva nelineárnu analýzu ktorá je používaná pre [26]:

- pre betón, z dôvodu malej pevnosti betónu v ťahu a dôvodu jeho nelineárneho pracovného diagramu
- v prípade veľkých deformácií, pri ktorých nie je možné zanedbať zmenu tvaru a pozície konštrukcie
- zmenu, respektíve nárast zaťaženia v čase

Software dovoľuje používať Eulerovú a Lagrangeovu formuláciu. Tie boli stručne priblížené v kapitole 3.2.3. Pre statickú analýzu, teda pre zisťovanie únosnosti stavebných konštrukcií, sa používa Lagrangeova formulácia [26].

8.2 VÝPOČETNÝ MODEL

Preprocessor, teda príprava modelu, bola prevedená pomocou doplnkového programu GiD 11.0.8. V tomto softwari bola namodelovaná hmota betónu, jednotlivé pruty, nadefinované ich materiálové vlastnosti, vzájomný kontakt a súdržnosť jednotlivých prvkov. Boli vytvorené štyri modely, s rozličným vystužením, pričom tieto modely vychádza z výkresovej dokumentácie – vid' prílohy. Dva modely boli vytvorené pre prvky s oceľovou výstužou a dva pre prvky s GFRP výstužou.



Obr. 8.2.1: Model v programe Gid – betón + podložky

8.2.1 PRVKY MODELOV A ICH MATERIÁLOVÉ VLASTNOSTI

Modely sa skladajú z viacerých častí s rozličnými materiálovými vlastnosťami. Časti, z ktorých sa modely skladajú sú:

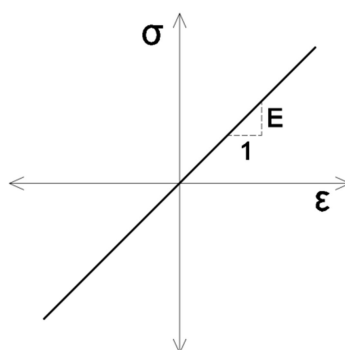
- podložky
- betón
- ocel'ová výstuž
- GFRP výstuž

PODLOŽKY

Podložky sú lineárne pružné telesá, ktoré slúžia k simulácii, resp. priblíženiu k realite, kde podpory, resp. telesá cez ktoré je vnášané zaťaženie, nie sú dokonale tuhé telesá.

Podložky sú určené pomocou:

$$\begin{array}{ll} E = 200 \text{ GPa} & - \text{ Youngov modul pružnosti} \\ \mu = 0,3 & - \text{ Poissonov súčiniteľ} \end{array}$$



Obr. 8.2.2: Pracovný diagram podložiek

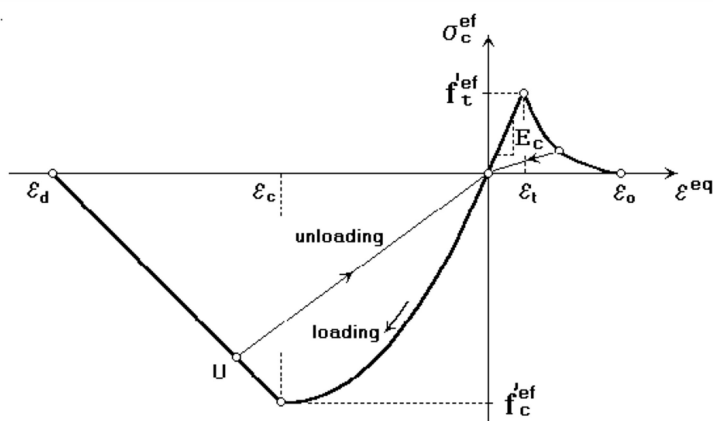
BETÓN

Pre definovanie betónu je použitý model lomovej mechaniky pre porušenie ťahom, v kombinácii s plastickým modelom pre porušenie betónu v tlaku.

V ťahu je aplikovaná Rankinova teória s exponenciálnym zmäkčením betónu. Betón po dosiahnutí maximálnej hodnoty pevnosti v ťahu f_t^{ef} prestáva tvoriť súdržnú vrstvu a dochádza k vytvoreniu a šíreniu trhlín a následne jeho porušeniu.

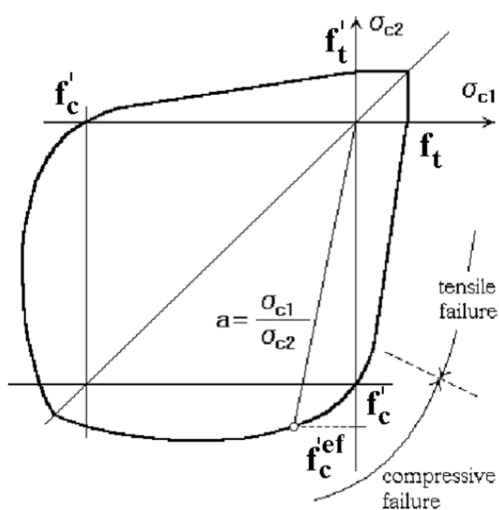
V tlaku sa betón chová ako plastický materiál, kde napätie a pretvorenie betónu spoločne narastajú v nelineárnej závislosti, až do bodu maximálnej únosnosti betónu v tlaku f_c^{ef} . Po jeho dosiahnutí, dochádza v súvislosti so stratou pevnosti betónu v priečnom ťahu k stĺpkovaniu, následne dochádza k jeho zmäkčeniu, pričom betón stráca svoju únosnosť.

Výsledný pracovný diagram betónu pri jednoosom je vyobrazený na Obr. 8.2.3.



Obr. 8.2.3: Pracovný diagram pri jednoosej napätosti betónu [26]

Pre priestorové úlohy, kde môže byť betón namáhaný v rozdielnych smeroch, s rozličnými kombináciami tlaku a ťahu, dochádza v ich dôsledku k zmenám únosnosti. V prípade dvojosého tlaku únosnosť betónu narastá. Opačne, v prípade, že v jednom zo smerov pôsobí ťah a druhom tlak, jeho únosnosť rapídne klesá. Tieto súvislosti je jasné vidieť na Obr. 8.2.4.



Obr. 8.2.4: Pracovný diagram viacosej napätosti betónu [26]

Materiálové charakteristiky betónu triedy C50/60 zistené experimentálne – vid' kapitola 5.2:

$f_{cm} = 60,1 \text{ MPa}$	- kocková pevnosť betónu v tlaku
$f_{ctm} = 4,0 \text{ MPa}$	- stredná pevnosť betónu v ťahu
$E = 31,4 \text{ GPa}$	- Youngov modul pružnosti
$\mu = 0,2$	- Poissonov súčiniteľ

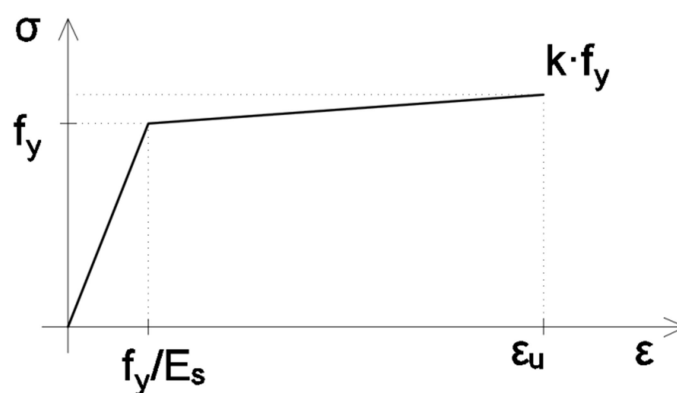
Ďalšie uvažované hodnoty neboli stanovené experimentálne a pre výpočet sú automaticky generované programom.

OCEĽOVÁ VÝSTUŽ

Materiálové vlastnosti, oceli sú definované pomocou pracovného diagramu oceli, triedy B500B so spevnením za medzou klzu. Hodnoty uvažované pre výpočet sú:

$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$	- pevn. oceli pri dosiahnutí medze klzu v char.hodnote
$f_y = 550 \text{ MPa}$	- pevn. oceli pri dosiahnutí medze klzu v strednej hod.
$k = 1,08$	- parameter spevnenia
$f_u = 594 \text{ MPa}$	- medz pevnosti oceli v strednej hodnote
$\epsilon_u = 0,05$	- maximálne povolené pretvorenie výstuže
$E = 200 \text{ GPa}$	- Youngov modul pružnosti

Pracovný diagram oceli so spevnením je jasný z Obr. 8.2.5:

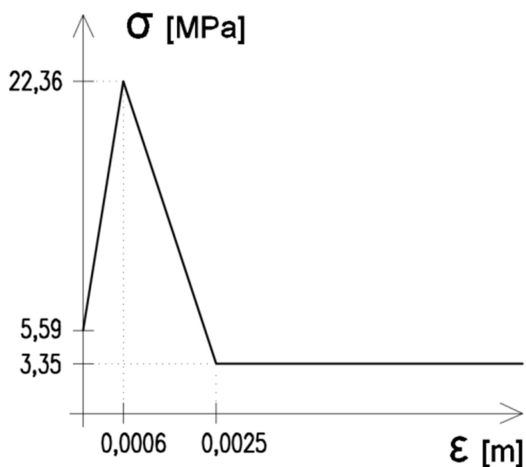


Obr. 8.2.5: Pracovný diagram oceli so spevnením

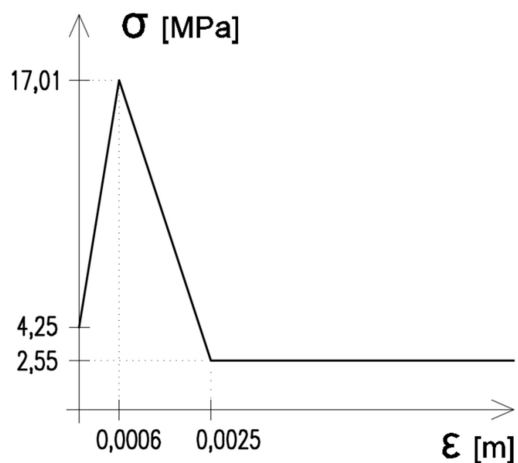
Ako je známe, betón prenáša tlakové a výstuž ťahové napätia. Ich vzájomné spolupôsobenie je však ovplyvnené ich súdržnosťou, ktorá v prípade, že výstuž nie je dostatočne zakotvená, môže zásadne ovplyvňovať výslednú únosnosť prvku. Výstuž B500B má na povrchu rebierka, ktoré zabezpečujú jej súdržnosť s betónom. Pre ocel'ovú výstuž platí, že zlyhanie súdržnosti nastáva z pravidla podrtením alebo roztrhnutím betónu v závislosti na umiestnení výstuže.

Výskum [25] sa zaoberá problematikou pull-out testov rozdelených na centrické a excentrické, pričom u nich princíp spočíva vo vytrhnutí výstuže z betónu. Excentrické testy sú testy výstuže umiestnenej na okraji prvku. V dôsledku menšieho objemu betónu obklopujúceho výstuž, často dochádza k roztrhnutiu, respektíve oddeleniu značnej časti betónu. Pri centrických testoch nedochádza k oddeleniu časti betónu. Výstuž je umiestnená v centre prvku s dostatočne veľkým krytím betónu okolo prutu, vďaka čomu dosahujú vyšších hodnôt súdržnosti.

Grafické zobrazenie na Obr. 8.2.6 a Obr. 8.2.7, popisuje schopnosť spolupôsobenia výstuže a betónu pri odpovedajúcom povrchovom napätí a posunutí výstuže. Grafické zobrazenie sa nazýva „bond-slip model“.



Obr. 8.2.6: Graf súdržnosti – ocel'-betón - centrický

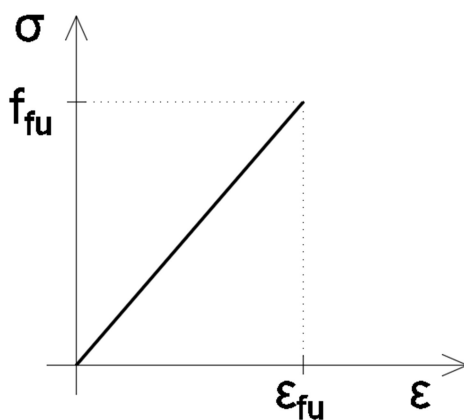


Obr. 8.2.7: Graf súdržnosti – ocel'-betón - excentrický

GFRP VÝSTUŽ

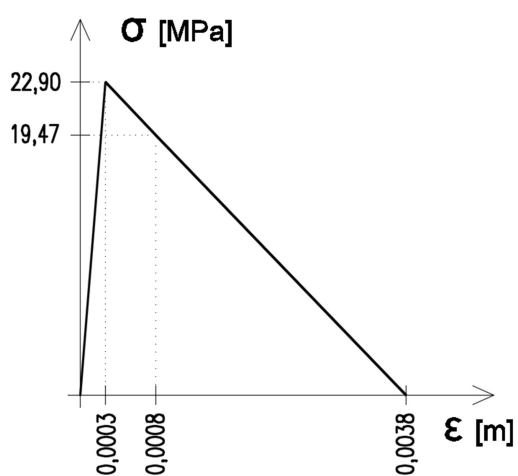
Materiálové vlastnosti GFRP výstuže boli určené experimentálne, pričom uvažované výpočte sú hodnoty získané z experimentálnych testov. Pre kompozitnú výstuž sú uvažované jej krátkodobé pevnostné vlastnosti (popísané v kapitole 2.3.1) s lineárnym priebehom napätia. Priebeh napätia je jasný z Obr. 8.2.8. Uvážené materiálové vlastnosti výstuže sú:

- | | |
|----------------------------|---|
| $f_{fu} = 750 \text{ MPa}$ | - stredná hodnota medzi pevnosti GFRP výstuže |
| $\epsilon_u = 0,16$ | - pretvorenie výstuže pri dosiahnutí f_{fu} |
| $E = 47 \text{ GPa}$ | - Youngov modul pružnosti |

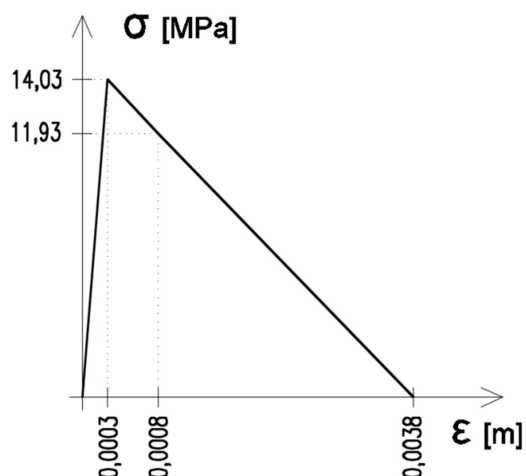


Obr. 8.2.8: Pracovný diagram GFRP výstuže

Podobne ako pri oceli, pre spolupôsobenie GFRP výstuže a betónu je nutné zabezpečiť ich dostatočnú súdržnosť a kotvenie. Výstuž so skelnými vláknami, použitá v testoch, je ošetrená popieskovaním, ktorá zdrsňuje povrch výstuže a teda zabezpečuje jej súdržnosť. Pri centrických pull-out testoch platí, že v momente dosiahnutia medzného napätia súdržnosti dochádza k odlupovaniu popieskovania a výstuž sa stáva hladkou a nesúdržnou. V prípade excentrických testov môže dochádzať k porušeniu betónu na okraji prvku, v dôsledku čoho podobne ako pri železobetónových prvkoch, dochádza v porovnaní s centrickými hodnotami testov, k zníženiu výslednej súdržnosti výstuže. Hodnoty súdržnosti výstuží stanovené pomocou pull-out testov sú vždy určované na dĺžke odpovedajúcej päť-násobku priemeru použitej výstuže (5ϕ). Keďže s rastúcim priemerom výstuže zároveň rastie aj dĺžka, na ktorej je experimentálne skúšaná, majú hodnoty súdržnosti výstuže s rastúcim priemerom tendenciu klesať. Závislosť pretvorenia výstuže a napätia pôsobiaceho na jej povrchu je graficky zobrazené na Obr. 8.2.9 a Obr. 8.2.10 [24].



Obr. 8.2.9: Graf súdržnosti – GFRP-betón - centrický

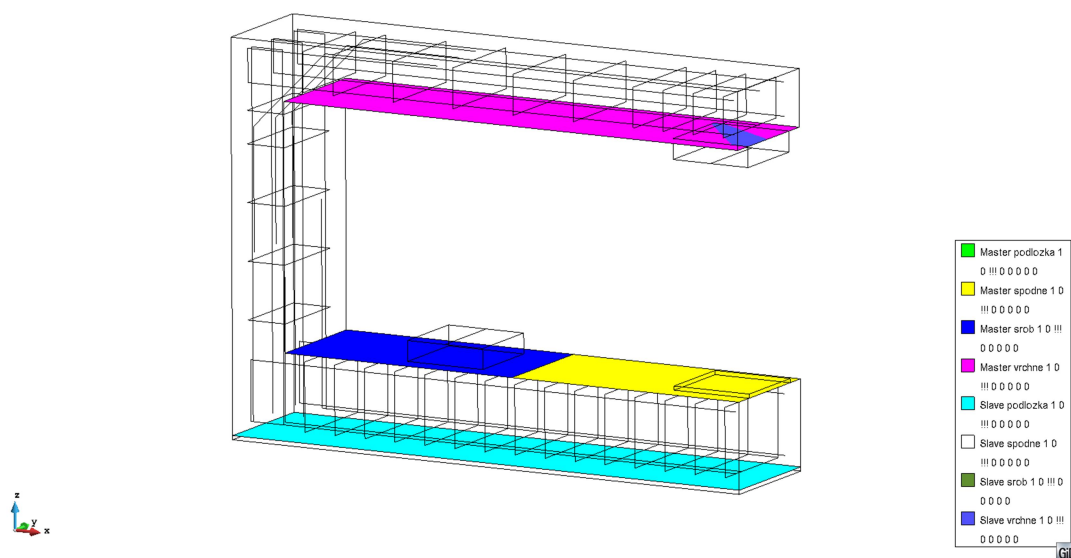


Obr. 8.2.10: Graf súdržnosti – GFRP-betón - excentrický

8.2.2 OKRAJOVÉ PODMIENKY

Okrajové podmienky zásadne ovplyvňujú výpočet. Patrí sem zabránenie posunutiu, deformáciám, pootočeniam ale taktiež kontakt, ktorý je uvažovaný medzi podporami a prvkami cez ktoré je do konštrukcie vnášané zaťaženie.

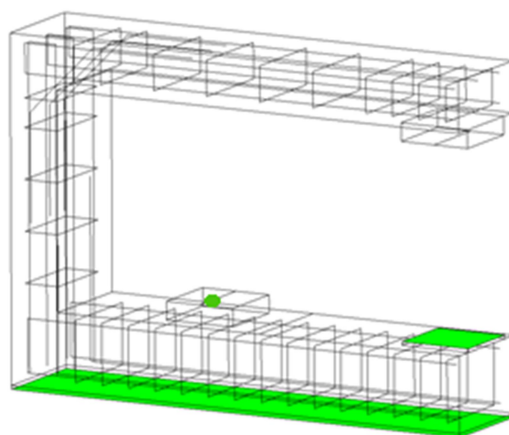
Kontakty medzi podložkami a betónovou časťou sú vyobrazené na Obr. 8.2.11.



Obr. 8.2.11: Model v programe Gid – kontakt

Podpory nadefinované plošne simulujú tuhý podklad, na ktorom bol prvok položený a spodný povrch piestu, ktorým bolo vnášané zaťaženie. V mieste šróbu, ktorý slúžil v zamedzení priehybu v spodnej časti prvku, bola podpora zadefinovaná bodovo. Všetky podpory bránia pohybu výlučne v tlaku.

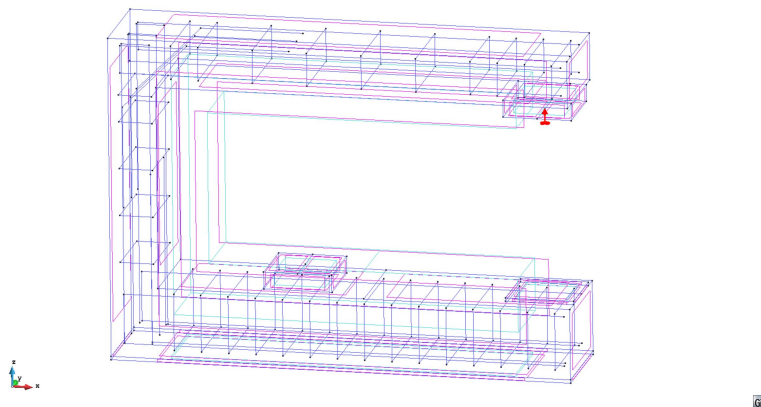
Grafické zobrazenie vid' Obr. 8.2.12.



Obr. 8.2.12: Model v programe Gid – podpory

8.2.3 ZAŤAŽENIE

Zaťaženie prvku bolo nadefinované bodovou deformáciou v smere Z, pôsobiace na podložku, cez ktorú sa roznáša do ramena prvku. Počiatočná deformácia bola zvolená o hodnote $0,005\text{m} = 5\text{mm}$, pričom v rámci 50-tich iteračných krokov sa deformácia v zadanom intervale postupne navyšovala, až došlo do bodu porušeniu prvku.



Obr. 8.2.13: Model v programe Gid – zaťaženie

8.2.4 MESH

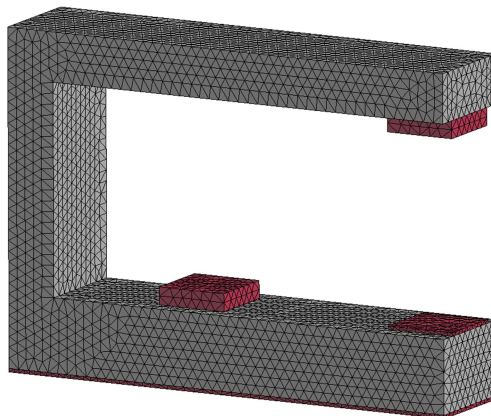
Metóda MKP spočíva v rozdelení konštrukcie na konečný počet prvkov, tiež nazývaných elementov. Každý z elementov obsahuje uzly, v ktorých sú dopyčované vnútorné sily. Tvar elementov je rozličný a postup výpočtu mu musí byť prispôsobený. Software Atena ponúka pre priestorové (3D) prvky tri druhy elementov, pričom v modeloch bol použitý prvý z nich:

- tetrahedral elementy – spojením uzlov vzniká element v tvare štvorstenu
- brick elementy – spojením uzlov vzniká element v tvare šesťstenu
- wedge elementy – spojením uzlov vzniká element v tvare päťstenu

Prutové prvky sú rozdelené na úseky v určitej dĺžke, vznikajú teda:

- truss elementy – spojením uzlov vzniká element v tvare úsečky

Výsledný model, o zhodnej veľkosti elementov - 3cm pre všetky skúmané modely je zobrazený na Obr. 8.2.14:



Obr. 8.2.14: Model v programe Gid – mesh

8.2.5 VÝSLEDKY

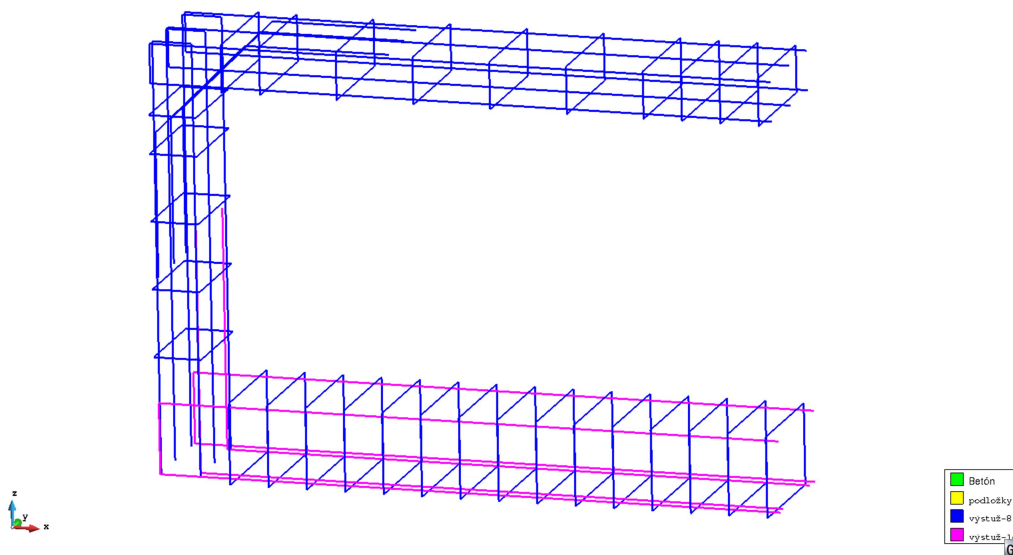
Vzhľadom na relatívne malé krytie výstuže v prvku, reálnym hodnotám súdržnosti lepšie odpovedajú hodnoty zistené počas excentrických pull-out testov. Preto v kapitolách, ktoré podrobne popisujú spôsob chovania a porušenie prvku, budú vyobrazené výsledky modelov odpovedajúce týmto hodnotám súdržnosti.

Napätia na priereze sú zobrazené ako Principal stresses, teda hlavné napätia. V prípade hlavného súradnicového systému pôsobia na jednotku plochy normálové a šmykové napätia v osách x, y, z . V tomto stave má tenzor napätia 9 členov, pričom matica je diagonálne symetrická. Podstatou hlavných napätí je nájst' uhol, pri ktorom nastáva stav, kedy sú maximálne normálové napätia (tlak alebo ťah) a nulové šmykové napätia. V tomto stave má tenzor napätia naďalej len 3 nenulové členy a to členy na hlavnej diagonále.

Šírka zobrazovaných trhlín je nastavená na minimálnu hodnotu 0,1mm, čo odpovedá hodnote, ktorá je viditeľná voľným okom a bola zaznamenaná aj v priebehu experimentov.

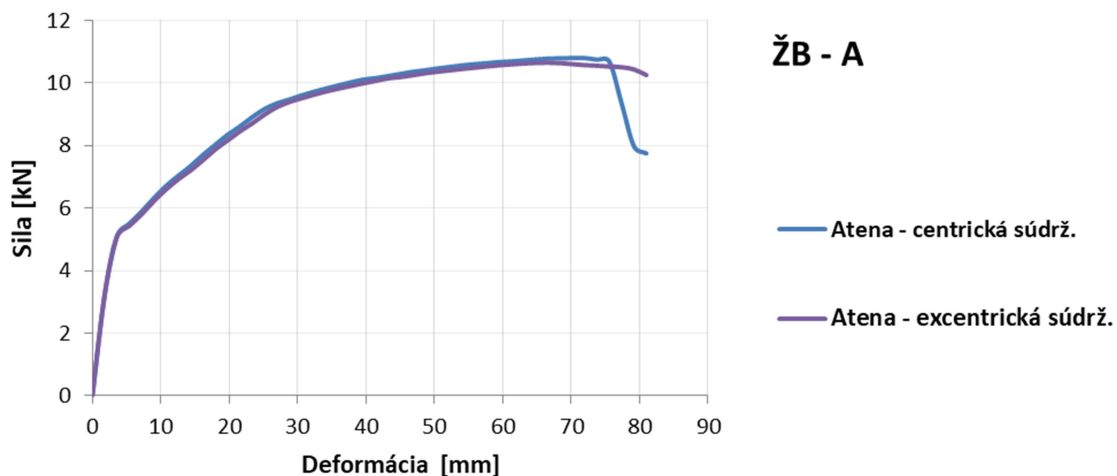
8.2.5.1 ŽELEZOBETÓN A

Model označený ako ŽB A, vytvorený v súlade s predošlými kapitolami, ma hlavnú nosnú výstuž prvku z ocel'ových prutov profilu $\varnothing 8\text{mm}$ (modré) a strmienka $\varnothing 8\text{mm}$. Spodná časť je vystužená profilmi $\varnothing 14\text{mm}$ (ružové) tak, aby k porušeniu dochádzalo vo vrchnom styčníku. Podrobnejší popis vystuženia, ktorý je v súlade s výkresovou dokumentáciou, vid' zoznam príloh. Model prvku je vyobrazený na Obr. 8.2.15.



Obr. 8.2.15: Model prvku žb. A – výstuž

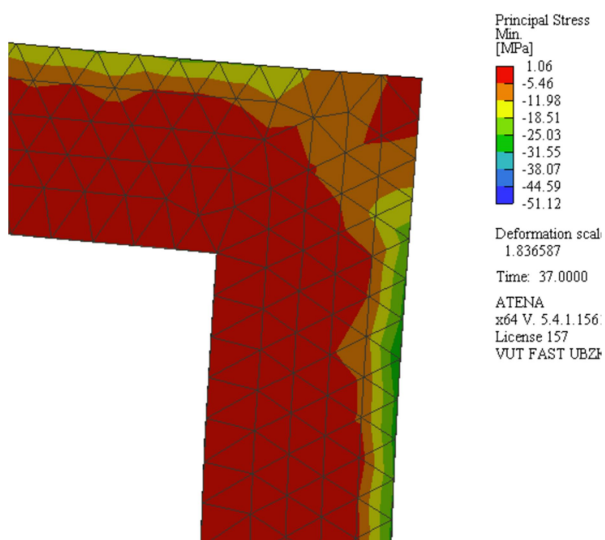
Menej vystužené železobetónové prvky dosahujú v oboch variantách uvažovanej súdržnosti viac-menej zhodné výsledky, čo značí, že porušenie nenastáva v dôsledku zlyhania súdržnosti výstuže. Celkové výsledky vid' Obr. 8.2.16.



Obr. 8.2.16: Atena – celkové výsledky – žb. A

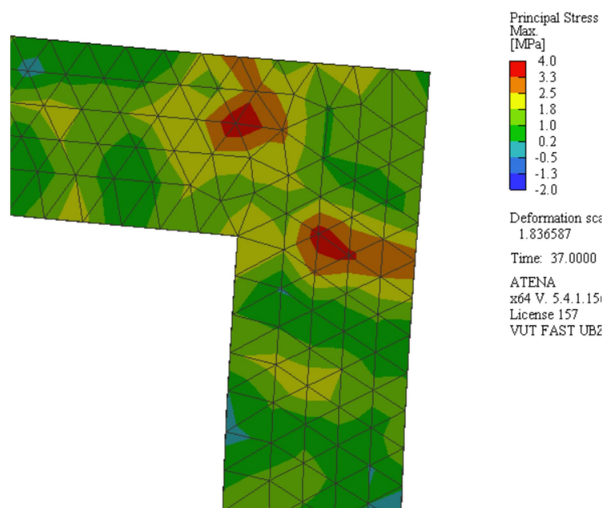
Grafické zobrazenie napätí v betóne, v momente porušenia prvku, je zobrazené na Obr. 8.2.17 a Obr. 8.2.18.

TLAKOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.17: Atena – tlakové napätie v betóne v momente porušenia prvku – žb. A

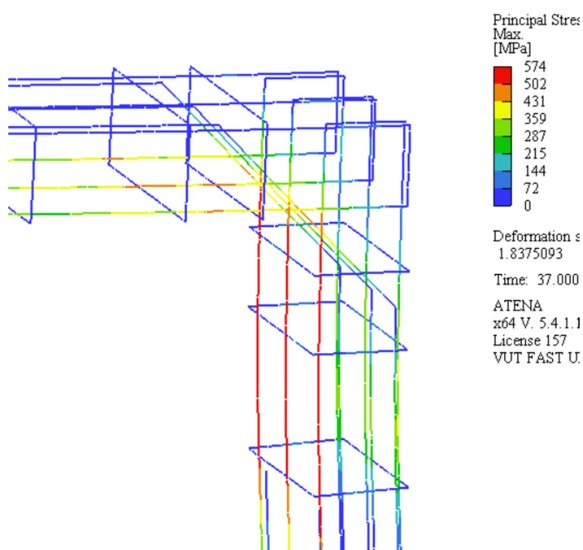
ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.18: Atena – ťahové napätie v betóne v momente porušenia prvku – žb. A

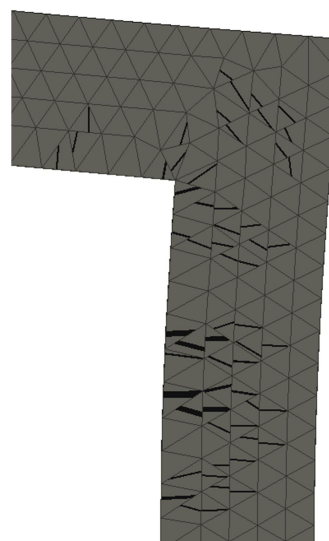
Grafické zobrazenie výsledkov napätí vo výstuži- Obr. 8.2.19 a šírka trhlín (väčších ako 0,1mm) - Obr. 8.2.20 v momente porušenia prvku (dosiahnutá sila pôsobiaceho zaťaženia - 10,65 kN).

MAX. NAPÄTIE VO VÝSTUŽI - v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.19: Atena – napätie vo výstuži v momente porušenia prvku – žb. A

TRHLINY - v momente porušenia prvku



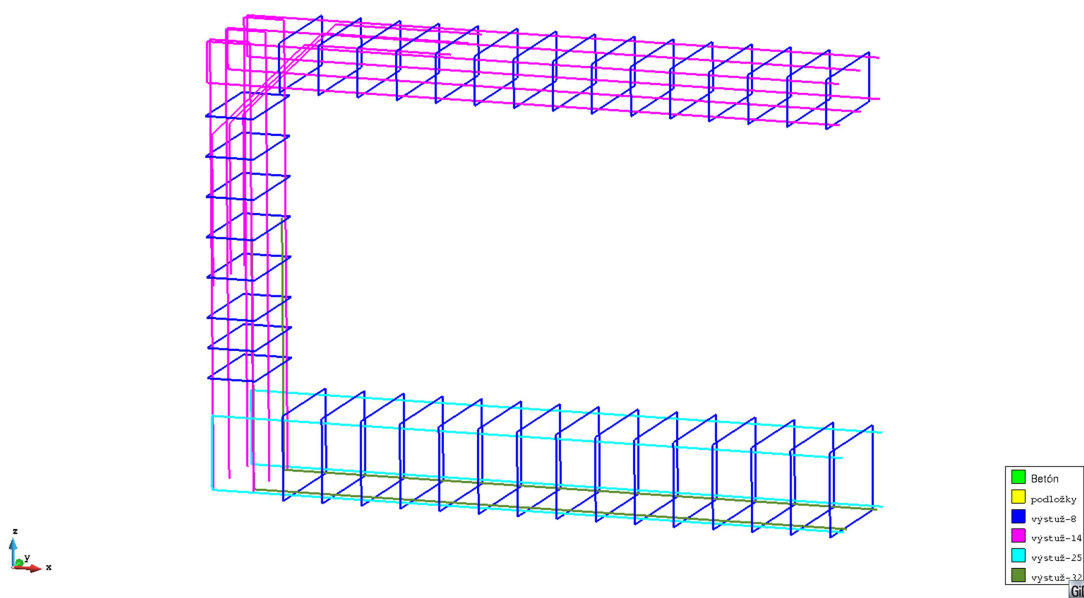
Obr. 8.2.20: Atena – trhliny - v momente porušenia prvku – žb. A

Na základe získaných výsledkov je možné tvrdiť, že betón v žiadnom momente nedosahuje maximálnych hodnôt tlakového napätia. Nakoľko výstuž v mieste očakávaného porušenia dosahovala vysokých napätí a pretvorení, v betóne sa najväčšie trhliny tvorili práve v tomto mieste. V dôsledku vysokých tlakových napätí narastá tiež napätie v priečnom ťahu a dochádza k rozvoju trhlín v styčníku. Výsledná únosnosť prvku je limitovaná vystužením prvku. Výstuž dosahuje medzných hodnôt napätia v ťahu - 574MPa, dochádza k jej porušeniu a prvok ďalej nie je schopný vzdorovať zaťaženiu.

8.2.5.2 ŽELEZOBETÓN B

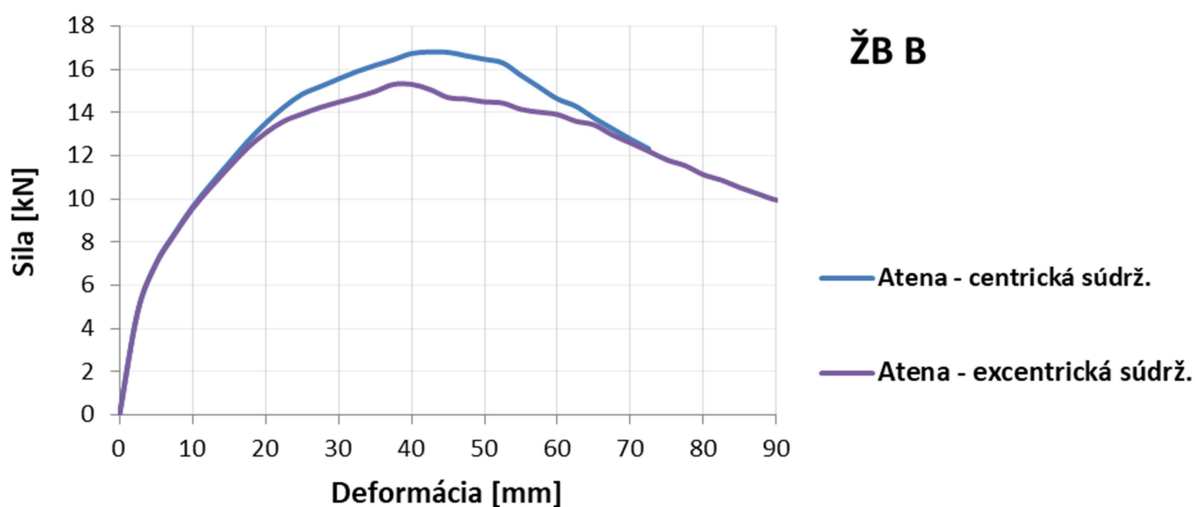
Model označený ako ŽB B, bol vytvorený v súlade s predošlými kapitolami a s výkresovou dokumentáciou.

Hlavnú nosnú výstuž prvku tvoria ocel'ové pruty profilu $\varnothing 14\text{mm}$ (ružové) a strmienka $\varnothing 8\text{mm}$ (modré). Spodná časť je vystužená profilmi $\varnothing 25\text{mm}$ (svetlo modré) a $\varnothing 32\text{mm}$ (zelené) a to z dôvodu, aby k porušeniu dochádzalo vo vrchnom styčníku. Podrobnejší popis vystuženia vid' zoznam príloh. Model prvku je vyobrazený na Obr. 8.2.21.



Obr. 8.2.21: Model prvku žb. B - výstuž

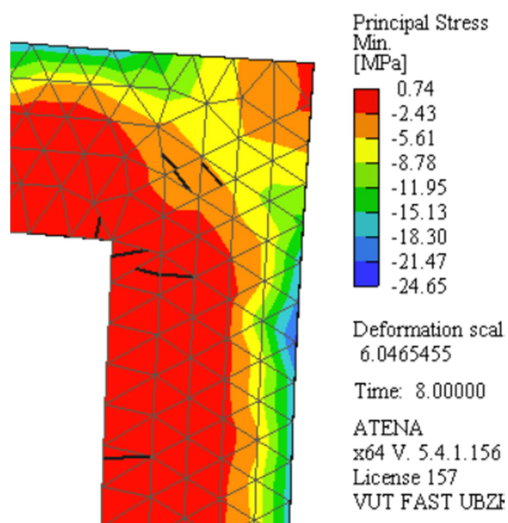
Zavedením nižších hodnôt medzného napätia súdržnosti výstuže (vid' kapitola 8.2.1), dochádza k poklesu únosnosti prvku. Tento fakt napovedá, že celková únosnosť prvku môže byť ovplyvnená dosiahnutím medzných hodnôt napätí súdržnosti výstuže. Celkové výsledky sú vyobrazené na Obr. 8.2.22.



Obr. 8.2.22: Atena - celkové výsledky - žb. B

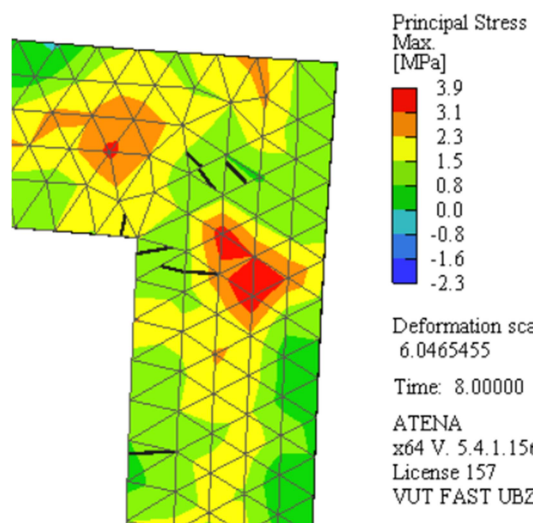
Grafické zobrazenie výsledkov napätí v betóne v momente vzniku prvých trhlín v styčníku (pri hodnote pôsobiaceho zaťaženia 13,05 kN) sú graficky znázornené na Obr. 8.2.23 a Obr. 8.2.24.

TLAKOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente vzniku trhlín



Obr. 8.2.23: Atena - tlakové napätie v betóne v momente vzniku trhlín – žb. B

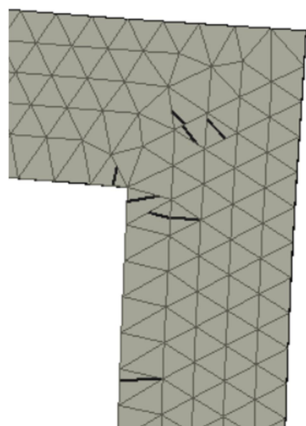
ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente vzniku trhlín



Obr. 8.2.24: Atena – ťahové napätie v betóne v momente vzniku trhlín – žb. B

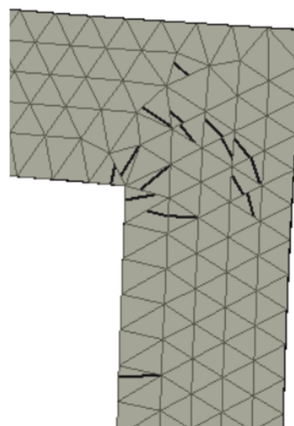
Grafické zobrazenie trhlín o šírke väčších ako 0,1mm v čase ich vzniku (Obr. 8.2.25) a ich následný rozvoj (Obr. 8.2.26).

TRHLÍNY
- v momente ich prvotného vzniku



Obr. 8.2.25: Atena – trhliny - v momente ich vzniku – žb. B

TRHLINY
- ich ďalší rozvoj

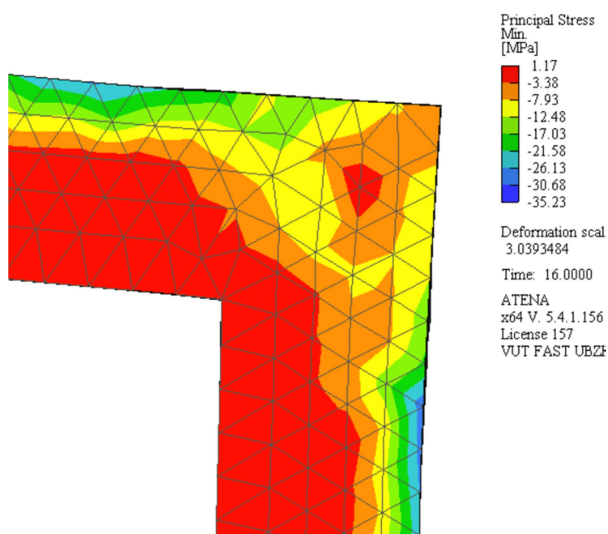


Obr. 8.2.26: Atena – trhliny - ich ďalší rozvoj – žb. B

V dôsledku vysokých napätí v priečnom ťahu dochádza pri sile zaťaženia 13,05 kN k prvotnému rozvoju trhlín v tlačenej vzpere styčníku. V dôsledku ďalšieho priťažovania sa trhliny šíria ďalej po trajektórií tlakových napätí a dochádza k oddeľovaniu vonkajšej časti betónu.

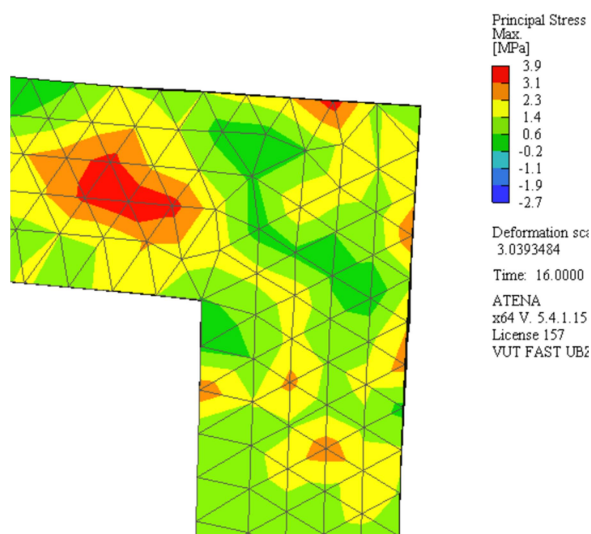
Grafické zobrazenie napätí v betóne v momente porušenia prvku (zaťaženie – 15,31 kN) sú vyobrazené na Obr. 8.2.27 a Obr. 8.2.28.

TLAKOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE - v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.27: Atena - tlakové napätie v betóne v momente porušenia prvku – žb. B

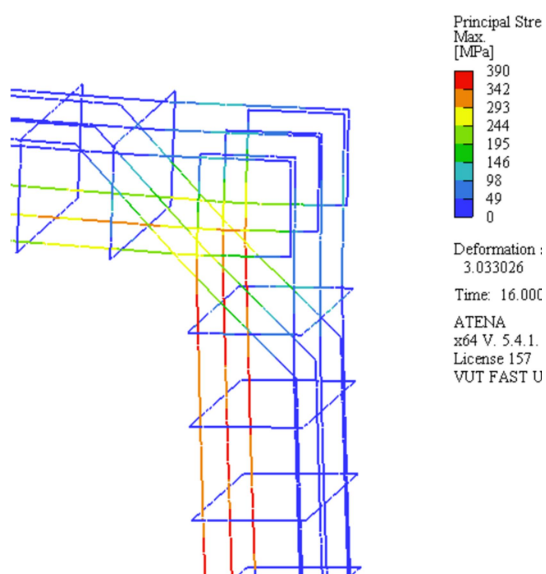
ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE - v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.28: Atena - ťahové napätie v betóne v momente porušenia prvku – žb. B

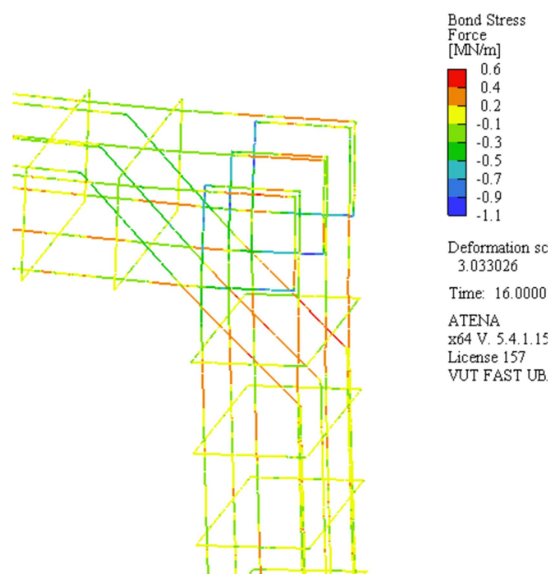
Grafické zobrazenie napätia vo výstuži (Obr. 8.2.29) a sily pôsobiacej na povrchu výstuže (súdržnosť výstuže - Obr. 8.2.30) v momente porušenia prvku.

MAX. NAPÄTIE VO VÝSTUŽI - v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.29: Atena – napätie vo výstuži v momente porušenia prvku – žb.B

SÚDRŽNOSŤ VÝSTUŽE - v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.30: Atena – sila na povrchu výstuže – žb.B

Z výsledkov je jasné, že výstuž nedosahuje medzné hodnoty pevnosti materiálu. Ako už bolo naznačené na začiatku kapitoly, porušenie môže nastať zlyhaním súdržnosti medzi výstužou a betónom.

Hodnoty súdržnosti pre výstuž Ø14 je možné vyčísliť ako:

$$O_s = 2\pi r = 2 \cdot 3,14 \cdot 0,007 = 0,0439m \quad (8.1)$$

$$l_{per} = 5 \cdot d_s = 5 \cdot 0,014 = 0,070m$$

$$\sigma_{s,bd} = 17MPa = \frac{N}{A} = \frac{F_{s,per}}{O_s \cdot l_{per}} = \frac{F_{s,per}}{0,0439 \cdot 0,070} \Rightarrow F_{s,per} \quad (8.2)$$

$$F_{s,per} = 0,0522 MN/perimeter \quad (8.3)$$

$$\frac{0,0522}{0,0439 \cdot 0,070} = \frac{F_{s,bd}}{0,0439 \cdot 1} \Rightarrow F_{s,bd} \quad (8.4)$$

$$F_{s,bd} = 0,746 MN/m \quad (8.5)$$

kde:

O_s - plocha uvažovanej výstuže - Ø14mm

l_{per} - dĺžka na ktorej je počítané napätie súdržnosti výstuže pull-out testov [25]

$\sigma_{s,bd}$ - napätie vychádzajúce z pull-out testov (zadané v programe Atena), vid' 8.2.1 [25]

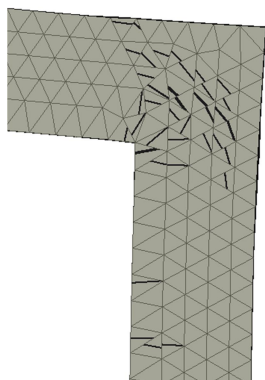
$F_{s,per}$ - max. sila súdržnosti výstuže pre perimeter l_{per} v programe Atena

$F_{s,bd}$ - maximálna sila súdržnosti na bežný meter

Z Obr. 8.2.30 je zrejmé, že v určitých častiach výstuže dochádza k prekročeniu maximálnej sily súdržnosti $F_{s,bd}$. Po dosiahnutí tejto hodnoty klesá súdržnosť podľa závislostí zavedených v kapitole 8.2.1 – oceľ. Na Obr. 8.2.31 však je možné vidieť, že prvok bol v rovnakom momente značne porušený v mieste betónovej vzpery styčnÍku. Spôsob porušenia prvku je preto možné popísať ako porušenie tlačenej vzpery vplyvom priečnych ťahov pri zlyhaní súdržnosti ocelevej výstuže v niektorých jej častiach.

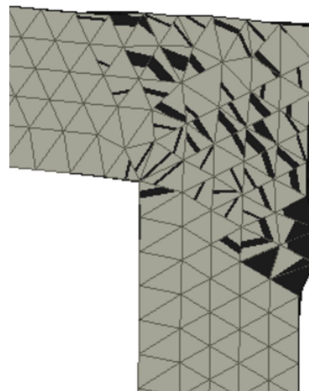
Trhliny o šírke väčšej alebo rovné veľkosti 0,1mm v čase porušenia prvku a úplnej deformácie prvku sú vyobrazené na Obr. 8.2.31 a Obr. 8.2.32.

TRHLINY
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.31: Atena – trhliny - v momente porušenia prvku – žb. B

TRHLINY
- úplná deformácia prvku

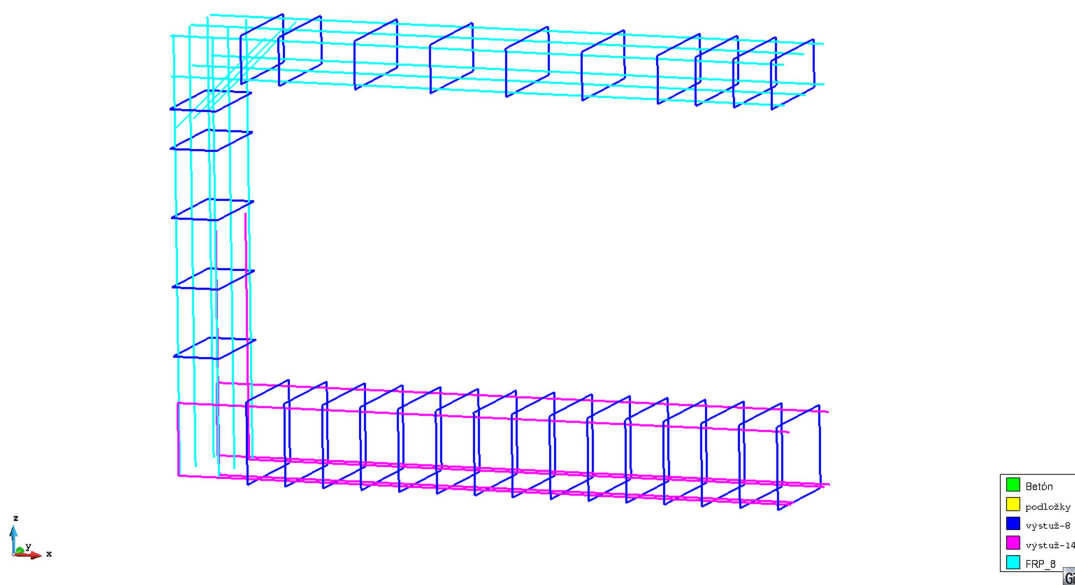


Obr. 8.2.32: Atena – trhliny – úplná deformácia prvku – žb. B

8.2.5.3 GFRP A

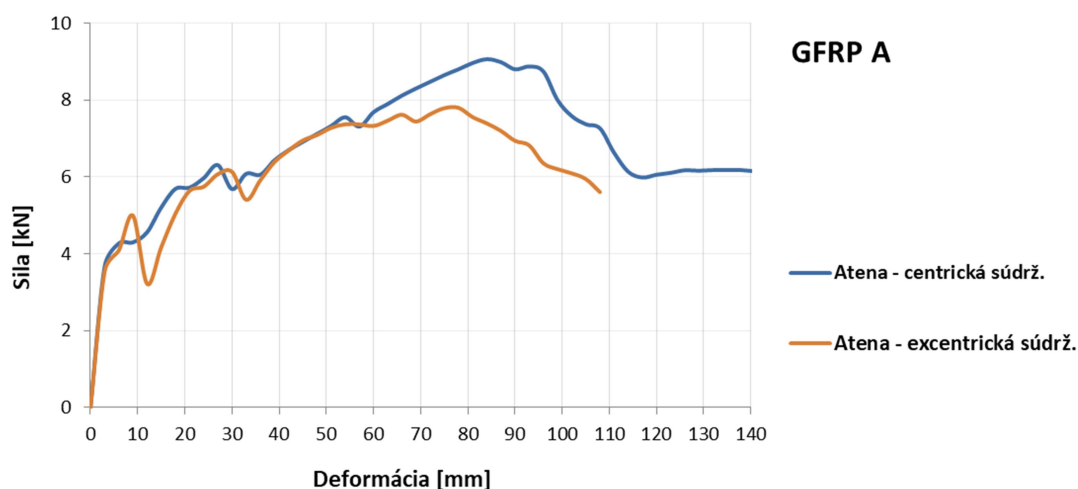
Model označený ako GFRP A, bol vytvorený v súlade s predošlými kapitolami a výkresovou dokumentáciou.

Hlavnú nosnú výstuž prvku tvoria GFRP pruty profilu $\varnothing 8\text{mm}$ (svetlo modré) a ocelové strmienky profilu $\varnothing 8\text{mm}$ (modré). Spodná časť je vystužená ocelovými profilmi $\varnothing 14\text{mm}$ (ružové) tak, aby k porušeniu dochádzalo vo vrchnom styčníku. Podrobnejší popis vystuženia vid' zoznam príloh. Model je zobrazený na Obr. 8.2.33.



Obr. 8.2.33: Model prvku GFRP A – výstuž

Podobne ako pri predošlom prvku, zavedením nižších hodnôt medzného napätia súdržnosti kompozitnej výstuže odpovedajúce excentrickým pull-out testom podľa [24] (vid' kapitola 8.2.1), dochádza k poklesu únosnosti prvku. Tento fakt napovedá, že celková únosnosť prvku môže byť ovplyvnená dosiahnutím medzných hodnôt napätí súdržnosti výstuže. Celkové výsledky v grafickom zobrazení sú na Obr. 8.2.34.

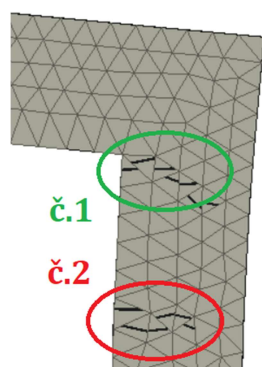


Obr. 8.2.34: Atena – celkové výsledky – GFRP A

Zobrazenie trhlín väčších ako 0,1mm počas zaťažovania znázorňujú Obr. 8.2.35 a Obr. 8.2.36.

TRHLÍNY

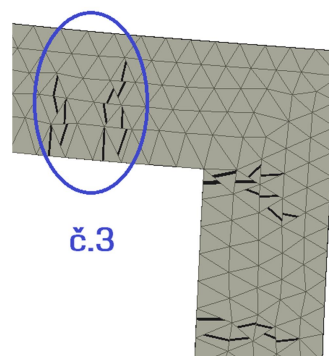
- v momente vzniku oblastí č.1 a 2



Obr. 8.2.35: Atena – trhliny – v momente ich vzniku v oblasti č.1 a 2 – GFRP A

TRHLINY

- v momente vzniku oblastí č.3



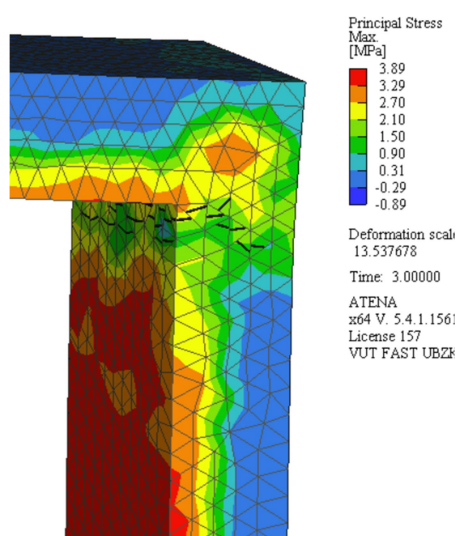
Obr. 8.2.36: Atena – trhliny – v momente ich vzniku v oblasti č.3 – GFRP A

Prvotné trhliny vznikajú v oblasti č.1 (Obr. 8.2.35). Týmto trhlinám nie je možné zabrániť, keďže vznikajú v betóne, ktorý tvorí kryciu vrstvu výstuže. Ďalší vznik trhlín (oblasť č.2) odpovedá veľmi skorému času zaťaženia o sile približne 5 kN. V tomto momente sa prejavuje rozdielna tuhosť železobetónovej časti a časti s kompozitnou výstužou. Tieto dve časti pracujú ako dva celky, ktorých rozdielna tuhosť sa prejaví vznikom trhlín v tejto oblasti (Obr. 8.2.35) od ich vzájomného pootočenia. Postupne je ťahové napätie preberané výstužou pri spodnom povrchu vrchnej vodorovnej časti prvku a narastá ťahové napätie v betóne. S rastúcim napätím vo výstuži dochádza pri zaťažení 6,12 kN ku vzniku trhlín v oblasti č.3 (Obr. 8.2.36). Ako posledné vznikajú diagonálne trhliny v styčníku (Obr. 8.2.43), kde pri sile zaťaženia 7,61 kN už značne zmäknutý prvok oddeľuje vonkajšiu časť betónovej vrstvy.

Ťahové napätie v betóne počas zaťažovania prvku sú vyobrazené na Obr. 8.2.37 a Obr. 8.2.38.

ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE

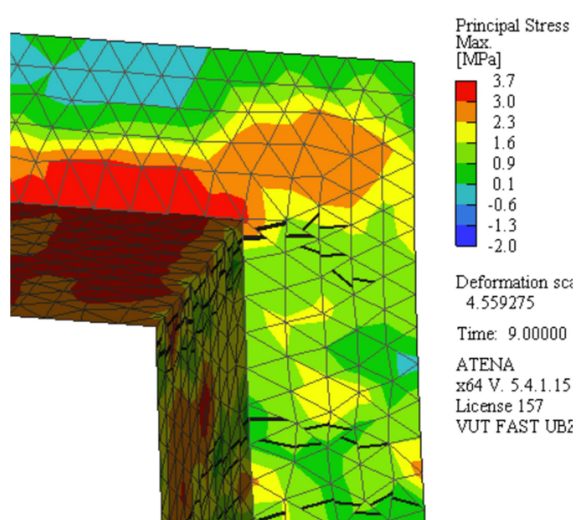
- v momente vzniku trhlín v oblasti č.1



Obr. 8.2.37: Atena – ťahové napätie v betóne v momente vzniku trhlín v oblasti č.1 – GFRP A

ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE

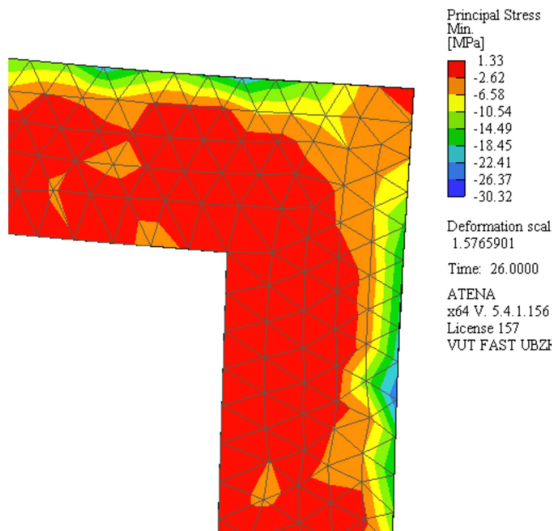
- v momente vzniku trhlín v oblasti č.2



Obr. 8.2.38: Atena – ťahové napätie v betóne v momente vzniku trhlín v oblasti č.2 - GFRP A

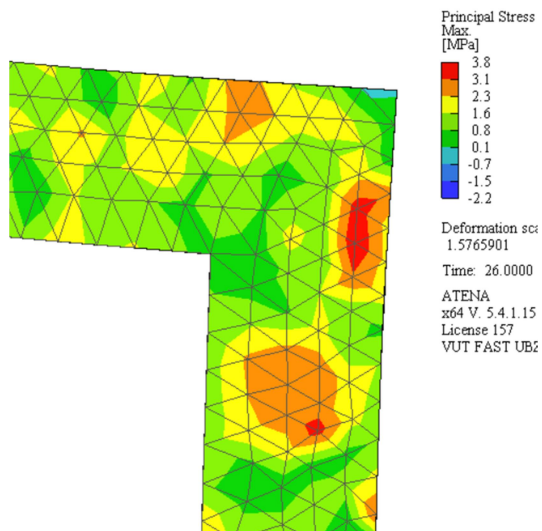
Pre GFRP A prvky platí, že v styčníku nedochádza k dosiahnutiu medzných hodnôt pevnosti tlaku v betóne a ťahovej pevnosti výstuže. Grafické zobrazenie výsledkov napätí v betóne v momente porušenia prvku, pri sile pôsobiaceho zaťaženia 7,79 kN, je zobrazené na Obr. 8.2.39 a Obr. 8.2.40.

TLAKOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.39: Atena – tlakové napätie v betóne v momente porušenia prvku – GFRP A

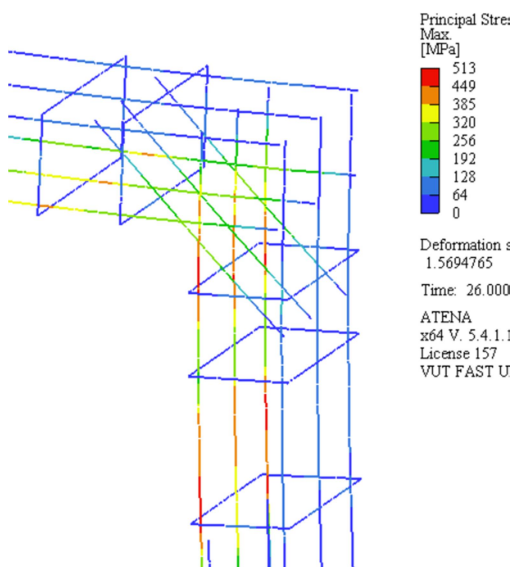
ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.40: Atena – ťahové napätie v betóne v momente porušenia prvku – GFRP A

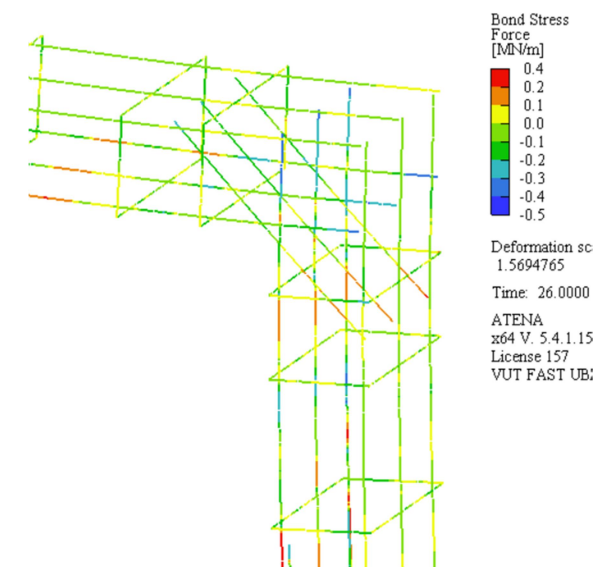
Grafické zobrazenie napätia vo výstuži (Obr. 8.2.41) a sily pôsobiacej na povrchu výstuže (súdržnosť výstuže – Obr. 8.2.42) v momente porušenia prvku (pri sile zaťaženia 7,79 kN).

MAX. NAPÄTIE VO VÝSTUŽI
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.41: Atena – napätie vo výstuži v momente porušenia prvku – GFRP A

SÚDRŽNOSŤ VÝSTUŽE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.42: Atena – sila na povrchu výstuže v momente porušenia prvku – GFRP A

Na základe zistených hodnôt je možné predpokladať zlyhanie súdržnosti výstuže. Maximálnu silu na meter bežný, ktorú je schopný kontakt preniesť je možné vyčísliť ako:

$$O_s = 2\pi r = 2 \cdot 3,14 \cdot 0,004 = 0,0251m \quad (8.6)$$

$$l_{per} = 5 \cdot d_s = 5 \cdot 0,008 = 0,040m$$

$$\sigma_{s,bd} = 14,03 \text{ MPa} = \frac{N}{A} = \frac{F_{s,per}}{O_s \cdot l_{per}} = \frac{F_{s,per}}{0,0251 \cdot 0,040} \Rightarrow F_{s,per} \quad (8.7)$$

$$F_{s,per} = 0,0141 \text{ MN/perimeter} \quad (8.8)$$

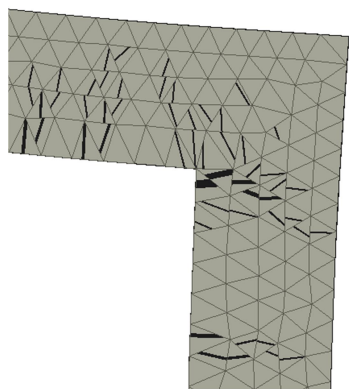
$$\frac{0,0141}{0,0251 \cdot 0,040} = \frac{F_{s,bd}}{0,0251 \cdot 1} \Rightarrow F_{s,bd} \quad (8.9)$$

$$F_{s,bd} = 0,353 \text{ MN/m} \quad (8.10)$$

Na Obr. 8.2.42 je možné vidieť oblasti, v ktorých bola presiahnutá súdržnosť výstuže $F_{s,bd}$. Po dosiahnutí tejto hodnoty (už potrhaný prvok v oblastiach č.1, 2 a 3) klesá súdržnosť výstuže podľa závislostí zavedených v kapitole 8.2.1–GFRP. V čase presiahnutia súdržnosti výstuže dosahuje prvok svojej maximálne únosnosti a zároveň dochádza k rozvoju trhlin vo vzpere styčniku. Tento typ porušenia sa nezhoduje s predpokladaným, ktorý bol stanovený na pretrhnutie ťahanej výstuže, avšak dobre odpovedá zisteniam experimentálnych výsledkov. Trhliny o šírke 0,1mm a väčších, v čase maximálnej únosnosti prvku a úplne zdeformovaný prvok (úplná deštrukcia prvku) sú graficky znázornené na Obr. 8.2.43 a Obr. 8.2.44.

TRHLINY

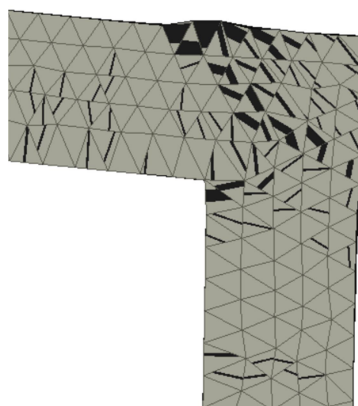
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.43: Atena – trhliny – v momente porušenia prvku – GFRP A

TRHLINY

- úplná deformácia prvku

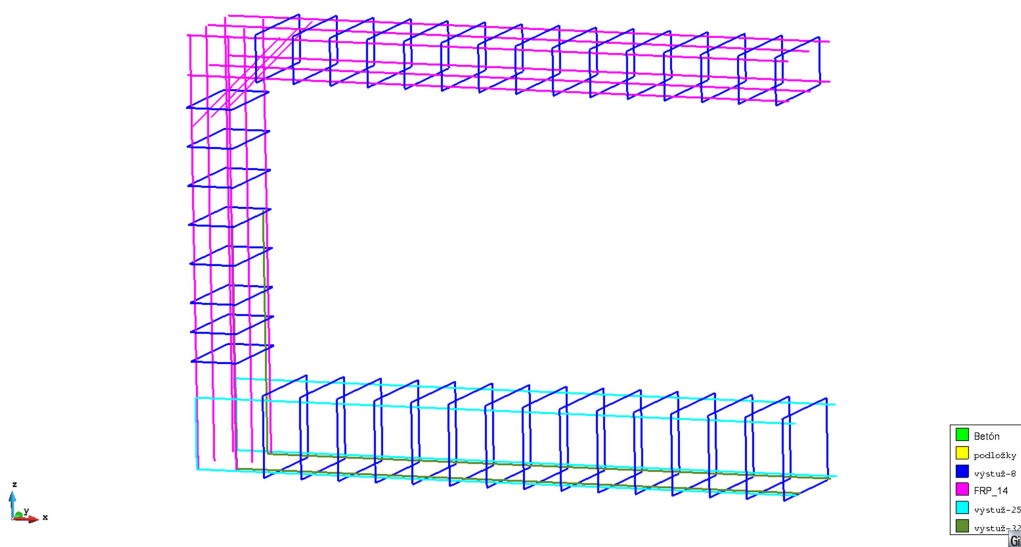


Obr. 8.2.44: Atena – trhliny - úplná deformácia prvku – GFRP A

8.2.5.4 GFRP B

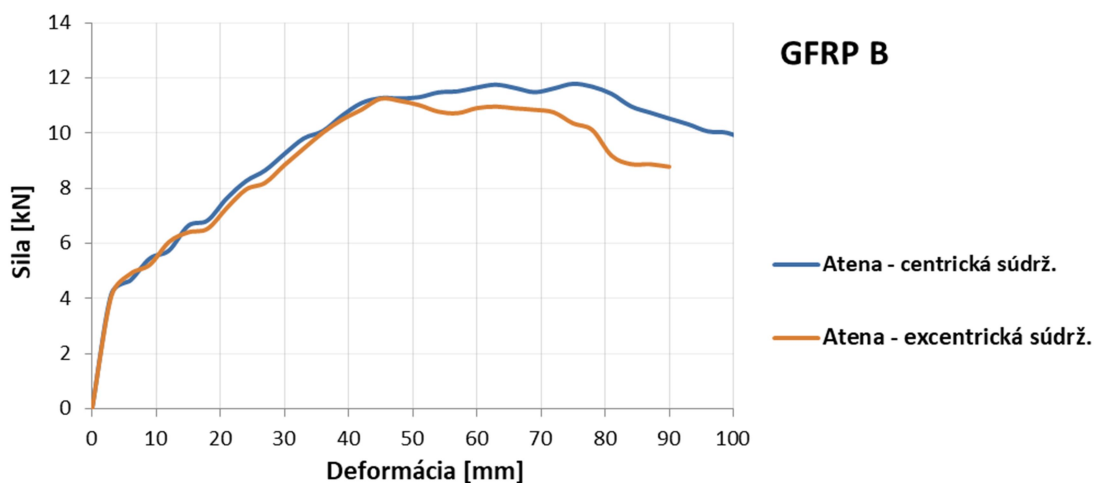
Model označený ako GFRP B, bol vytvorený v súlade s predošlými kapitolami a výkresovou dokumentáciou.

Hlavnú nosnú výstuž prvku tvoria pruty kompozitnej výstuže profilu $\varnothing 14\text{mm}$ (ružové) a ocelové strmienky profilu $\varnothing 8\text{mm}$ (modré). Spodná časť je vystužená ocelovými profilmi $\varnothing 25\text{mm}$ (svetlo modré) a $\varnothing 32\text{mm}$ (zelené) tak, aby k porušeniu dochádzalo vo vrchnom styčníku. Podrobnejší popis vystuženia vid' zoznam príloh. Model je zobrazený na Obr. 8.2.45.



Obr. 8.2.45: Model prvku GFRP B – výstuž

Zavedením nižších hodnôt medzného napätia súdržnosti kompozitnej výstuže, odpovedajúce excentrickým pull-out testom podľa [24] (vid' kapitola 8.2.1), dochádza k poklesu únosnosti prvku. Tento fakt napovedá, že celková únosnosť prvku môže byť ovplyvnená dosiahnutím medzných hodnôt napätí súdržnosti výstuže. Pre GFRP B prvok tento rozdiel však nie je tak zásadný, ako v prípade GFRP A prvku. Celkové výsledky v grafickom zobrazení sú na Obr. 8.2.46.

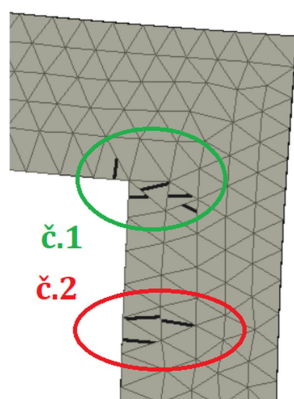


Obr. 8.2.46: Atena – celkové výsledky – GFRP B

Trhliny väčšie ako 0,1mm počas zaťažovania sú vyobrazené na Obr. 8.2.47 a Obr. 8.2.48.

TRHLINY

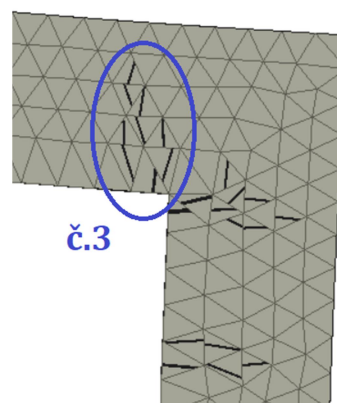
- v momente vzniku oblastí č.1 a 2



Obr. 8.2.47: Atena – trhliny – v momente vzniku v oblastiach č.1 a 2 – GFRP B

TRHLINY

- v momente vzniku oblastí č.3



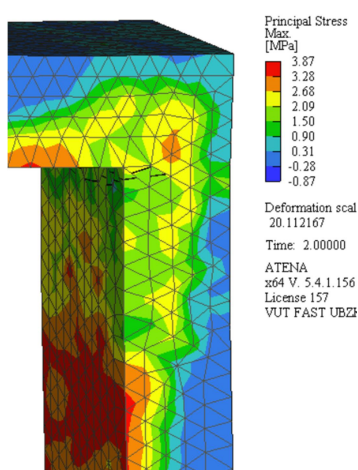
Obr. 8.2.48: Atena – v momente vzniku v oblastiach č.3 – GFRP B

Podobne ako v prípade vzorku GFRP A, je rozvoj trhlín rozdelený na 3 časti, v ktorých sa postupom času trhliny vyskytujú. Prvotné trhliny vznikajú v krycej vrstve výstuže - oblasti č.1 (Obr. 8.2.47). Následne, prejavom sa rozdielnych tuhostí ocelevej a kompozitnej časti prvku, dochádza pri sile 5,13 kN k rozvoju trhlín v oblasti č.2 (Obr. 8.2.47). Postupne narastá napätie vo výstuži pri spodnom povrchu vodorovnej časti prvku. Jej deformáciou dochádza k rozvoju trhlín v oblasti č.3, pričom táto oblasť trhlín vzniká pri sile 6,41 kN (Obr. 8.2.48). K porušeniu styčného trhlínami a zároveň dosiahnutiu maximálneho zaťaženia pôsobiaceho na prvok, dochádza až pri dosiahnutí zaťaženie o sile 11,25 kN. Tomuto momentu odpovedá Obr. 8.2.55.

Ťahové napätie v betóne počas zaťažovania prvku v čase vzniku trhlín s odpovedajúcim označením podľa oblasti ich vzniku sú zobrazené na Obr. 8.2.49 a Obr. 8.2.50.

ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE

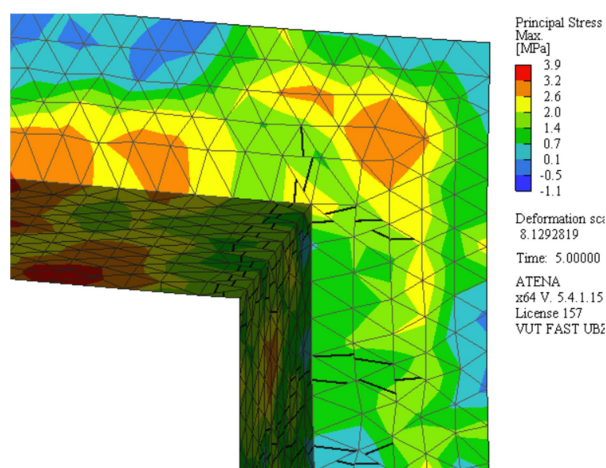
- v momente vzniku trhlín v oblasti č.2



Obr. 8.2.49: Atena - ťahové napätie v betóne v momente vzniku trhlín v oblasti č.2 – GFRP B

ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE

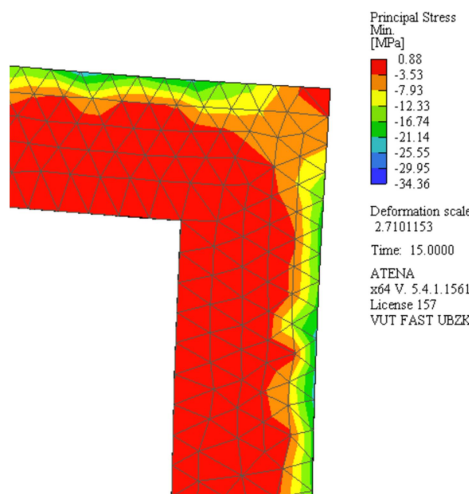
- v momente vzniku trhlín v oblasti č.3



Obr. 8.2.50: Atena - ťahové napätie v betóne v momente vzniku trhlín v oblasti č.3 – GFRP B

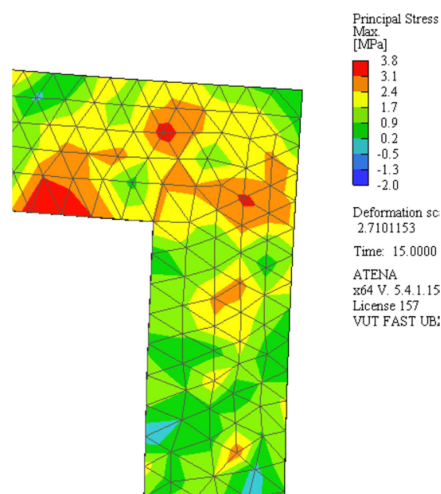
Pre GFRP B prvok platí, že nedochádza k dosiahnutiu medzných hodnôt pevnosti betónu v tlaku a pevnosti výstuže. Grafické zobrazenie napätí v betóne v momente porušenia prvku je znázornené na Obr. 8.2.51 a Obr. 8.2.52.

TLAKOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.51: Atena - tlakové napätie v betóne v momente porušenia prvku – GFRP B

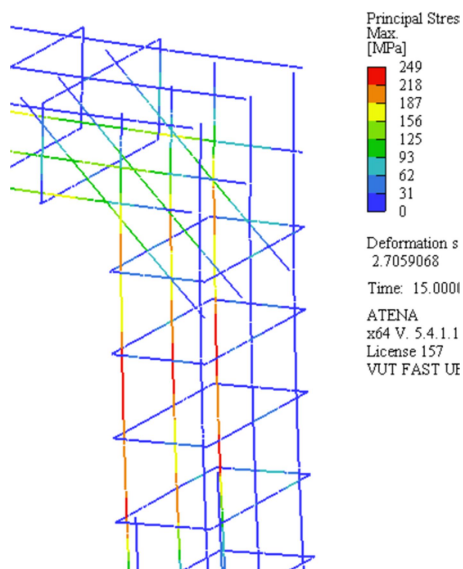
ŤAHOVÉ NAPÄTIE V BETÓNE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.52: Atena - ťahové napätie v betóne v momente porušenia prvku – GFRP B

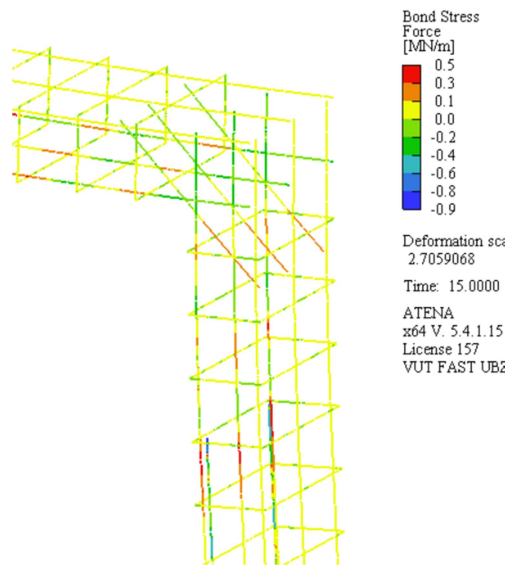
Grafické zobrazenie napätia vo výstuži (Obr. 8.2.53) a sily pôsobiacej na povrchu výstuže (súdržnosť výstuže - Obr. 8.2.54) v momente porušenia prvku.

MAX. NAPÄTIE VO VÝSTUŽI
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.53: Atena – napätie vo výstuži v momente porušenia prvku – GFRP B

SÚDRŽNOSŤ VÝSTUŽE
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.54: Atena – sila na povrchu výstuže v momente porušenia prvku – GFRP B

Podľa celkových výsledkov únosnosti je možné predpokladať zlyhanie súdržnosti výstuže, ktorú je možné vyčíslit' ako:

$$O_s = 2\pi r = 2 \cdot 3,14 \cdot 0,007 = 0,0439m \quad (8.11)$$

$$l_{per} = 5 \cdot d_s = 5 \cdot 0,014 = 0,070m$$

$$\sigma_{s,bd} = 14,03 \text{ MPa} = \frac{N}{A} = \frac{F_{s,per}}{O_s \cdot l_{per}} = \frac{F_{s,per}}{0,0439 \cdot 0,070} \Rightarrow F_{s,per} \quad (8.12)$$

$$F_{s,per} = 0,0431 \text{ MN/perimeter} \quad (8.13)$$

$$\frac{0,0431}{0,0439 \cdot 0,070} = \frac{F_{s,bd}}{0,0439 \cdot 1} \Rightarrow F_{s,bd} \quad (8.14)$$

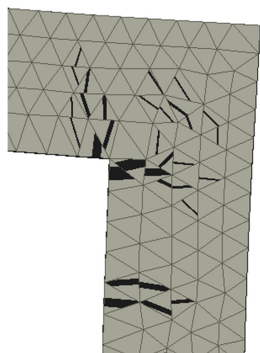
$$F_{s,bd} = 0,616 \text{ MN/m} \quad (8.15)$$

Obr. 8.2.54 vyobrazuje sily súdržnosti výstuže. Tie v styčníku nedosahujú maximálnych hodnôt. To je spôsobené tým, že ako prvá zlyháva súdržnosť ocelevej výstuže profilu Ø32mm a to pri sile zaťaženia 11,25 kN. V tomto momente sa trhliny vo vzpere styčníku stále nevyskytujú. Pri ďalšom zaťažovaní únosnosť najskôr mierne poklesne a dochádza k rozvoju trhlín v styčníku. Následne však únosnosť opäť mierne narastá, keďže funkciu začína preberať GFRP výstuž. Tá čoskoro dosiahne medzných hodnôt súdržnosti výstuže pri zaťažení prvku 10,96 kN a deformácií 62mm a výstuž stráca schopnosť prenášať napätie do betónu. Následne prvok stráca celkovú únosnosť. Zistené výsledky sa nezhodujú s predpokladmi, avšak preukázali spôsob porušenia zisteného experimentálne. Výsledné porušenie prvku je teda možné popísať ako porušenie vzpery styčníku vplyvom priečných ťahov pri zlyhaní súdržnosti.

Trhliny o šírke 0,1mm a väčších v momente porušenia prvku a hodnoty súdržnosti GFRP výstuže v čase jej zlyhania sú vyobrazené na Obr. 8.2.55 a Obr. 8.2.56.

TRHLINY

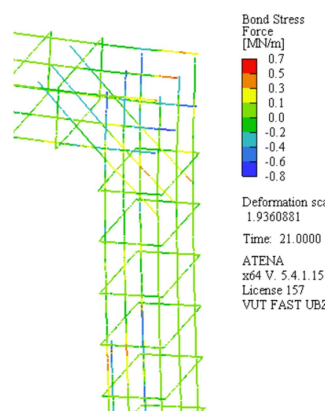
- v momente porušenia prvku



Obr. 8.2.55: Atena – trhliny – v momente porušenia prvku – GFRP B

SÚDRŽNOSŤ VÝSTUŽE

- v momente poruš. súdržnosti GFRP výstuže



Obr. 8.2.56: Atena – sila na povrchu GFRP výstuže v momente porušenia jej súdržnosti – GFRP B

9. ZÁVER

Na záver sú porovnané jednotlivé typy výpočtov s výsledkami experimentálnych skúšok. Porovnané sú:

EXPERIMENTÁLNE SKÚŠKY

V rámci výskumu prevedeného na univerzite VUT, Fakulta stavební v Brne, boli v spolupráci s výskumným strediskom AdMaS prevedené experimentálne skúšky prvkov. Po zhotovení prvkov boli zistené odlišnosti od výkresovej dokumentácie. Odlišnosti sa týkali predovšetkým polohy výstuže, nie jej dimenzií a množstva výstuže, pričom rozdielnosti v uložení výstuže boli pri každom prvku odlišné. V prílohách je časť popisujúca zmeny polohy, pričom označenie polohy výstuže ceruzkou ukazujú skutočnú polohu výstuž. Zelené pero označuje pôvodne uvažovanú polohu výstuže.

B-N

Pod označením B-N sú uvedené výpočty v miestne platnosti Bernouli-Navierovej hypotézy, teda v mieste B-oblasti (rozdiel medzi D a B oblasťami viď kapitola 3). Jedným zo zámerov práce je určenie, nakoľko je bezpečné pri návrhu používať tento typ výpočtu. Preto bol tento postup zvolený ako referenčný. Podrobný postup výpočtu je popísaný v kapitole 6.

ATENA - CENTRICKÝ

Nelineárny výpočet bol prevedený softwarom Atena, s predpokladanou súdržnosťou výstuže získanou z centrických pull-out testov podľa [25] [24] a v súlade s výkresovou dokumentáciou, ktorá ale úplne neodpovedá skutočnému prevedeniu prvkov skúšaných experimentálne. Podrobnejší postup je možné nájsť v kapitole 8.

ATENA – EXCENTRICKÝ

Výpočet označený ako Atena – excentrický je totožný s výpočtom Atena – centrický, pričom rozdiel pri ich výpočte je výhradne v hodnotách súdržnosti výstuže, ktoré pre takto označované prvky vychádzajú z excentrických pull-out testov [25] [24]. Prvky popisované v kapitole 8.2.5 odpovedajú tomuto typu výpočtu.

STRUT AND TIE - f_{ctm}

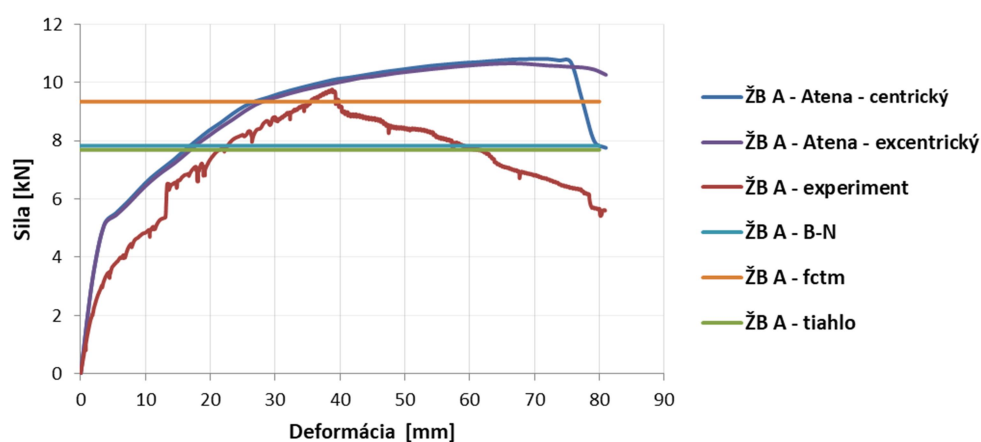
Výpočet pomocou priehradovej analógie bol prevedený v dvoch variantoch. Pre porovnanie bol zvolený model č.2, nakoľko lepšie odpovedá skutočnému chovaniu v styčníku. Výsledky označené ako f_{ctm} , značia prípady porušenia styčníku, kde rozhoduje pevnosť betónu v ťahu. Postup je podrobnejšie rozobraný v kapitole 7.2.4.

STRUT AND TIE - tiahlo

Druhý variant Strut and tie modelu, je variant nazvaný „tiahlo“. Výsledky tohto modelu označujú prípady porušenia ťahanej nosnej výstuže, pričom jej únosnosť sa líši podľa typu výstuže, resp. typu kotvenia výstuže. Pre železobetónové prvky bola uvažovaná plná únosnosť tiahla, pričom pre prvky vystužené kompozitnou výstužou bola zvolená ich redukcia na základe zníženej schopnosti výstuže zakotviť jej ťahové sily. Postup je podrobnejšie rozobraný v kapitole 7.2.5.

9.1 ŽELEZOBETÓN A

Pre prvky so železobetónovou výstužou, odpovedajúce vystuženiu hlavnou nosnou výstužou 3xØ8mm (stupeň vystuženia 0,45%), sú výsledky zobrazené na Obr. 9.1.1.



Obr. 9.1.1: Porovnanie výsledkov – ŽB.A

Z grafického zobrazenia je možné zistiť, že medzi výpočtami pomocou softwaru **Atena**, ktorých rozdiel je v hodnote uvažovanej súdržnosti výstuže, neboli zistené zásadné odlišnosti. V kapitole 8.2.5.1 bolo popísané, že porušenie prvku nastáva pretrhnutím ocelevej výstuže. Keďže oba modely zlyhávajú pri približne rovnakej hodnote zaťaženia, je možné usúdiť, že majú rovnaký alebo veľmi podobný spôsob porušenia. Odlišnosť výsledkov výpočtov od experimentálnych skúšok je možné prisúdiť rozdielnej polohe výstuže.

Pre výpočet pomocou Strut and Tie modelu sa javia ako použiteľné oba uvažované varianty. Vzhľadom na spôsob porušenia prvku sa však ako vhodnejší model javí **SaT – tiahlo**, ktorý sa svojimi hodnotami rovná výsledkom zisteným pomocou modelu B-N. Nakoľko nelineárna analýza a experimentálne zistenia vykazovali porušenie ťahanej oceli, pričom došli k vyšším hodnotám únosnosti prvku, je možné návrh podľa modelu SaT – tiahlo považovať za bezpečný s pomerne značnou rezervou.

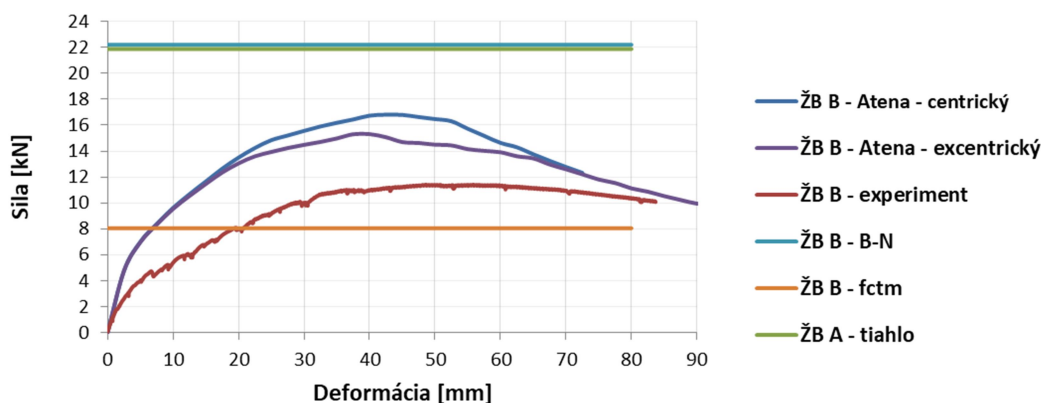
Bežne používaný výpočet formou metódy medznej rovnováhy, ktorý je používaný v miestach platnosti Bernoulli-Navierovej hypotézy – preto označenie **B-N**, platí, že jeho výsledky sa rovnajú modelu SaT tiahlo, pričom mierne podhodnocuje výslednú únosnosť. Tento postup je možné považovať pri návrhu za bezpečný.

V prípade **experimentálnej skúšky** došlo oproti výkresovej dokumentácii k miernej zmene polohy výstuže smerom kvnútornému okraju prvku. Tím síce došlo k zvýšeniu účinnej výšky ťahanej výstuže, no v dôsledku posunu tlačenej výstuže rovnakým smerom, dochádza v styčníku ku koncentráciám napätia na menšej ploche, v dôsledku čoho dochádza k zníženiu celkovej únosnosti prvku. Porušenie experimentálneho prvku ocelevej A varianty bolo pri návrhu predpokladané na úrovni pretrhnutia výstuže. Pre skúšaný prvok bolo zistené, že došlo k dosiahnutiu plastických pretvorení výstuže, teda dosiahnutiu napätia na plastickej vetve pracovného diagramu oceli, no zároveň dochádzalo k čiastočnému zlyhaniu súdržnosti výstuže.

Zhrnutie – pre železobetónové prvky s nižším stupňom vystuženia (obecne maximálne do 1%) platí, že je bezpečné použiť výpočet metódou medznej rovnováhy „B-N“ a taktiež „SaT - tiahlo“. Nelineárne výpočty sú pomerne presné a variabilné, avšak vzhľadom na časovú náročnosť pre výpočet oblasti styčníku, neefektívne.

9.2 ŽELEZOBETÓN B

Pre prvky so železobetónovou výstužou, ktoré odpovedajú vystuženiu hlavnou nosnou výstužou $3 \times \varnothing 14 \text{ mm}$ (stupeň vystuženia 1,50%), sú výsledky zobrazené na Obr. 9.2.1.



Obr. 9.2.1: Porovnanie výsledkov - ŽB.B

Z grafického zobrazenia je jasné, že v prípade výpočtov pomocou softwaru **Atena** dochádza vzhľadom na súdržnosť výstuže k odchýlkam pri stanovení medznej únosnosti. Pre výpočty označené ako excentrické, bola uvažovaná nižšia súdržnosť výstuže, ktorá je pre výslednú únosnosť prvku rozhodujúca. Spôsob porušenia je presnejšie popísaný v kapitole 8.2.5.2. Odlišnosť od experimentálnych skúšok je možné prisúdiť rozdielnej polohe výstuže.

Predpokladaný spôsob porušenia bol stanovený ako porušenie styčníka vplyvom priečnych ťahov, ktorému odpovedá typ porušenia modelu **Strut and Tie - fctm**. Model tiež odpovedá spôsobu porušenia zisteného pri experimentálnych skúškach. Výsledky nelineárneho výpočtu však napovedajú, že zároveň môže v určitých častiach prvku dochádzať k strate súdržnosti výstuže. Vo výsledku je možné tvrdiť, že pre návrh je bezpečné použiť model f_{ctm} , pričom dochádza ku značnej chybe na stranu bezpečnú. Pri porovnaní hodnôt s variantom žb.A dokonca dochádza k jej poklesu. Tento fakt je spôsobený zmenou geometrie celého modelu, ktorá vychádza z naväzujúcej B-oblasti.

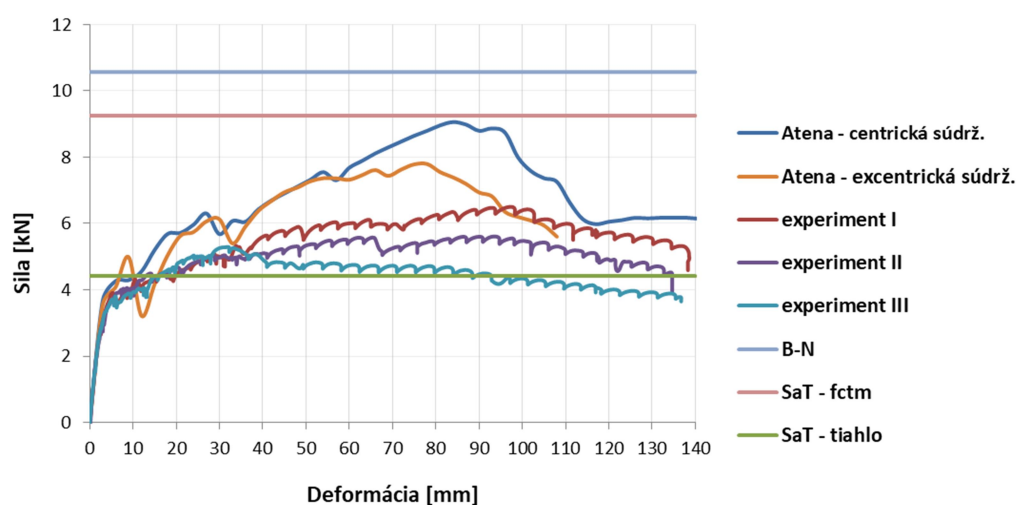
Výpočet metódou medznej rovnováhy, označený ako **B-N**, sa ukazuje ako nadhodnotený a postupovať podľa neho vedie k nebezpečným návrhom.

Poloha výstuží pri **experimentálnych skúškach** bola v porovnaní s výkresovou dokumentáciou pozmenená. Výstuž pri vnútornom okraji prvku bola uložená ďalej od povrchu, čím sa zmenila účinná výška ťahanej výstuže. Taktiež priečna (diagonálna) výstuž, ktorá ma zásadný vplyv na prenos ťahových napätí, bola uložená bližšie k vonkajšiemu okraju. Obe tieto skutočnosti zapríčiňujú pokles celkovej únosnosti prvku oproti vypočítanej nelineárnou analýzou, pričom pre experimentálne prvky platí, že k ich porušeniu dochádzalo k porušeniu styčníka vplyvom priečnych ťahov.

Zhrnutie – pre železobetónové prvky s vyšším stupňom vystuženia (obecne nad 1%) platí, že Strut and Tie - f_{ctm} model, podobne ako v prípade varianty A, podhodnocuje výslednú únosnosť. Avšak vzhľadom na rovnaký spôsob porušenia, je možné ho považovať za vypovedajúci a bezpečný. Pre výpočet pomocou MMR (B-N) a SaT – tiahlo, ktorých hodnoty si odpovedali, naopak platí, že výsledky vysoko nadhodnocujú a preto je ich použitie nebezpečné. Vzhľadom na časovú náročnosť nelineárnych výpočtov je vhodné zvoliť výpočet pomocou Strut and Tie - fctm modelu.

9.3 GFRP A

Pre prvky s kompozitnou výstužou, ktoré odpovedajú vystuženiu hlavnou nosnou výstužou 3xØ8mm (stupeň vystuženia 0,45%), sú výsledky zobrazené na Obr. 9.3.1.



Obr. 9.3.1: Porovnanie výsledkov – GFRP A

Výpočty pomocou softwaru **Atena** vykazujú v závislosti na odlišných hodnotách súdržnosti výstuže rozdielne výsledky. Spôsob porušenia prvku označeného ako excentrický, je približený v kapitole 8.2.5.3. Celková únosnosť je v zásadnej miere definovaná súdržnosťou výstuže, pričom rozdiel modelov nelineárnej analýzy bol práve v hodnote ich súdržnosti výstuže. V prípade vyššej hodnoty súdržnosti, resp. lepšieho zaistenia kotvenia výstuže, je možné predpokladať navýšenie únosnosti prvku. Odlišnosť od experimentálnych skúšok je možné prisúdiť rozdielnej polohe výstuže.

Pre výpočet **SaT-tiahlo**, ktorý uvažoval porušenie detailu formou porušenia tiahla (výstuže), ktorého pevnosť bola zredukovaná schopnosťou zakotviť ťahovú silu (bližšie viď kapitola 7.2.5), platí, že sa najvýstižnejšie približuje spôsobom porušenia experimentálnych skúšok a nelineárnej analýzy. Nakoľko výsledky SaT-tiahlo modelu, v porovnaní s hodnotami získanými experimentálne a nelineárnym výpočtom, došlo k zníženiu celkovej únosnosti, je možné návrh týmto spôsobom považovať za bezpečný.

Výsledná únosnosť zistená pomocou metódy medzných pretvorení, v grafe označovaným ako **B-N**, vyšla nadhodnotená. Pre tento model platí, že predpoklady porušenia prierezu boli odlišné. Pre B-N platilo, že únosnosť prierezu je dosiahnutá v momente pretrhnutia nosnej výstuže, čo neodpovedá zisteniam experimentov a nelineárnej analýzy. Platí teda, že v dôsledku odlišného typu porušenia došlo k nárastu hodnôt únosnosti, a teda tento výpočet je možné považovať za nebezpečný.

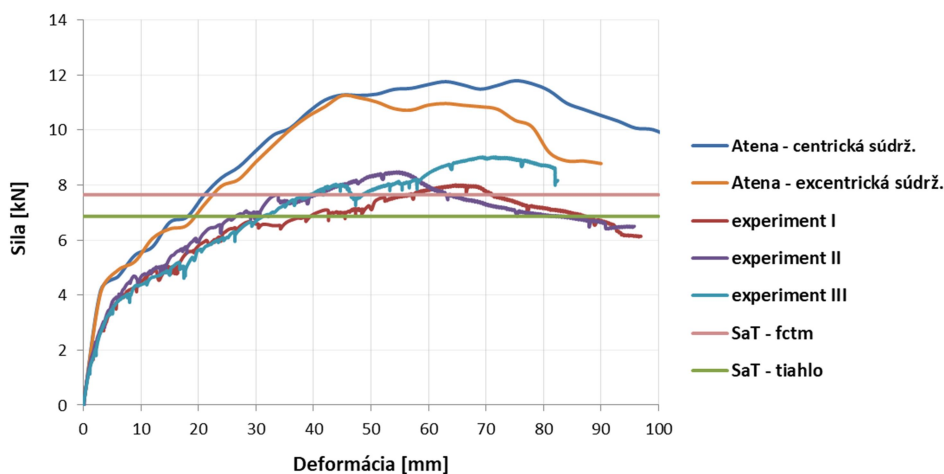
Podobne ako v predošlých prípadoch, tak aj pre kompozitné prvky došlo pri uložení výstuže **experimentálnych prvkov** k zmene oproti výkresovej dokumentácii. Zistené boli posuny výstuže smerom k vnútornému okraju prvku. Podobne ako v prípade železobetónového prvku variantu A, dochádza k zvýšeniu účinnej výšky, ale aj koncentrácií tlakových napätí na menšej ploche, čím prvok prichádza o značnú časť betónu schopného prenášať napätia a vo výsledku teda dôjde k zníženiu celkovej únosnosti prvku. Tento fakt však nebol rozhodujúcim faktorom. Ako rozhodujúci faktor sa ukázala nedostatočná kotviaca dĺžka, nevhodné prevedenie valčekov a nižšia súdržnosť výstuže.

Zhrnutie – pre GFRP A prvky platí, že došlo k úplne odlišnému typu porušenia oproti očakávaným pri návrhu, a to z dôvodu nedostatočného kotvenia ťahanej výstuže. V prípade, že by výstuž bola dostatočne zakotvená, a to pomocou vhodne navrhnutých valčekov, prípadne výstužou zakotvenou v tlačenej oblasti, výstuž by bolo možné považovať za dostatočne zakotvenú a spôsob porušenia prvku by sa lepšie približoval predpokladanému spôsobu porušenia, ktorý bol stanovený na pretrhnutie ťahanej výstuže. Tento predpoklad si však vyžaduje ďalšie overenie. Pomerne presné výsledky je možné dosiahnuť nelineárnou analýzou, ktorá vystihuje všetky okolnosti ovplyvňujúce výslednú únosnosť. Pre zjednodušený výpočet metódu medzných pretvorení - B-N platí, že dochádza k odlišnému predpokladu porušenia, a preto návrh môže viesť k nebezpečným výsledkom. Pre SaT model, ktorý počíta s maximálnym napätím vo výstuži zredukovaným schopnosťou zakotviť ťahovú silu (bližšie vid' kapitola 7.2.5), je možné tvrdiť, že postup a návrh je bezpečný.

Vzhľadom na nižší modul pružnosti výstuže by teoreticky malo dochádzať k vyšším deformáciám, resp. pootočeniam prvku, v dôsledku čoho by mal prvok strácať svoju únosnosť pri nižších hodnotách zaťaženia. Avšak ako bolo zistené vo variante žb.A, pri nižšej ploche ťahanej výstuže, ktorej napätie sa pri experimentálnych skúškach dostávalo do plastických hodnôt pracovného diagramu oceli, môže dôjsť práve k zlyhaniu výstuže. Je preto na ďalšom overovaní, ku ktorému porušeniu bude v prípade správneho zakotvenia GFRP výstuže dochádzať.

9.4 GFRP B

Pre prvky kompozitnou výstužou, ktoré odpovedajú vystuženiu hlavnou nosnou výstužou 3xØ14mm (stupeň vystuženia 1,50%), sú výsledky zobrazené na Obr. 9.4.1.



Obr. 9.4.1: Porovnanie výsledkov – GFRP B

Nelineárne výpočty pomocou softwaru **Atena** opäť ukazujú závislosť na uvažovanej hodnote súdržnosti výstuže, avšak nie v tak výraznej miere ako v prípade GFRP A prvkov. Podrobne popísaný spôsob porušenia prvkov s hodnotami excentrických pull-out testov súdržnosti výstuže je v kapitole 8.2.5.4. Odlišnosť od experimentálnych skúšok je možné prisúdiť rozdielnej polohe výstuže.

Zistenia experimentálnych skúšok hovoria o porušení styčného od priečných ťahov s vplyvom zlyhania súdržnosti, resp. kotvenia výstuže. Tento spôsob porušenia je kombináciou SaT modelov označovaných ako **SaT-fctm** a **SaT-tiahlo**. Výsledky týchto modelov sú si blízke, preto je možné tvrdiť, že rozhodujúcim stavom, bude vždy stav s nižšou výslednou únosnosťou. Tento prístup vedie k bezpečným návrhom styčného.

Hodnota únosnosti vypočítaná pomocou metódy medzných pretvorení (**B-N**) vyšla natoľko vysoká, že nebola do grafu zanesená. Porušenie pomocou MMP bolo predpokladané pretrhnutím ťahanej výstuže, čo neodpovedá spôsobu zisteného porušenia. V prípade správneho a vhodného prevedenia kotvenia kompozitnej výstuže nie je tento výpočet vylúčený, je však nutné ho ďalej overiť.

Taktiež u kompozitných prvkov, vystužených vyšším stupňom vystuženia, boli zistené odlišnosti výkresovej dokumentácie od **experimentálnych skúšok**. Vo vodorovnej časti boli tlačene aj ťahané pruty uložené bližšie k vnútornému povrchu. Vo zvislej časti boli pruty oproti plánovanej polohe bližšie k jadrú prierezu. Tieto skutočnosti viedli k zníženiu celkovej únosnosti prvkov. Pre experimentálne skúšané prvky bolo zistené porušenie styčného od priečných ťahov, pričom deformácie, resp. pootočenia prvku narastali rýchlejšie v dôsledku zlyhania súdržnosti, resp. kotvenia výstuže.

Zhrnutie – pre výpočet MMP označený ako B-N platí, že dochádza k odlišnému typu porušenia ako v prípade experimentálnych skúšok a nelineárnych výpočtov. Preto je tento prístup možné považovať za nebezpečný. Pre návrh pomocou SaT platí, že v prípade použitia oboch modelov a uvažovania výslednej únosnosti podľa nižšej hodnoty zistenej z nich, je možné výpočet považovať za bezpečný. Presný výpočet je možný pomocou nelineárnej analýzy, ktorá je ale časovo náročná.

9.5 POROVNANIE VÝSLEDKOV

Na záver je v Tab. 9.1 zobrazený celkový prehľad spočítaných výsledkov s odpovedajúcim označením.

Tab. 9.1: Porovnanie výsledkov

Prvok	Výpočet	M _{Rd}		F _z		vs B-N	POZN.
			kNm		kN		
OCEL - A	A-STEEL - experiment		11.22		9.76	125%	
	B-N		9.00		7.83	100%	referenčný
	SaT - f _{ctm}		10.74		9.34	119%	rozhoduje
	SaT - f _c		23.51		20.45	261%	
	SaT - tiahlo		8.95		7.79	99%	
	ATENA - centrická		12.42		10.80	138%	
	ATENA - excentrická		12.25		10.7	136%	rozhoduje
GFRP - A	A-GFRP-1 - experiment	7.48	6.67	6.50	5.80	55%	
	A-GFRP-2 - experiment	6.45		5.61			
	A-GFRP-3 - experiment	6.09		5.30			
	B-N		12.2		10.6	100%	referenčný
	SaT - f _{ctm}		10.64		9.25	88%	
	SaT - f _c		32.18		27.98	265%	
	SaT - tiahlo		5.08		4.42	42%	rozhoduje
	ATENA - centrická		10.42		9.06	86%	
	ATENA - excentrická		8.96		7.79	74%	rozhoduje
OCEL - B	B-STEEL - experiment		13.12		11.41	51%	
	B-N		25.5		22.2	100%	referenčný
	SaT - f _{ctm}		9.26		8.05	36%	rozhoduje
	SaT - f _c		21.78		18.46	85%	
	SaT - tiahlo		25.39		22.08	99%	
	ATENA - centrická		19.3		16.81	76%	
	ATENA - excentrická		17.6		15.31	69%	rozhoduje
GFRP - B	B-GFRP-1 - experiment	9.21	9.78	8.01	8.50	43%	
	B-GFRP-2 - experiment	9.75		8.48			
	B-GFRP-3 - experiment	10.37		9.02			
	B-N		22.8		26.2	100%	referenčný
	SaT - f _{ctm}		8.79		7.65	39%	rozhoduje
	SaT - f _c		28.68		24.94	126%	
	SaT - tiahlo		7.89		6.86	35%	rozhoduje
	ATENA - centrická		13.56		11.79	59%	
	ATENA - excentrická		12.93		11.25	57%	rozhoduje

Poznámky: rozhoduje - označenie rozhodujúceho typu výpočtu daného modelu
ako referenčný je uvažovaný výpočet B-N

9.6 POROVNANIE TUHOSTI STYČNÍKOV

Kompozitná výstuž má v porovnaní s ocelovou, takmer štvrtinovú tuhosť. Keďže jej modul pružnosti je násobne nižší, mala by sa táto skutočnosť prejavovať na celkových deformáciách styčníc. Pre porovnanie boli spočítané hodnoty pootočenia styčníc v čase dosiahnutia maximálne únosnosti prvkov. Výsledky v porovnaní s železobetónovou variatnou experimentu v Tab. 9.2.

Tab. 9.2: Porovnanie deformácií styčníc

Prvok	Výpočet	M_{Rd}		φ		K_p	Porovnanie
			kNm		rad		
OCEL - A	A-STEEL - experiment		11.22		0.034	0.33	1.00
	ATENA - centrická		12.42		0.061	0.20	0.61
	ATENA - excentrická		12.25		0.058	0.21	0.64
GFRP - A	A-GFRP-1 - experiment	7.48	6.67	0.084	0.064	0.10	0.31
	A-GFRP-2 - experiment	6.45		0.081			
	A-GFRP-3 - experiment	6.09		0.028			
	ATENA - centrická		10.4		0.073	0.14	0.43
	ATENA - excentrická		9.0		0.068	0.13	0.40
OCEL - B	B-STEEL - experiment		19.33		0.037	0.52	1.00
	ATENA - centrická		17.61		0.035	0.51	0.97
	ATENA - excentrická		13.12		0.042	0.31	0.59
GFRP - B	B-GFRP-1 - experiment	9.21	9.78	0.056	0.055	0.18	0.34
	B-GFRP-2 - experiment	9.75		0.047			
	B-GFRP-3 - experiment	10.37		0.060			
	ATENA - centrická		13.56		0.065	0.21	0.40
	ATENA - excentrická		12.61		0.055	0.23	0.44

Poznámky: porovnanie prvkov je vzťahnuté na experimentálny žb. prvok s odpovedajúcim stupňom vystuženia

V je možné vidieť, že prvky vystužené kompozitnou výstužou dosahujú vyšších deformácií pri nižšej únosnosti styčníc. Táto skutočnosť je spôsobená viacerými faktormi. Najzásadnejším faktorom je modul pružnosti výstuže, kde s klesajúcim modulom narastá pretváranosť výstuže a teda klesá tuhosť styčníc. Ďalším faktorom je obmedzená schopnosť zakotviť kompozitnú výstuž. Keďže pre tak štíhly prvok by musel byť polomer krivosti ohybu výstuže nízky, dochádzalo by k výraznému poklesu schopnosti výstuže prenášať ťahové napätia – bližšie popísané v kapitole 2.4.6. Z tohto dôvodu boli zvolené kotviace valčeky, ktoré napomáhajú kotveniu výstuže, avšak zaberajú značnú časť objemu styčníc, pričom pri tak štíhlom prvku je to nezanedbateľná časť. Valček neboli v prípade nelineárnej analýzy uvažované, čo by malo za následok ďalšie zníženie únosnosti prípadne nárast pootočení styčníc.

Z týchto dôvodov nie je vhodné tieto prvky porovnávať na úrovni stupňa vystuženia – vid' vzťah (9.1). Preto bol zavedený tzv. efektívny mechanický stupeň vystuženia (vzťah (9.2), ktorým je možné vyjadriť rozdiel v tuhosti použitej výstuže.

▪ **EFEKTÍVNY MECHANICKÝ STUPEŇ VYSTUŽENIA – VPLYV MEDZNEJ PEVNOSTI VÝSTUŽE**

$$\rho = \frac{A_{s/f}}{A_c} \quad (9.1)$$

$$w_{eff} = \rho \cdot \frac{f_f}{f_y} \cdot \frac{E_f}{E_s} \quad (9.2)$$

kde: ρ – stupeň vystuženia

$A_{s/f}$ – plocha ocelevej/kompozitnej výstuže

f_y – medz pevnosti ocelevej výstuže

f_f – medz pevnosti uvažovanej výstuže

E_s – modul pružnosti ocelevej výstuže

E_f – modul pružnosti uvažovanej výstuže

Tab. 9.3: Prehľad efektívnych mechanických stupňov vystuženia spočítaných na základe pevnosti výstuže

Prvok	ρ	f_f	f_y	E_f	E_s	w_{eff}	vs ŽB
	[%]	[MPa]	[MPa]	[GPa]	[GPa]	[%]	[%]
ŽB A	0.45	550	550	200	200	0.450	100.00%
GFRP A	0.45	750	550	47	200	0.144	32.05%
ŽB B	1.45	550	550	200	200	1.450	100.00%
GFRP B	1.45	750	550	47	200	0.465	32.05%

Vypočítané hodnoty poukazujú na odlišnosť tuhosti prvkov. Stupeň vystuženia môže byť rovnaký, avšak vplyvom súdržnosti výstuže, pevnosti výstuže a predovšetkým modulu pružnosti výstuže dochádza k celkovému zmäkčeniu prvkov vystužených kompozitnou výstužou. Preto tieto prvky vykazujú vyššie deformácie pri nižších hodnotách zaťaženia.

Z výsledkov je možné si všimnúť, že percentuálny pokles efektívneho mechanického stupňa (Tab. 9.3) približne odpovedá poklesu tuhosti styčníc K_p (Tab. 9.3), zisteného experimentálnymi skúškami a pomocou výpočtov formou nelineárnej analýzy.

10. POUŽITÁ LITERATÚRA

- [1] **2010, fibModel Code for Concrete Structures.** *International federation for sctructural concrete.* Lausanne : Switzerland, 2013. ISBN 978-3-433-03061-5.
- [2] **concrete, International federation for sctructural.** *fibBulletin no. 40, "FRP reinforcement in RC structures".* Lausanne : s.n., 2007. ISBN 978-2-88394-080-2.
- [3] **BENKO V., BILČÍK J., GAŽOVIČOVÁ N., GIRGLE F., JANUŠ O., HOLLÝ I., MATUŠÍKOVÁ A., PROKEŠ J., ŠTĚPÁNEK P.** *Navrhování betonových konstrukcí s FRP výztuží.* Brno : s.n., 2017.
- [4] **Ing. Pavel Dohnálek, Ph. D.** stavebnictvi3000. <https://www.stavebnictvi3000.cz>. [Online] <https://www.stavebnictvi3000.cz/clanky/kompozitni-tkaniny-od-firmy-betosan>.
- [5] **Vávra, Ing. Zdeněk.** betosan. <http://www.betosan.cz>. [Online] http://www.betosan.cz/wp-content/uploads/prednaska_zesilovani.pdf.
- [6] **TeSan.** TeSan. www.tesan.cz. [Online] <http://www.tesan.cz/externi-lepene-uhlikove-vystuze/>.
- [7] **Prefa-Kompozity.** prefa-kompozity. <https://www.prefa-kompozity.cz>. [Online] https://www.prefa-kompozity.cz/wp-content/uploads/2015/09/katalog_kompozitni_vyztuze_cze_m.pdf.
- [8] **mpo-pokrok.** mpo-pokrok.wz.cz. <http://mpo-pokrok.wz.cz>. [Online] <http://mpo-pokrok.wz.cz/pictures/vysledky/smykova%20vyztuz.jpg>.
- [9] **prof. Ing. Juraj Bilčík, PhD, Ing. Natália Gažovičová.** tzb-info.cz. www.stavba.tzb-info.cz. [Online] <https://stavba.tzb-info.cz/beton-malty-omitky/13577-uplatnenie-frp-vystuzi-v-betonovych-konstrukciach>.
- [10] **A, CAROLIN.** Carbon Fibre Reinforced Polymers for Strengthening of Structural Elements: dizertačná práca. Lulea: Lulea University of Technology : s.n.
- [11] **Ing. František Girgle, Ph.D, a iní, a iní.** betontks. www.betontks.cz. [Online] http://www.betontks.cz/sites/default/files/2017-2-50_0.pdf.
- [12] **institut, Praha: Český normalizační.** ČSN EN 1992-1-1: Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí - Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby. 2006.
- [13] **prof. RNDr. Ing. Petr Štěpánek, CSc. a Ing. Bohuslav Zmek, CSc.** *Prvky betonových konstrukcí - modul CM4.*
- [14] **Ph.D, Ing. Petr Šimůnek.** www.fce.vutbr.cz. [Online] https://www.fce.vutbr.cz/bzk/simunek.p/prvky/02_cv1_materiály_diagramy.pdf.
- [15] **Ph.D., Ing. Martin Tipka a kolektiv.** *Základní principy navrhovanání železobetonových konstrukcí a jejich kritických oblastí.* ČVUT v Praze : s.n., 2017.
- [16] **CSc., Doc. Ing. Jaroslav Navrátil a Ing Petr Ševčík, Ing. Jaromír Kabelá Ph.D.** imaterialy. www.imaterialy.cz. [Online] https://www.imaterialy.cz/rubriky/materialy/navrh-vypocet-a-posouzeni-sten-a-detailu-betonovych-konstrukci_46398.html.
- [17] **Karel Semrád, Csaba Szucs.** *Řešené příklady betonových konstrukcí pomocí příhradové analogie.* Praha : s.n., 2009.

- [18] **Martin Fusek, Radim Halama.** <http://mi21.vsb.cz/.vsb.cz>. [Online]
http://mi21.vsb.cz/sites/mi21.vsb.cz/files/unit/metoda_konecných_prvku_a_hranicnich_prvku.pdf
- [19] **Bravenec, Bc. Ladislav.** *Porovnání různých metod nelineárního výpočtu konstrukcí z hlediska rychlosti, přesnosti a robustnosti.* Brno : s.n., 2013.
- [20] **Kabele, Petr.** [people.fsv.cvut.cz](http://people.fsv.cvut.cz/~pkabele/YNAK/YNAK-pr04.pdf). [Online] <http://people.fsv.cvut.cz/~pkabele/YNAK/YNAK-pr04.pdf>.
- [21] **Solidworks.** <http://help.solidworks.com/>. [Online]
[http://help.solidworks.com/2011/Czech/SolidWorks/cworks/LegacyHelp/Simulation/AnalysisBackground/NonlinearAnalysis/Iterative_Solution_Methods_Newton-Raphson_\(NR\)_Scheme.htm](http://help.solidworks.com/2011/Czech/SolidWorks/cworks/LegacyHelp/Simulation/AnalysisBackground/NonlinearAnalysis/Iterative_Solution_Methods_Newton-Raphson_(NR)_Scheme.htm).
- [22] *Navrhování rámových rohů s použitím modelů náhradní příhradoviny.* **CSc., Ing. Jiří Šmejkal a CSc., Prof. Ing. Jaroslav Procházka.**
- [23] *Strut Efficiency-Based Design for Concrete Deep Beams Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars.* **Khaled Mohamed, Ahmed Sabry Farghaly, and Brahim Benmokrane.** 2016. MS No. S-2015-064.R2.
- [24] *The Effect of Various Test Configurations on the Bond Strength of Sand-coated GFRP Bars.* **Ondrej Januš, František Girgle, Lenka Bodnárová, Vojtech Kostiha, Petr Štěpánek.**
- [25] *Effect of Surface Treatment and Test Configuration on Bond Behaviour of GFRP Rebars.* **Ondrej Januš, František Girgle Vojtech Kostiha, Petr Štěpánek.** Brno : s.n.
- [26] **Vladimír Červenka, Libor Jendele, Jan Červenka.** *Atena - Program Documentation - part 1 - Theory.* Praha : s.n., 2018.

ZOZNAM PRÍLOH

P1 – POUŽITÉ PODKLADY

- | | |
|---|--------|
| 1) VÝKRES TVARU A KONFIGURACE EXPERIMENTU | M 1:20 |
| 2) RÁMOVÝ ROH – VYZTUŽENÍ – VARIANTA B – GFRP | M 1:20 |
| 3) RÁMOVÝ ROH – VYZTUŽENÍ – VARIANTA A – GFRP | M 1:20 |
| 4) RÁMOVÝ ROH – VYZTUŽENÍ – VARIANTA B – OCEL | M 1:20 |
| 5) RÁMOVÝ ROH – VYZTUŽENÍ – VARIANTA B – OCEL | M 1:20 |
| 6) SOUHRANNÝ VÝKAZ VYZTUŽENÍ | M 1:20 |
| 7) ZÁZNAM ZKOUŠENÍ | |
| 8) VYHODNOTENIE MATERIÁLOVÝCH VLASTNOSTÍ BETÓNU | |
| 9) SKUTEČNÁ POLOHA VÝZTUŽE | |
| 10) PREDBEŽNÝ TVAR NÁDRŽE | M 1:50 |
| 11) TECHNICAL REPORT – COOLING RESERVOIR | |

P2 – STATICKÝ VÝPOČET

- 1) TECHNICKÁ SPRÁVA
- 2) STATICKÝ VÝPOČET
- 3) DIMENZOVANIE

P3 – VÝKRESOVÁ ČASŤ

- | | |
|---|--------|
| 1) VÝKRES TVARU – MONOLITICKÁ NÁDRŽ | M 1:50 |
| 2) PREFABRIKOVANÁ VRCHNÁ DOSKA | M 1:50 |
| 3) VÝKRES VÝSTUŽE - ŽELEZOBETÓNOVÁ NÁDRŽ | M 1:50 |
| 4) VÝKRES VÝSTUŽE – GFRP NÁDRŽ | M 1:50 |
| 5) VÝKRES VÝSTUŽE - ŽELEZOBETÓNOVÁ VRCHNÁ DOSKA | M 1:50 |
| 6) VÝKRES VÝSTUŽE – GFRP VRCHNÁ DOSKA | M 1:50 |