



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

NÁVRH A POSOUZENÍ PREFABRIKOVANÝCH NOSNÍKŮ ULOŽENÝCH OZUBEM

DESIGN AND ANALYSIS OF PRECAST DAPPED-END BEAMS

DISERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Michal Hasa

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. Miloš Zich, Ph.D.

BRNO 2018

Abstrakt

Disertační práce se zabývá analýzou detailu uložení prvku ozubem, a to jak po stránce teoretického modelování a praktického dimenzování metodou příhradové analogie, tak po stránce experimentálního ověření únosnosti a chování detailu během zatěžování pomocí zatěžovacích zkoušek a navazující numerické fyzikálně-nelineární analýzy. Byly shrnuty známé způsoby jeho konstrukčního a statického řešení uváděné v odborné literatuře a také představena metoda příhradové analogie jako vhodný nástroj pro konzistentní řešení detailu, prvku nebo celé konstrukce. Byl prezentován teoretický základ této metody obsahující také obecnou metodiku navrhování a posuzování. Byly popsány vybrané praktické problémy plynoucí ze známého řešení analyzovaného detailu podle německého přístupu a teoreticky zpracována jeho modifikace zohledňující praktický způsob vyztužování. Byl navržen experiment za účelem verifikace prezentovaného výpočetního postupu a vlivu použitého poměru svislé a šikmé vyvěšovací výztuže na únosnost a chování detailu během zatěžování. Součástí experimentu byly také doprovodné materiálové zkoušky betonu, které spolu s inspekčními certifikáty použité výztuže sloužily jako podklad pro srovnávací fyzikálně-nelineární analýzu metodou konečných prvků. Na základě dosažených výsledků lze považovat představený způsob dimenzování za bezpečný. Z dosažených výsledků také vyplývá, že volba poměru svislé a šikmé vyvěšovací výztuže nemá v rámci praktického vyztužování vliv na mezní únosnost, ale pouze na vznik, rozvoj a výslednou šířku trhlin. S rostoucím poměrem šikmé vyvěšovací výztuže klesá šířka a hustota trhlin ve všech stádiích zatěžování. S ohledem na jejich omezení zejména v provozním stadiu se tedy doporučuje navrhovat alespoň konstrukční šikmou výztuž.

Klíčová slova

beton, detail, diskontinuita, ozub, vyvěšovací výztuž, příhradová analogie, příhradový model, experiment, nelineární analýza

Abstract

The doctoral thesis deals with the analysis of the dapped-end beam detail, in terms of theoretical modelling and practical design using the strut-and-tie method as well as experimental verification of the bearing capacity and the behaviour of the detail under load by means of load tests and subsequent numerical nonlinear analysis. A summary of known structural and static designs explored in the literature has been presented. In addition, the strut-and-tie method has been introduced as an appropriate tool for a consistent design of the detail, element or the whole structure. The theoretical basis for the method has been described, including the general methodology for design and analysis. Practical problems have been discussed, specifically those resulting from the known design of the analysed detail based on the German approach; its modification has been processed theoretically taking into account the practical mode of reinforcement. An experiment has been suggested with a view to verify the presented calculation procedure and the influence of the used ratio of vertical to inclined hanger reinforcement on the bearing capacity and behaviour of the detail under load. The experiment also included accompanying material tests of the concrete which were used along with the inspection certificates issued for the used reinforcement as a basis for the nonlinear finite element analysis. Based on the results, the presented design procedure can be considered safe. These results also imply that the chosen ratio of vertical and inclined hanger reinforcements has no influence on the ultimate bearing capacity within practical reinforcement, as it only influences the formation, development and final width of cracks. With the growing ratio of the inclined hanger reinforcement, the width and density of cracks decreases at all stages of loading. Owing to their limitations, primarily during the service state, it is recommended that the minimal inclined reinforcement should be used at least.

Keywords

concrete, detail, discontinuity, dapped-end, hanger reinforcement, strut-and-tie method, strut-and-tie model, experiment, nonlinear analysis

Bibliografická citace VŠKP

HASA, Michal. *Návrh a posouzení prefabrikovaných nosníků uložených ozubem*. Brno, 2018. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav betonových a zděných konstrukcí. Vedoucí práce doc. Ing. Miloš Zich, Ph.D.

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem disertační práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 31. 3. 2018

.....
Ing. Michal Hasa

Poděkování

Touto cestou bych rád poděkoval mému školiteli doc. Ing. Miloši Zichovi, Ph.D., za odborné vedení, cenné rady a také povzbuzování k dokončení této práce.

Experimentální část disertační práce byla podpořena inovačním voucherem Jihomoravského kraje č. 2013050011. Její realizace by však nebyla možná bez finanční spoluúčasti firmy IP systém a.s., jejímuž vedení bych tímto způsobem také rád poděkoval.

Největší, nejdůležitější a také nejvřelejší poděkování však patří mé rodině, manželce Janě a dětem Elišce a Jakubovi, bez jejichž podpory a tolerance by tato práce nemohla nikdy vzniknout.

Tuto práci bych rád věnoval Jindřišce Hasové, své matce.

OBSAH

1	ÚVOD	10
2	SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY	11
2.1	Problematika dimenzování detailů prefabrikovaných konstrukcí	11
2.2	Detail uložení prvku ozubem	14
2.3	Statické řešení a způsob vyztužování detailu uložení prvku ozubem	20
2.3.1	Řešení podle ČSN 73 1201 [1] a [2]	21
2.3.2	Řešení podle PCI Design Handbook [12]	23
2.3.3	Řešení metodou příhradové analogie	25
2.4	Dosavadní experimentální výzkum detailu uložení prvku ozubem	28
3	CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE	31
4	METODA PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE	32
4.1	Rozdělení konstrukce na <i>B</i> a <i>D</i> oblasti	32
4.2	Základní koncepce metody příhradové analogie	33
4.3	Historie a typy příhradových modelů	34
4.4	Navrhování a posuzování metodou příhradové analogie	39
4.5	Modelování metodou příhradové analogie	40
4.6	Základní pravidla a poznámky k modelování	42
4.7	Způsob výpočtu vnitřních sil	46
4.8	Jednotlivé komponenty příhradového modelu	47
4.8.1	Vzpěry / Tlaková pole	48
4.8.2	Táhla	51
4.8.3	Uzly / Uzlové oblasti	51
4.9	Závěrečné poznámky	56
5	K PROBLEMATICE DIMENZOVÁNÍ DETAILU ULOŽENÍ PRVKU OZUBEM METODOU PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE	57
5.1	Vybrané problémy dimenzování podle německého přístupu	57
5.2	Navrhovaná modifikace německého přístupu	61
5.2.1	Zhlaví namáhané pouze svislou složkou podporové reakce	62
5.2.2	Zhlaví namáhané svislou i vodorovnou složkou podporové reakce	68

6	EXPERIMENTÁLNÍ VÝZKUM	73
6.1	Návrh experimentu	73
6.2	Materiálové zkoušky betonu	77
6.3	Průběh zatěžovacích zkoušek	79
6.4	Výsledky zatěžovacích zkoušek	81
6.5	Závěry plynoucí z výsledků zatěžovacích zkoušek	88
7	NUMERICKÁ ANALÝZA EXPERIMENTU	89
7.1	Použitý software a výpočtové modely	89
7.2	Vstupní parametry materiálů	93
7.3	Výsledky numerické analýzy a jejich srovnání s experimentem	95
7.4	Závěry plynoucí z výsledků numerické analýzy	110
8	ZÁVĚR	111
9	LITERATURA	113
PŘÍLOHA A	PŘÍKLAD POSOUZENÍ ULOŽENÍ PRVKU OZUBEM	120
A.1	Posouzení podle ČSN EN 1992-1-1 [4]	122
A.2	Posouzení podle DIN 1045 [15]	145
PŘÍLOHA B	VÝROBNÍ VÝKRESY VÝZTUŽE ZKUŠEBNÍCH NOSNÍKŮ	161

1 ÚVOD

Pro navrhování prefabrikovaných konstrukcí platí stejná pravidla a zásady jako pro konstrukce monolitické. Přesto jsou tyto konstrukce do jisté míry specifické. V mnoha případech lze totiž prohlásit, že o dimenzi jednotlivých prvků rozhodují zejména konstrukční detaily. Mezi tyto detaily patří především styky prefabrikovaných konstrukcí, které zajišťují vzájemné spolupůsobení jednotlivých prefabrikátů v konstrukci jako celku a kde dochází ke koncentraci namáhání. Jak bude v této práci také ukázáno, za další detaily lze považovat rovněž místa s náhlou změnou geometrie anebo místa s působením koncentrovaného zatížení. Špatný návrh těchto částí konstrukce může mít za následek výrazné omezení jejich únosnosti, resp. omezení únosnosti konstrukce jako celku. V extrémním případě může dojít až k jejímu náhlému zřícení.

Jedním z nejrozšířenějších detailů užívaných v oblasti prefabrikovaných konstrukcích pozemních staveb je *detail uložení prvku ozubem*, někdy také nazývaný jako nepřímé uložení prvku. Ačkoliv je tento detail používán v prefabrikovaných konstrukcích již celá desetiletí, podrobnější způsob jeho konstrukčního a statického řešení je stále ještě částečně závislý na zvyklostech projektanta, případně výrobce a dodavatele prefabrikované konstrukce, a není dosud striktně upraven žádnou z autorovi známých platných norem. Ty se zpravidla odvolávají pouze na aplikaci *metody příhradové analogie*, případně na s ní spojené základní výpočtové modely, nicméně bližší praktická doporučení, případně konstrukční zásady, v nich chybí. Návod pro řešení tohoto detailu je tedy nutné hledat v odborné literatuře. Opět se lze však víceméně setkat pouze s řešením opírajícím se o výše uvedenou metodu.

Předkládaná disertační práce se zabývá analýzou výše uvedeného detailu, a to jak po stránce teoretického modelování a praktického dimenzování metodou příhradové analogie, tak po stránce experimentálního ověření únosnosti pomocí zatěžovacích zkoušek a navazující numerické fyzikálně-nelineární analýzy.

V úvodní části práce je popsán současný stav řešené problematiky. Nejprve je však vymezen pojem *detail* ze statického hlediska a popsány možné metody řešení. Následně jsou shrnuty známé způsoby konstrukčního a statického řešení detailu uložení prvku ozubem a stručně popsán dosavadní experimentální výzkum v této oblasti. V druhé části práce je prezentován teoretický základ metody příhradové analogie založené na teorii plasticity, který lze využít jako komentář pro praxi. Jedná se o syntetickou kompilaci informací ze zahraniční odborné literatury doplněnou autorovým komentářem. Třetí část práce je věnována teoretickému modelování analyzovaného detailu pomocí metody příhradové analogie. Jsou popsány vybrané praktické problémy plynoucí ze známého řešení podle německého přístupu a teoreticky zpracována autorem navržená modifikace zohledňující praktický způsob vyztužování. Čtvrtá část práce se zabývá experimentálním ověřením únosnosti a chování detailu během zatěžování. Je popsán návrh experimentu s ohledem na sledované parametry, realizace materiálových a zatěžovacích zkoušek, rekapitulace a analýza dosažených výsledků. V poslední části práce je provedena numerická simulace zatěžovacích zkoušek pomocí fyzikálně-nelineární analýzy a provedeno její srovnání s experimentem.

2 SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY

2.1 PROBLEMATIKA DIMENZOVÁNÍ DETAILŮ PREFABRIKOVANÝCH KONSTRUKCÍ

Při navrhování prefabrikovaných konstrukcí pracujeme, na rozdíl od konstrukcí monolitických, zejména s 1D prvky, tedy pruty. V obecném případě to znamená, že při jejich posuzování ověřujeme, zda-li jejich jednotlivé prvky, případně styky, vyhoví při namáhání čtyřmi základními složkami vnitřních sil. Těmito složkami jsou ohybový moment, normálová síla, posouvající síla a kroutící moment.

Před vznikem trhlin lze postupovat na základě lineárně pružné analýzy a stav napětí v jakémkoliv bodě konstrukce jsme schopni vypočítat standardními postupy stavební mechaniky z výše uvedených vnitřních sil. Za mezní potom můžeme označit stav, kdy hlavní napětí přestoupí pevnost betonu v tahu, resp. tedy v tlaku.

Po vzniku trhlin, kdy tahová napětí přebírá výztuž, je již situace odlišná. Pro posouzení na namáhání jednotlivými složkami vnitřních sil sice existují výpočetní modely více či méně dobře popisující mezní stav, případně odezvu konstrukce, nicméně interakce všech složek vnitřních sil je již problematická a je zpravidla zohledňována pouze zjednodušeně pomocí různých normových ustanovení.

Důležitým aspektem při používání 1D modelů je problematika redukce úlohy, tj. obecně prostorového tělesa na prut. Při této redukci nejsme schopni postihnout reálné chování (napjatost) konstrukce v místech, která jsou ovlivněna lokálními účinky zatížení anebo skokovou změnou geometrie. V těchto místech je totiž porušena *Bernoulliova hypotéza* o zachování rovinnosti průřezů, která je základním předpokladem pro vyšetřování pomocí tzv. *nosníkové teorie*, a to nezávisle na tom, zda-li se jedná o stav před (technická teorie pružnosti) anebo po vzniku trhlin (tradiční modely pro posouzení průřezů obsažené v normách). Analogická úvaha platí také pro 2D modely, tj. stěny, desky, resp. skořepiny, které jsou typické naopak pro monolitické betonové konstrukce.

Ze statického hlediska lze tedy za detaily betonových konstrukcí, a to ať už prefabrikovaných nebo monolitických, označit všechna taková místa v konstrukci, kde dochází k narušení Bernoulliovy hypotézy. Je tedy zřejmé, že neexistuje konstrukce, která by tento předpoklad alespoň v některé její části neporušovala. Jinými slovy tedy neexistuje konstrukce neobsahující alespoň jeden detail.

Mezi detaily betonových konstrukcí patří zejména styky prefabrikovaných konstrukcí, které zajišťují vzájemné spolupůsobení jednotlivých prefabrikátů v konstrukci jako celku. Za další detaily lze považovat také místa s náhlou změnou geometrie anebo místa s působením koncentrovaného zatížení.

Omezíme-li se nyní na případ po vzniku trhlin a pomineme-li také známá řešení některých typických detailů, které lze nalézt v současných normách, tehdejších typizačních směrnících

a případně další odborné literatuře, potom máme z praktického hlediska k dispozici následující varianty obecných metod umožňujících konzistentní řešení konstrukce nebo prvku jako celku:

- *lineární analýza metodou konečných prvků,*
- *nelineární analýza metodou konečných prvků,*
- *analýza metodou příhradové analogie.*

Lineární analýza metodou konečných prvků je dnes v praxi standardně používána v kombinaci s vhodným postprocesorem při navrhování a posuzování desek, stěn, resp. skořepin. Přestože se tento způsob analýzy může jevit na první pohled jako velice pohodlný, skrývá nejedno úskalí spjaté s vlastním modelováním (regulérní modelování podpor a zatížení) a následnou interpretací výsledků (praktické vyztužování, kotvení výztuže, singularity).

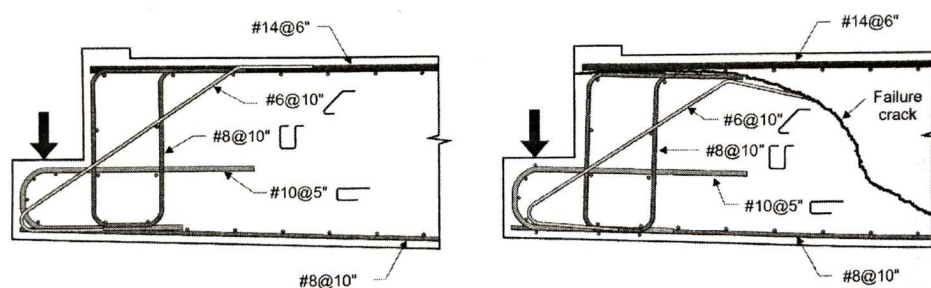
Naopak nelineární analýzu metodou konečných prvků lze podle autorových zkušeností stále ještě považovat za víceméně expertní nástroj určený zejména pro výzkumné a verifikační účely a nikoliv pro každodenní inženýrskou praxi. Oproti lineární analýze metodou konečných prvků je u její nelineární varianty nutné ještě více zdůraznit nároky na teoretické znalosti uživatele.

Na tomto místě je tedy výhodné prezentovat metodu příhradové analogie (založenou na teorii plasticity) jako vhodný nástroj pro konzistentní řešení detailu, prvku nebo celé konstrukce. Ačkoli k výraznému rozvoji této metody došlo již koncem minulého století a v zahraničí byla a je tato metoda poměrně hojně publikována, lze konstatovat, že do povědomí naší široké odborné veřejnosti se dostala právě až s nástupem současně platné normy [4]. Za největší nevýhodu této metody je však nutné označit její nejednoznačnost (nejedinečnost příhradového modelu). Tato vlastnost ovšem může mít pro mnoho praktických statiků naprosto zásadní význam. Tento hendikep bohužel nelze odstranit, avšak je možné ho částečně zmírnit zpřístupněním metody „koncovému uživateli“ v přijatelné formě.

Špatný návrh detailu může mít za následek výrazné omezení jeho únosnosti, resp. omezení únosnosti konstrukce jako celku. V extrémním případě může dojít až k jejímu náhlému zřícení. V souvislosti s detailem uložení prvku ozubem, který je hlavním předmětem této práce, bývá v současné literatuře uváděn jako negativní příklad kolaps silničního nadjezdu v městě Laval (Quebec, Kanada) v roce 2006, ke kterému došlo právě z důvodu porušení tohoto konkrétního detailu, viz Obr. 2.1. Bylo usmrceno pět lidí a dalších šest jich bylo vážně zraněno. Za hlavní příčinu havárie byl označen nejen nevhodný návrh zakotvení vyvěšovací výztuže (viz následující kapitoly), ale také jeho chybné provedení na stavbě, viz Obr. 2.2 [22], [71], [79].



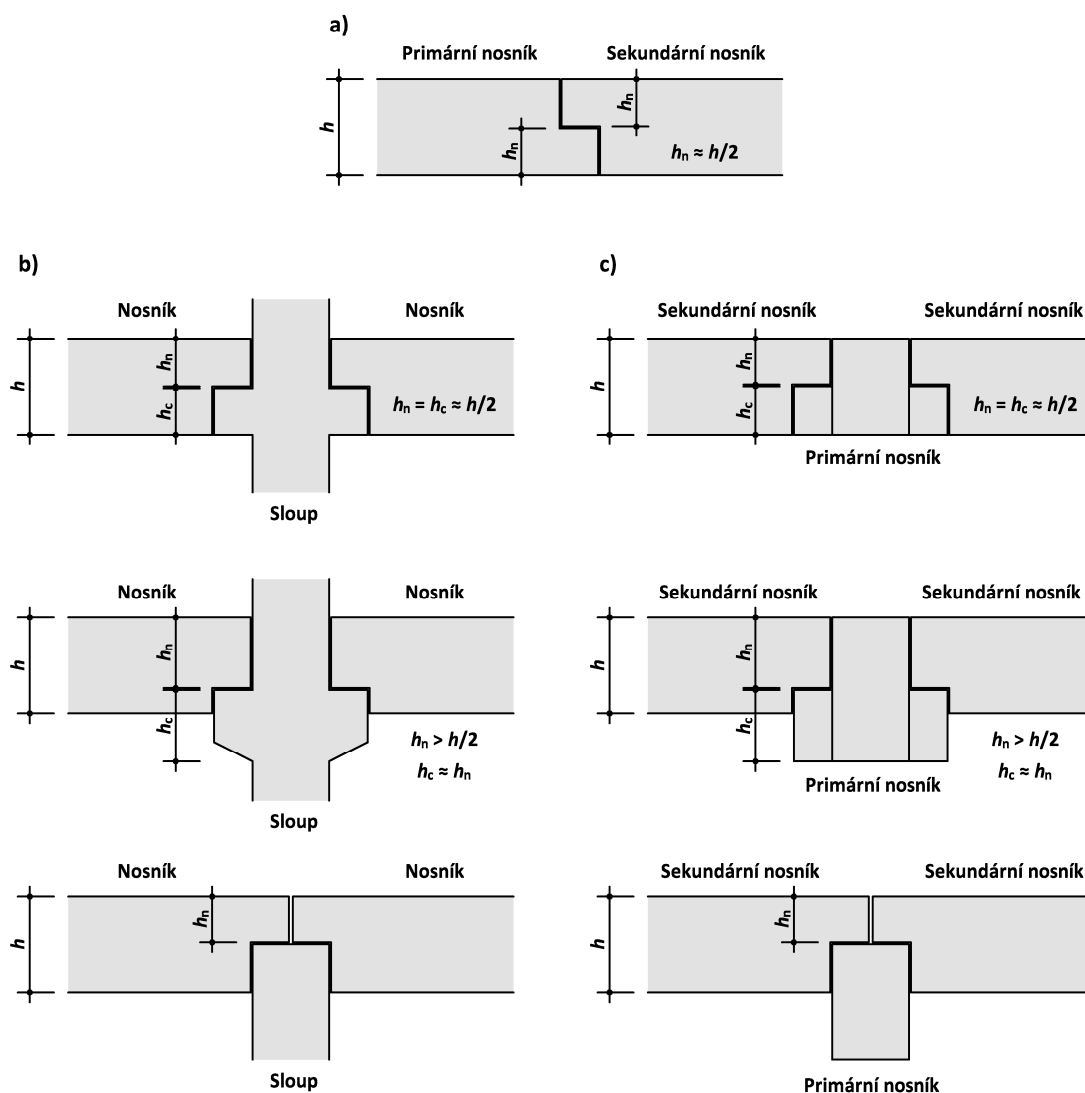
Obr. 2.1 Kolaps silničního nadjezdu v městě Laval (Quebec, Kanada) v roce 2006, převzato z [79]



Obr. 2.2 Způsob vyztužení porušeného detailu uložení: vlevo projektovaná varianta, vpravo provedení výztuže na stavbě s vyznačeným způsobem porušení (failure crack), převzato z [22]

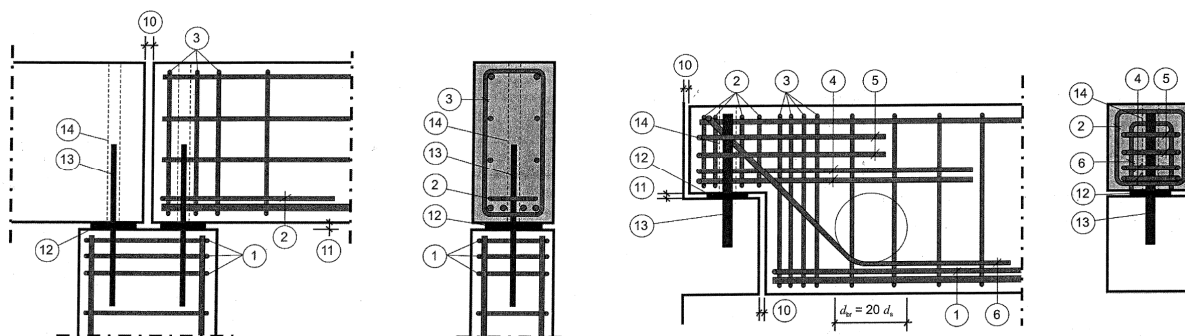
2.2 DETAIL ULOŽENÍ PRVKU OZUBEM

Jedním z nejrozšířenějších detailů užívaných v prefabrikovaných konstrukcích pozemních staveb je *detail uložení prvku ozubem*, viz Obr. 2.3. Tento detail lze nalézt v anglicky psané zahraniční odborné literatuře pod ustálenými termíny *dapped end* (zejména v zámořské literatuře a ve většině do angličtiny překládaných textů), viz např. [7], [12], [13], [20], [21], [22], [36], [40], [41], [45] a [46], nebo také *half joint* (termín používaný vesměs pouze ve Spojeném království), viz např. [9] a [17]. Výjimečně se lze také setkat s termíny *recessed beam end* [17] anebo *notched beam end* [30]. V německy publikované literatuře lze hledat termíny *abgesetzte Auflager (Trägerende)*, viz např. [27], [37], [38] a [39], nebo *ausgeklinkte Auflager (Trägerende)*, viz např. [28], [29], [31], [43], [44] a [51].



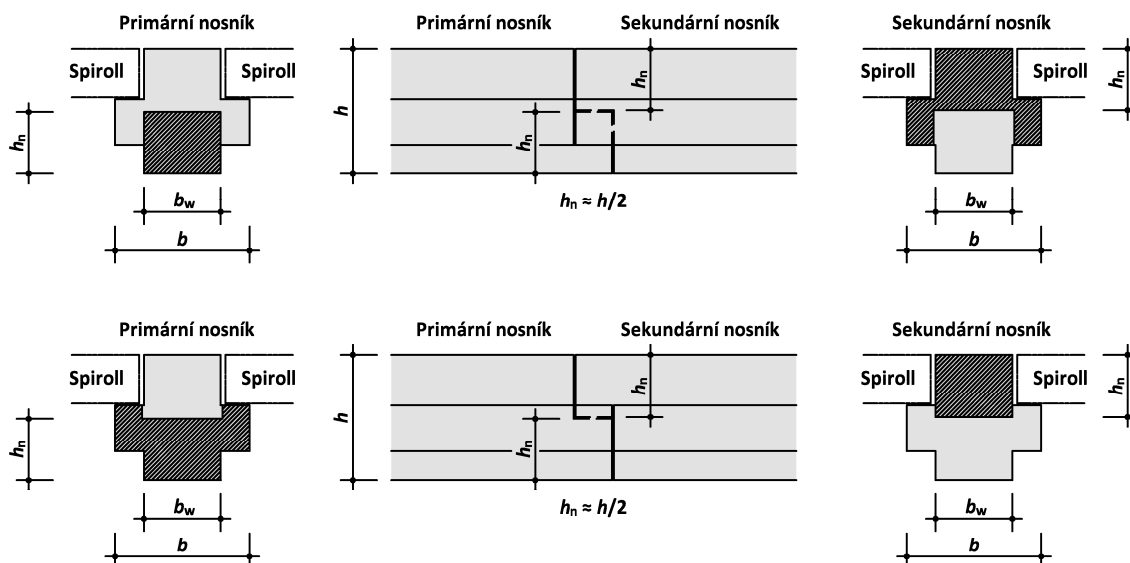
Obr. 2.3 Uložení prvku ozubem: a) kloubový spoj Gerberova nosníku, b) varianty uložení nosníku na sloup, c) varianty uložení nosníku na nosník

Terminologie pro pojmenování tohoto detailu není v České republice doposud ustálená, proto hovoříme někdy také o tzv. *nepřímém uložení prvku* – z titulu nepřímého uložení hlavní nosné výztuže nosníku do *vyvěšovacíh třmínků* (angl. hanger stirrups), viz Obr. 2.4. Poznamenejme, že v případě, kdy nosník není opatřen ozubem, mluvíme o tzv. *přímém uložení prvku* – hlavní nosná výztuž nosníku je ukončena až za lícem podpory, viz také Obr. 2.4.

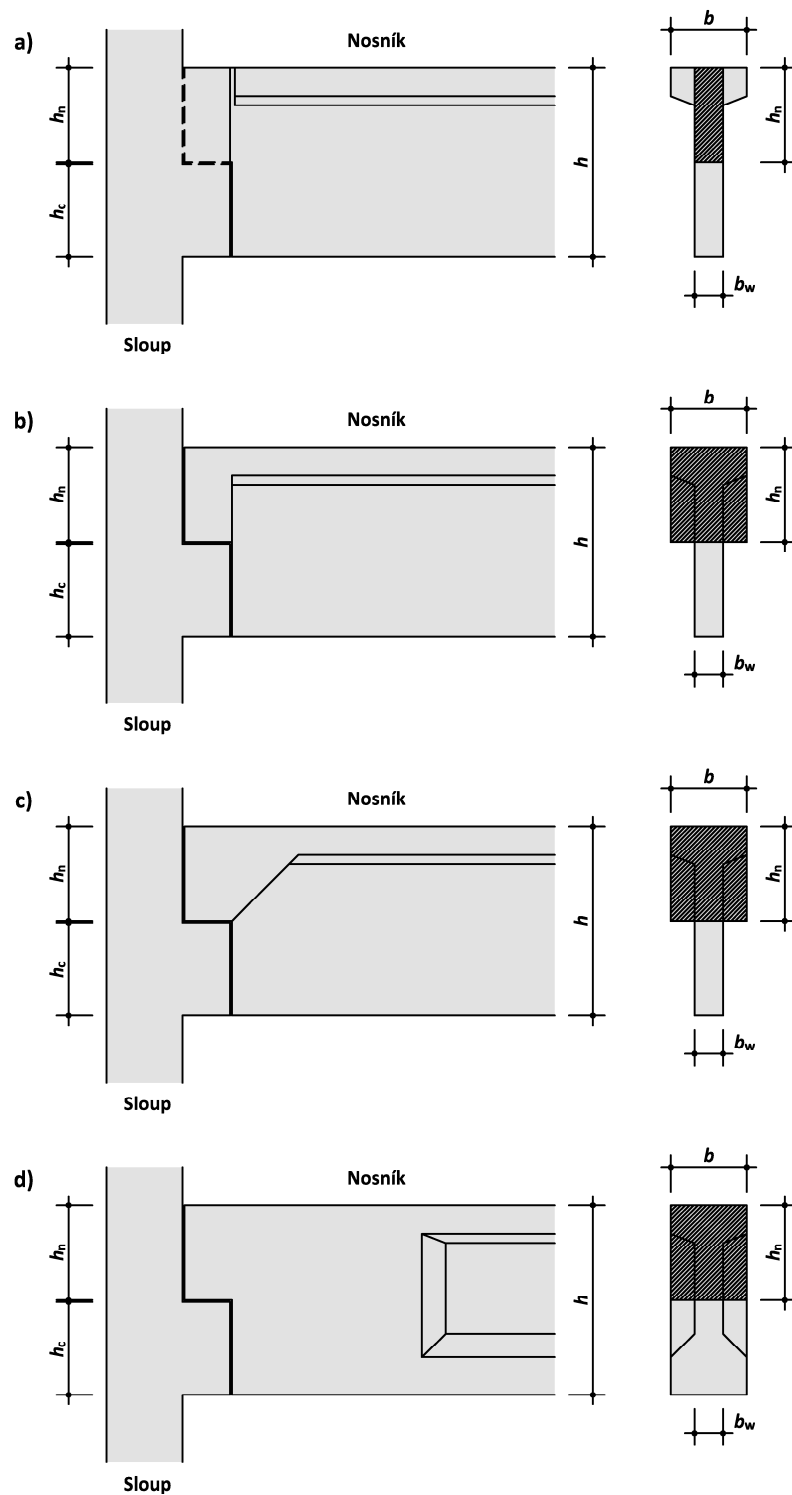


Obr. 2.4 Přímé vs. nepřímé uložení nosníku, převzato z [31]

Ozub vzniká nejčastěji pouze částečným vybráním základního průřezu prvku vytvořeným v rámci jeho bednění, viz Obr. 2.5 a Obr. 2.6 (a). V případě nosníků štíhlých průřezů I nebo T je však někdy vhodné provést kromě vlastního vybrání také rozšíření ozubu na celkovou šířku průřezu (šířku příruby), které se provádí nejčastěji také s pozvolným náběhem, viz Obr. 2.6 (b) a (c). Ve výjimečných případech je nutné provést rozšíření celého průřezu před místem uložení, viz Obr. 2.6 (d). Zjednodušeně lze toto řešení charakterizovat jako náhlou změnu průřezu v líci uložení.



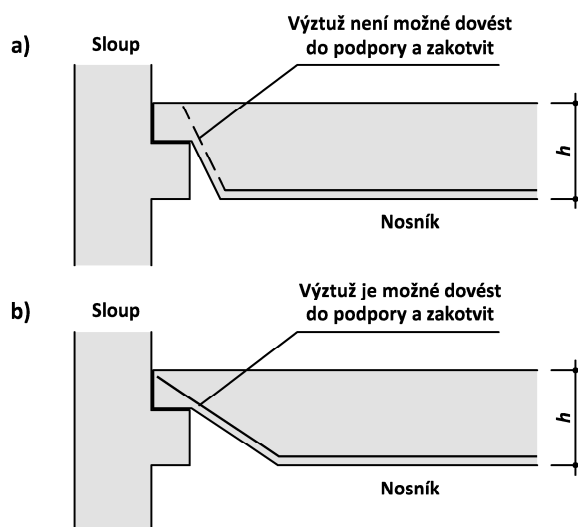
Obr. 2.5 Příklady možného způsobu řešení kloubového spoje Gerberova nosníku u stropního průvlaku s ozuby pro uložení stropních panelů Spiroll



Obr. 2.6 Příklady nepřímého uložení nosníků štíhlých průřezů: a) uložení vzniklé pouhým vybráním základního průřezu, b) uložení s rozšířeným zhlavím, c) uložení s rozšířeným zhlavím a náběhem, d) uložení s rozšířením celého průřezu před místem uložení

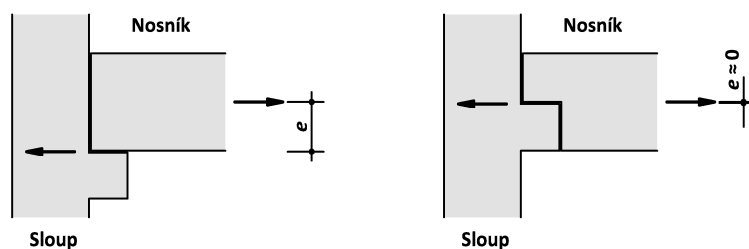
V souvislosti s tímto detailem bývá v literatuře také někdy uváděna i varianta se zkoseným spodním lícem nosníku před místem uložení, viz Obr. 2.7. U této varianty je však nutné rozlišovat mezi dvěma základními případy, a to podle způsobu ukončení hlavní výztuže

nosníku. Na Obr. 2.7 (a) je uveden první případ, kdy je hlavní výztuž nosníku ukončena před začátkem zkosení, protože nemůže být dovedena až do podpory z titulu geometrie detailu, a kdy se tedy jedná o variantu nepřímého uložení (vzhledem ke krátké délce zkosení můžeme opět mluvit v podstatě o náhlé změně průřezu). Naopak na Obr. 2.7 (b) je uveden druhý případ, kdy je možné hlavní výztuž nosníku dovést plynule až za líc uložení a řádně ji v těchto místech zakotvit. Bez ohledu na nutnost řešit přenos horizontální složky reakce vzhledem k odklonu hlavní výztuže v místě uložení se v tomto případě ale jedná o uložení přímé a zkosení lze spíše charakterizovat jako náběh, resp. tedy skloněný tažený pás. V této práci je věnována pozornost výhradně řešení s náhlou změnou průřezu, které je z praktického hlediska nejpoužívanější.



Obr. 2.7 Varianta uložení prvku se zkosením (náběhem) u podpory: a) případ nepřímého uložení hl. nosné výztuže, b) případ přímého uložení hl. nosné výztuže

Hlavním důvodem poměrně masivního používání detailu uložení ozubem je zpravidla požadavek na snížení statické výšky vodorovné konstrukce. U štíhlých průřezů je toto řešení žádoucí také s ohledem na bezpečnost proti ztrátě stability v montážním stavu. Dalším důvodem, resp. výhodou, může být vyloučení excentricity při působení velké osové síly, viz Obr. 2.8. Za jedinou nevýhodu lze označit pouze zvýšenou materiálovou náročnost oproti prostému přímému uložení. Příklady z autorovy praxe jsou uvedeny na Obr. 2.9.



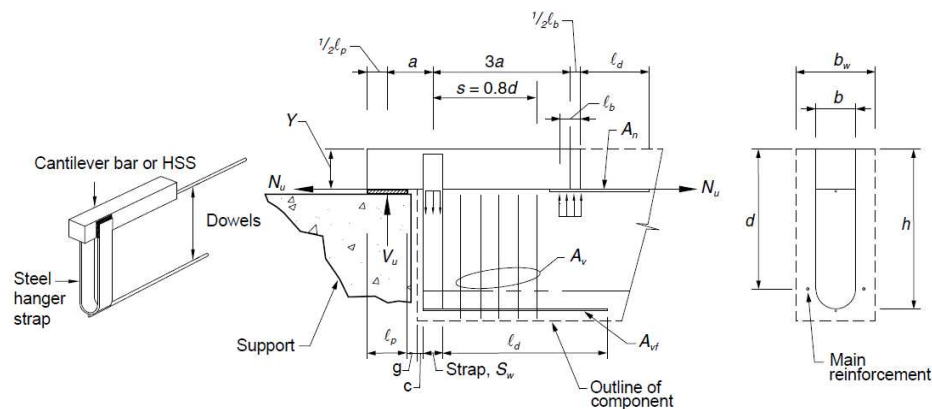
Obr. 2.8 Vyloučení, příp. snížení, excentricity osové síly použitím nepřímého uložení



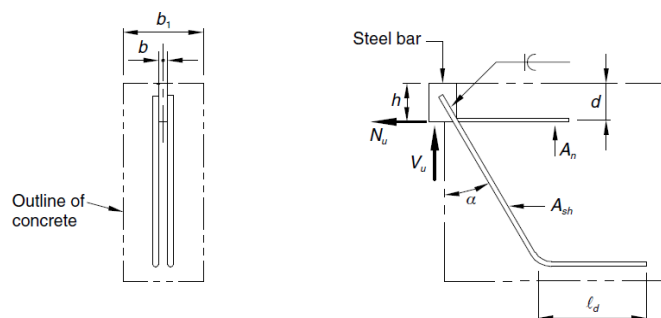
Obr. 2.9 Příklady uložení prvku ozubem z autorovy praxe: a) uložení střešních výměn obdélníkového průřezu na konzoly sloupu, b) uložení střešních vaznic průřezu T na zhlaví sloupu, resp. na přírubu střešního vazníku, pomocí rozšířeného zhlaví s náběhem, c) uložení střešních vazníků průřezu I na střešní výměnu, resp. zhlaví sloupu, s rozšířením celého průřezu před uložení, d) uložení stropních žebér na konzoly průvlaků, resp. sloupů, a jejich uložení na konzoly sloupů, realizace IP systém, a.s.

Poznamenejme, že se obecně předpokládá „standardní řešení“ v rámci betonového stavitelství pozemních staveb, tj. armování detailu pomocí měkké betonářské výztuže, viz Obr. 2.4. Pro úplnost je však nutné uvést také řešení, při jehož použití lze dosáhnout stejného efektu a které využívá částečně nebo plně zabudovaných ocelových prvků (ocelových profilů nebo z nich vytvořených zámečnických výrobků). V tomto případě je vlastní ozub nahrazen ocelovým profilem, případně je tento ocelový profil v rámci ozubu zabetonován a tvoří tak jeho tuhou výztuž (zpravidla se však ocelovému profilu přisuzuje veškeré namáhání). Toto řešení je vhodné zejména v případě požadavku na maximální snížení statické výšky konstrukce, kdy již není ozub v rámci „standardního řešení“ realizovatelný.

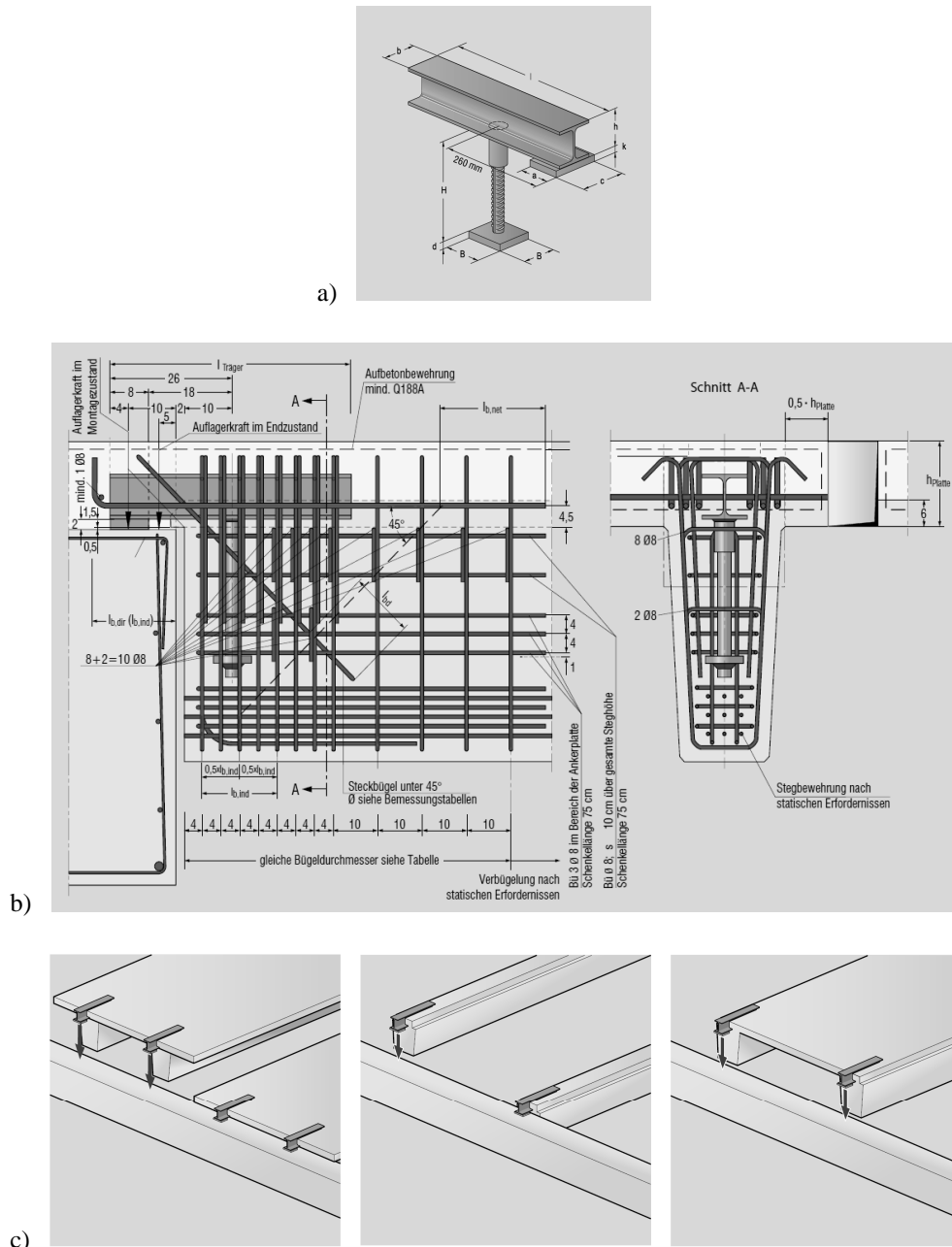
Výše uvedený způsob řešení lze nalézt pod angl. termínem *shear box* (smykový box) v publikaci [17], kde je uvedeno jednak více variant tohoto řešení a jednak spíše v obecné formě, a také v příručkách [12] a [13] pod angl. termínem *hanger connection* (doslova připojení zavěšením), kde jsou naopak uvedeny „pouze“ dva konkrétní způsoby řešení pojmenované podle jejich tvůrců, a to *Cazaly hanger* (Lawrence Cazaly, Kanada) a *Loov hanger* (Robert Loov, Kanada), viz Obr. 2.10 a Obr. 2.11. Při návrhu zabudovaných prvků je samozřejmě nutno postupovat podle předpisů pro ocelové konstrukce. Do této kategorie uložení lze zařadit např. také systémový prvek PS-A německé firmy PFEIFER Seil- und Habetchnik GmbH, která má tento výrobek ověřen zkouškami viz Obr. 2.12 [80].



Obr. 2.10 Uložení nosníku pomocí ocelového smykového boxu typu *Cazaly hanger*, převzato z [12]



Obr. 2.11 Uložení nosníku pomocí ocelového smykového boxu typu *Loov hanger*, převzato z [12]



Obr. 2.12 Uložení prefabrikovaných prvků pomocí systémového prvku PS-A firmy PFEIFER Seil- und Habetechnik GmbH: a) prvek PS-A, b) detail žebra TT-panelu s osazeným prvkem PS-A vč. požadovaného vyztužení, c) příklady použití, převzato z [80]

2.3 STATICKÉ ŘEŠENÍ A ZPŮSOB VYZTUŽOVÁNÍ DETAILU ULOŽENÍ PRVKU OZUBEM

Přestože je detail uložení prvku ozubem používán v prefabrikovaných konstrukcích již celá desetiletí, podrobnější způsob jeho konstrukčního a statického řešení je stále ještě částečně závislý na zvyklostech projektanta, případně výrobce a dodavatele prefabrikované konstrukce, a není dosud striktně upraven žádnou z autorovi známých platných norem, viz např. ČSN EN 1992-1-1 [4], DIN EN 1992-1-1 [16], ACI 318 [6] a CSA A23.3 [8]. Ty se totiž

odvolávají zpravidla pouze na aplikaci *metody příhradové analogie*, případně na s ní spojené základní výpočtové modely, nicméně bližší praktická doporučení, příp. konstrukční zásady, v nich chybí.

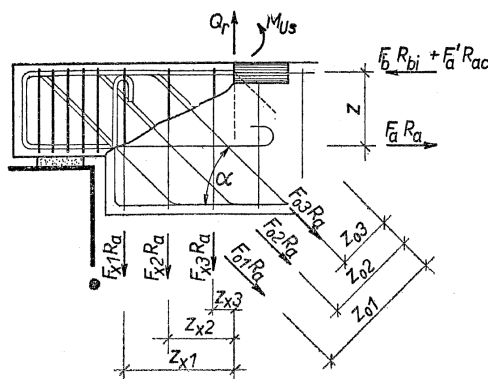
Částečný návod pro posouzení tohoto detailu jako specifického případu prvku namáhaného posouvající silou poskytovaly dnes již neplatné tuzemské normy [1] a [2].

Výjimkou je v tomto ohledu americká příručka *PCI Design Handbook* [12], kterou je z praktického hlediska možné stavět na úroveň norem. Jistou „komplikačí“ při jejím studiu však může být pro praktikujícího projektanta-statika nejen potřeba orientovat se v různých vydáních zámořských norem, ale i přetrvávající používání imperiálních jednotek v USA. Obdobným případem je také kanadská příručka *CPCI Design Manual 4* [13], která ovšem, tak jako většina současně platných norem, primárně upřednostňuje aplikaci metody příhradové analogie a přístup analogický k [12] uvádí pouze jako alternativní.

Návod pro řešení tohoto detailu je tedy nutné hledat v odborné literatuře. Opět se lze však víceméně setkat pouze s řešením opírajícím se o metodu příhradové analogie.

2.3.1 Řešení podle ČSN 73 1201 [1] a [2]

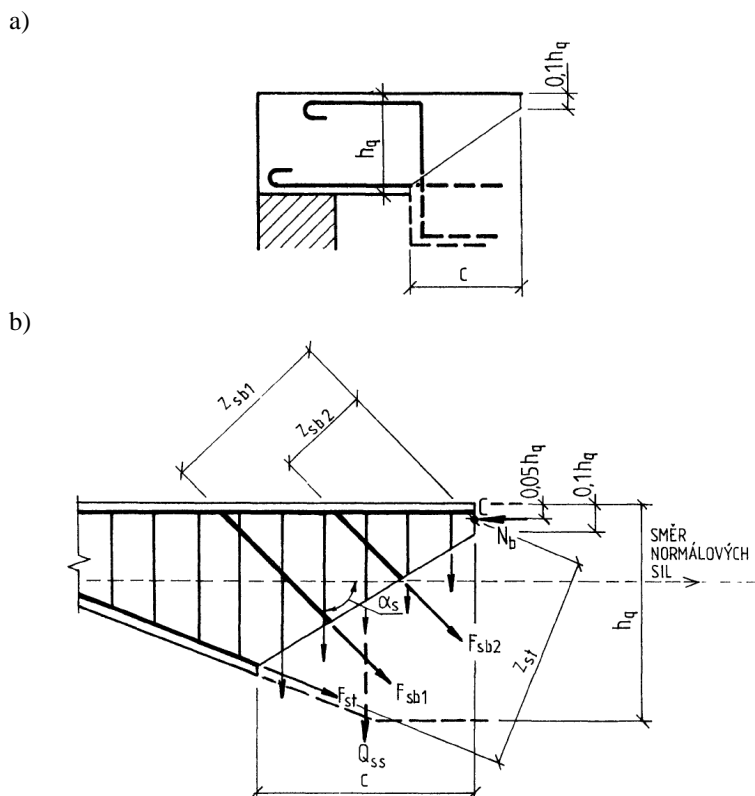
Již první vydání normy ČSN 73 1201 z roku 1976 [1] obsahovalo ustanovení (čl. 234), jak posuzovat prvek s náhlou změnou výšky průřezu na účinky smykového namáhání, viz Obr. 2.13.



Obr. 2.13 K posouzení náhlé změny výšky průřezu podle ČSN 73 1201 z roku 1967, převzato z [1]

Měla být prokázána momentová únosnost v šikmém řezu, jehož délka se stanovila na základě rovnováhy sil ve svislém směru (rovnováha mezi působící posouvající silou a součtem svislých složek únosností jednotlivých výztuží procházejících šikmou tržlinou). Výška tlačené zóny na konci šikmého řezu se měla stanovit na základě rovnováhy sil ve vodorovném směru (rovnováha mezi únosností vodorovné výztuže ozubu a únosností tlačeného pásu nosníku).

V revizi (druhém vydání) normy ČSN 73 1201 z roku 1986 [2] byl výše uvedený typ posudku obsažen v rámci přesnější metody dimenzování na porušení posouvající silou, tzv. *metody šikmého řezu*, která byla součástí přílohy 9 této normy, viz Obr. 2.14.



Obr. 2.14 K posouzení náhlé změny výšky průřezu podle ČSN 73 1201 z roku 1986: a) posuzovaný šikmý řez pro náhlou změnu výšky průřezu, b) schéma obecného šikmého řezu, převzato z [2]

Opět se posuzovala rovnováha v šikmém řezu, jeho geometrie se však stanovila odlišným způsobem než v [1]. Výpočet délky šikmého řezu vycházel ze známého způsobu vyztužení a výška tlačené zóny na jeho konci byla uvažována jako desetina výšky průřezu. Kromě momentové podmínky únosnosti bylo nutné prokázat také silovou podmínku únosnosti ve svislém směru, do které se však kromě únosnosti smykové výztuže započítával také příspěvek únosnosti betonu (posouvající síla, kterou přenese žb. průřez bez smykové výztuže).

V případech, kdy vycházela délka šikmého řezu menší než polovina rozhodující výšky průřezu (h_q) nebo větší než čtvrtina rozpětí nosníku, měla být aplikována také pravidla pro krátké konzoly podle této normy.

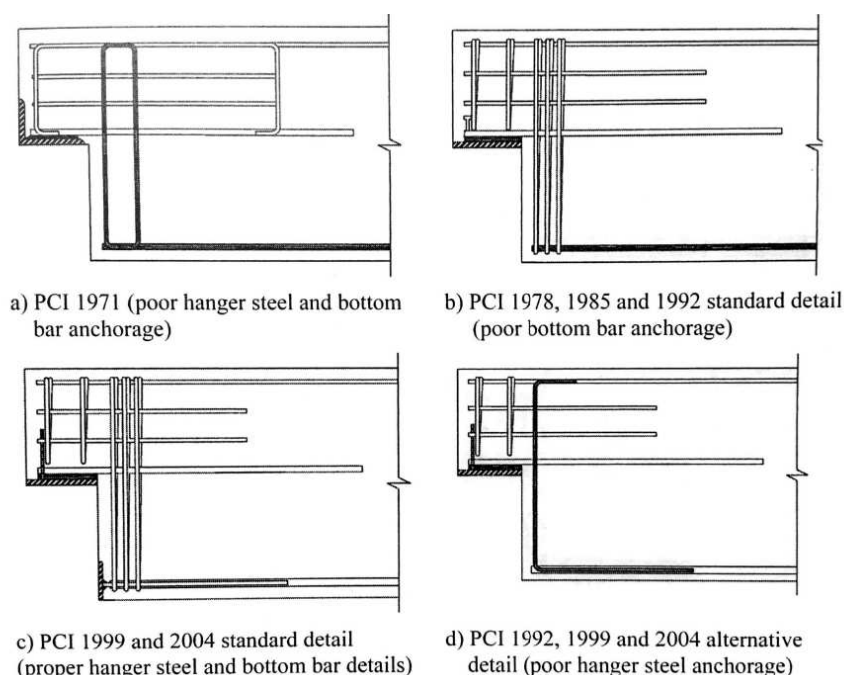
Jak v případě prvního vydání [1], tak v případě její revize [2] bylo nutné kontrolovat maximální přípustné namáhání ozubu (dimenzovatelnost průřezu ozubu).

Normy [1] a [2] tedy jakýsi návod pro posouzení detailu uložení prvku ozubem poskytovaly. V případě [1] se však jednalo pouze o požadavek na prokázání momentové únosnosti v šikmém řezu podle Obr. 2.13. V případě [2] byla k dispozici již propracovaná metoda, v rámci které bylo možné případ uložení ozubem chápat jako jeden ze zvláštních případů při posuzování prvku na účinek posouvající síly. Avšak ani v jedné z citovaných norem nebyly uvedeny žádné informace týkající se způsobu vyztužování, případně konstrukčních zásad pro návrh tohoto konkrétního detailu (na rozdíl např. od krátké přímo uložené konzoly, která je do jisté míry analogickým detailem).

2.3.2 Řešení podle PCI Design Handbook [12]

Příručka *PCI Design Handbook* je vydávána americkým institutem pro předpínání a prefabrikaci (překlad autora, angl. Precast/Prestressed Concrete Institut). Její první vydání vyšlo v roce 1971. Další vydání následovala v letech 1978, 1985, 1992, 1999 [10], 2004 [11] a 2010 [12]. V současné době je k dispozici již osmé vydání, které vyšlo začátkem roku 2018.

Koncepční vývoj vyztužování detailu uložení prvku ozubem podle vydání z let 1971 až 2004 znázorňuje Obr. 2.15, který zároveň poukazuje na nevhodnost použití jiných forem *vyvěšovací výztuže* (angl. hanger reinforcement/steel), než jsou standardní uzavřené trmínky, a také na nevhodný způsob zakotvení hlavní tahové výztuže nosníku, viz také [22].

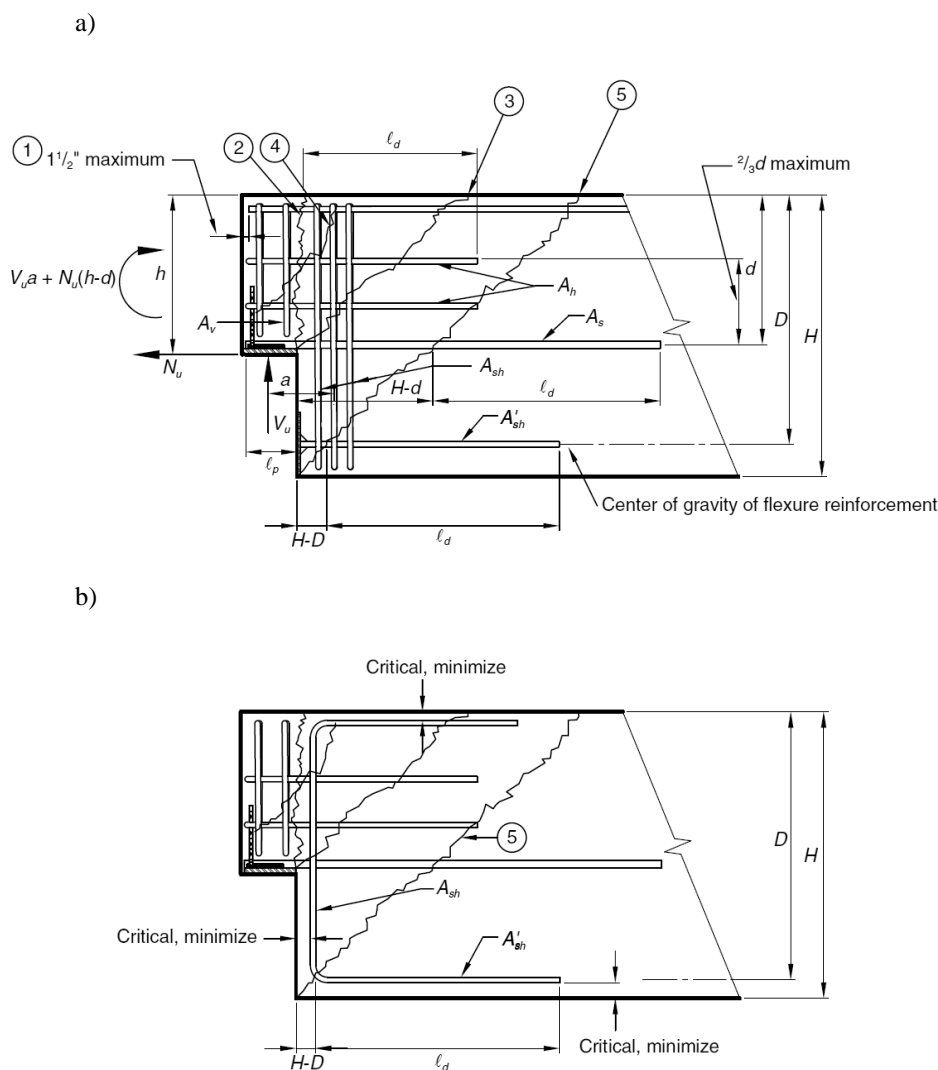


Obr. 2.15 Doporučený způsob vyztužování podle různých vydání publikace PCI Handbook z let 1971 až 2004, převzato z [22]

Způsob vyztužování a statického řešení se však v posledních vydáních [10], [11] a [12] již v zásadě neliší a jedná se vždy pouze o aplikaci jiného vydání americké normy pro navrhování betonových konstrukcí (ACI 318).

Návrh má zohledňovat několik možných způsobů porušení, pro které má být provedeno odpovídající vyztužení, viz Obr. 2.16. Jedná se o:

- porušení ozubu kombinací ohybu a osově síly – odpovídající výztuž A_s ,
- porušení usmyknutím ozubu od těla nosníku ve svislé trhlině 2 – odp. výztuž A_h a A_s ,
- porušení odtržením ozubu od těla nosníku v šikmém trhlině 3 – odp. výztuž A_{sh} ,
- porušení ozubu šikmou trhlinou 4 – odp. výztuž A_v a A_h ,
- porušení plného průřezu v šikmé trhlině 5 – odp. výztuž A'_{sh} .



Obr. 2.16 Způsoby porušení detailu uložení prvku ozubem a požadovaný způsob vyztužení podle [12]: a) standardní (doporučovaný) způsob vyztužení, b) alternativní způsob vyztužení, převzato z [12]

Vyvěšovací výztuž (A_{sh}) může být provedena ve formě uzavřených svislých třmínků obepínajících podélnou výztuž nosníku nebo ve formě prutů ohnutých ke spodnímu líci nosníku a tam zakotvených za předpokládanou šikmou trhlinu 5, viz Obr. 2.16. Ohledně kotvení této formy výztuže v tlačené zóně nosníku se ale v [12] dále nehovoří. Nicméně, podle výsledků zatěžovacích zkoušek je tento způsob řešení nevhodný, viz [22], [71] a také Obr. 2.15. V obou případech má být vyvěšovací výztuž umístěna co nejbližší k líci prvku.

Vodorovná výztuž ozubu (A_s) má být v místě ozubu zakotvena pomocí ocelových kotevních prvků, případně příčně přivařených prutů, a na druhé straně má být ukončena až za předpokládanou šikmou trhlinou 5, a to na kotevní délku (l_d), viz Obr. 2.16.

Výztuž proti vzniku trhlin v ozubu má být provedena ve formě vodorovných smyček (A_h), které mají být rozmístěny ve spodních dvou třetinách výšky ozubu a zakotveny za předpokládanou rovinu porušení 2 na kotevní délku (l_d), v kombinaci se svislými třmínky (A_v), viz Obr. 2.16.

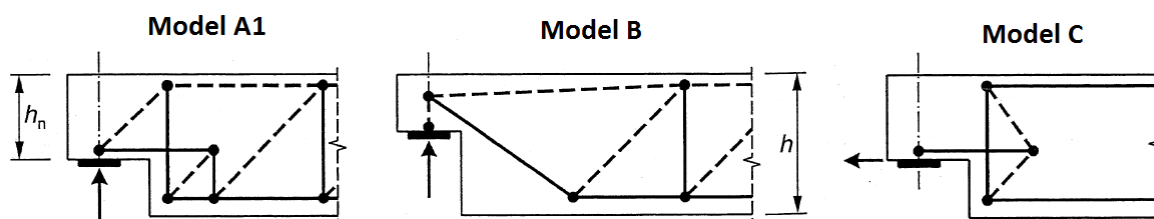
V případě vyvšovací výztuže ve formě třmínků (viz výše) je nutné doplnit také výztuž zajišťující zakotvení podélné výztuže v tomto místě (A'_{sh}), která má být kotvena v líci prvku pomocí ocelových kotevních prvků a má být zakotvena za předpokládanou šikmou trhlinu 5 na kotevní délku (l_d), viz Obr. 2.16.

Doplňme, že výše popsaný návrh je platný pouze pro ozuby s poměrem a/d (angl. tzv. shear span-to-depth ratio) menším než 1,0, viz [12].

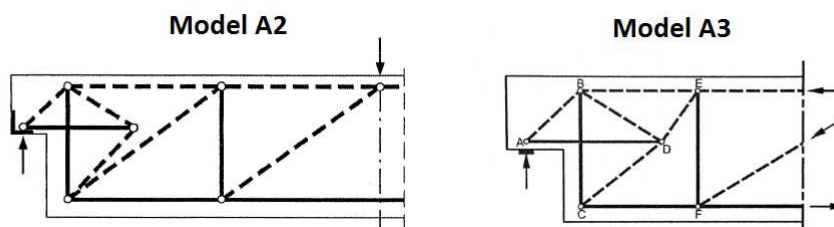
Ještě také poznamenejme, že přestože se jedná o poměrně komplexní návod pro návrh, podle výsledků zkoušek provedených na univerzitě v Montrealu [71] nemusí být návrh vyvšovací výztuže stanovené podle tohoto manuálu na straně bezpečné, protože nezohledňuje její dodatečné namáhání z titulu kotvení vodorovné výztuže ozubu, viz také [22].

2.3.3 Řešení metodou příhradové analogie

Pro dimenzování detailu uložení prvku ozubem metodou příhradové analogie lze v literatuře nalézt dva základní přístupy. První přístup, který je uveden na Obr. 2.17, je preferován zejména německými odborníky a je uváděn v souvislosti se jmény J. Schlaich a K. Schäfer, viz např. [28], [37], [39], [43], [45] a [46]. Tento přístup je také uváděn v doporučení tehdejšího mezinárodního sdružení pro předpínání (FIP) [9]. Druhý přístup, který je uvedený na Obr. 2.18, je preferován spíše v americké a kanadské odborné literatuře s odkazem na jména M. P. Collins, D. Mitchell a W. D. Cook, viz např. [13], [20], [21], [22] a [41].



Obr. 2.17 Základní příhradové modely používané pro dimenzování prvku ozubem podle německých předpisů a doporučení, převzato z [43]



Obr. 2.18 Příhradové modely používané pro dimenzování prvku ozubem uváděné v americké a kanadské literatuře, převzato z [22] a [41]

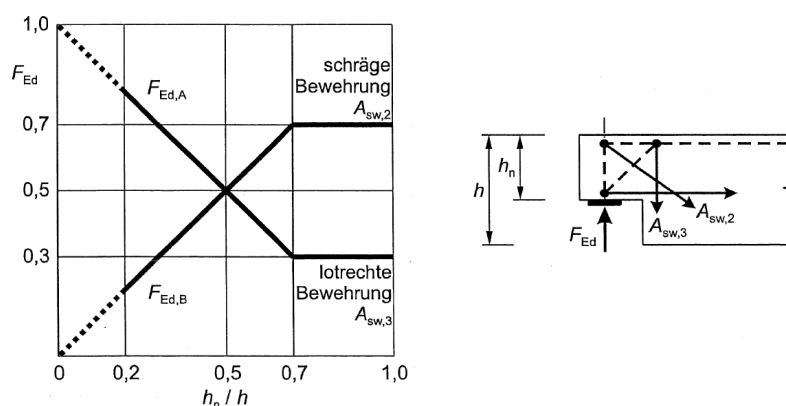
Pro základní srovnání výše uvedených přístupů nyní nepředpokládejme použití šikmé vyvšovací výztuže (vyloučíme tedy model B na Obr. 2.17, protože přístup na Obr. 2.18 šikmou vyvšovací výztuž standardně neuvažuje) a nepředpokládejme také ani působení vodorovné složky podporové reakce (lze tedy také vyloučit model C na Obr. 2.17).

Pomineme-li namáhání betonu, které by nemělo rozhodovat o návrhu správně navrženého detailu, potom lze konstatovat, že základní rozdíly mezi výše uvedenými přístupy jsou dva. První rozdíl je v situování vyvšovací výztuže a intenzitě jejího namáhání (z titulu působení svislé reakce – viz předpoklady výše). Druhým rozdílem je velikost síly v podélné tahové výztuži nosníku, kterou je třeba zachytit v místě vyvšovací výztuže.

V přístupu podle Obr. 2.17 je vyvšovací výztuž reprezentována dvojicí svislých táhel a je tedy tvořena dvojicí sad vyvšovací výztuže (zpravidla třmínkové, viz dále). Obě sady jsou namáhány stejnou silou, a to silou rovnající se podporové reakci, resp. tedy posouvající síle (předpokládáme-li konstantní průběh posouvající síly v místě detailu). Teoretickým předpokladem tohoto přístupu je shodný sklon prvních dvou tlakových diagonál od místa podepření (plyne ze statických podmínek rovnováhy v jednotlivých uzlech – druhá sada vyvšovací výztuže slouží v podstatě ke kotvení vodorovné výztuže ozubu).

V přístupu podle Obr. 2.18 je vyvšovací výztuž reprezentována pouze jedním táhlem – veškerá vyvšovací výztuž je koncentrována co nejbližší lici prvku. Z titulu kotvení vodorovné výztuže ozubu je namáhána vždy větší silou, než je velikost samotné svislé reakce, resp. tedy posouvající síly (platí-li opět předpoklad výše). Z geometrie modelu je také zřejmé, že je nutné zachytit větší sílu v hlavní podélné výztuži nosníku v místě vyvšovací výztuže oproti přístupu na Obr. 2.17.

Modely A (A_1 , A_2 , resp. A_3) a B na Obr. 2.17 a Obr. 2.18 odpovídající přenosu svislé síly – realizaci tzv. *vyvšování* – lze vzájemně kombinovat, avšak model B se nedoporučuje používat samostatně. Podíl celkové posouvající síly přenášený tímto modelem nemá být uvažován vyšší než 70 % [37]. Další doporučení týkající se rozdělení namáhání mezi modely A a B podle geometrie zhlaví uvádí např. [28] a [43], viz Obr. 2.19.



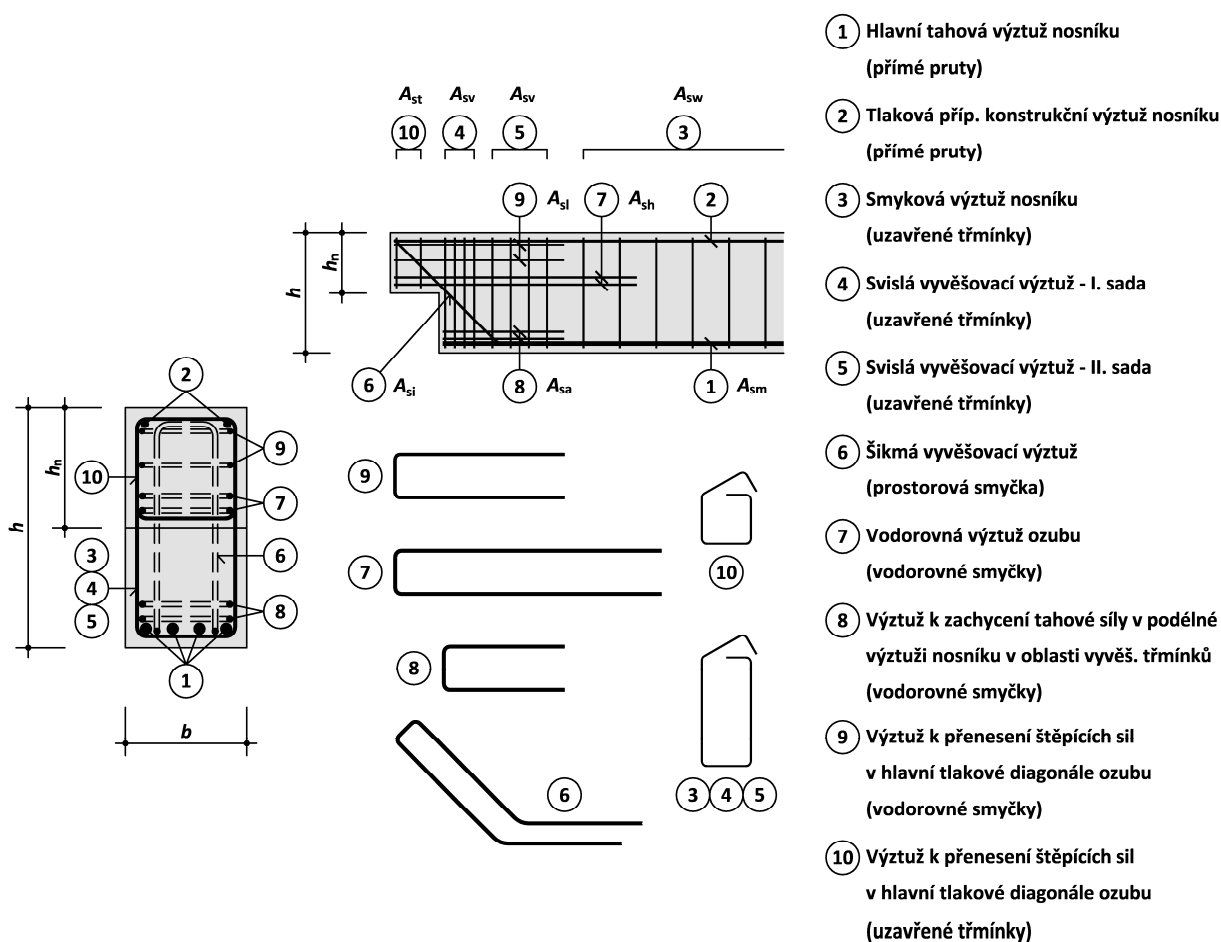
Obr. 2.19 Doporučené rozdělení namáhání mezi modely A a B, převzato z [43]

Důležitým aspektem pro aplikaci uvedených příhradových modelů je požadavek na možnost vytvoření přímé diagonální vzpěry v místě ozubu, tj. požadavek na geometrii ozubu. Podle [37] nemá být úhel mezi vzpěrou a táhlem uvažován menší než 30° . V publikaci [27] je uvedena hodnota maximálního vyložení ozubu jako $2h_n$ (odpovídá min. sklonu tlakové diagonály přibližně $26,5^\circ$). V opačném případě je třeba příhradový model adekvátně upravit (analogie krátká vs. dlouhá konzola).

S oběma výše popsány přístupy návrhu je také v literatuře často uváděn charakteristický způsob armování. Zatímco v německé literatuře lze nalézt převážně standardní vyztužování s kotvením výztuže soudržností nebo pomocí koncové úpravy, v zámořské literatuře je poměrně hojně využíváno kotvení výztuže pomocí přivařených kotevních prvků – ocelových ploten, úhelníků apod.

Přestože se v praxi způsob vyztužování tohoto detailu liší podle zvyklostí projektanta, na základě praktických zkušeností autora lze prohlásit, že v České republice se většinou používá armování vycházející z německých předpisů a doporučení. Tento způsob je také dlouhodobě uplatňován i ve firmě IP systém a.s., kde autor této práce působí již více než patnáct let, a který je popsán dále.

Vyztužení je nejčastěji realizováno svislými uzavřenými třmínky a vodorovnými smyčkami (modely A a C), případně šikmou výztuží ve formě prostorové smyčky (model B). Tuto základní výztuž je nutné doplnit o výztuž sloužící k přenesení štěpících sil v hlavní tlakové diagonále ozubu (zpravidla konstrukční třmínky a vodorovné smyčky) a také případně o výztuž potřebnou k zachycení tahové síly v podélné výztuži nosníku v oblasti vyvěšovacích třmínků (zpravidla vodorovné smyčky), viz Obr. 2.20.



Obr. 2.20 Charakteristický způsob vyztužování uložení prvku ozubem v současné tuzemské praxi

Ačkoliv se doporučuje, aby vyvěšovací třmínky byly koncentrovány co nejbližší působícího zatížení, jejich rozmístění na určité oblasti (délce) je tedy žádoucí právě s ohledem na zachycení síly v hlavní podélné výztuži nosníku. Např. podle [29] a [51] nemá být vzdálenost od líce prvku uvažovaná pro jejich rozmístění větší než polovina výšky ozubu ($h_n/2$). Publikace [27] uvádí jinou hodnotu, a to čtvrtinu celkové výšky průřezu ($h/4$).

Praktické příklady dimenzování detailu uložení prvku ozubem, které více či méně respektují všechny předpoklady a pravidla metody příhradové analogie lze nalézt např. v [17], [21], [29], [39] a [43]. Podrobnější pojednání ohledně této metody je zpracováno v kap. 4. V kap. 5 jsou následně popsány vybrané praktické problémy plynoucí z teoretického řešení podle německého přístupu, a to včetně autorem navržené úpravy.

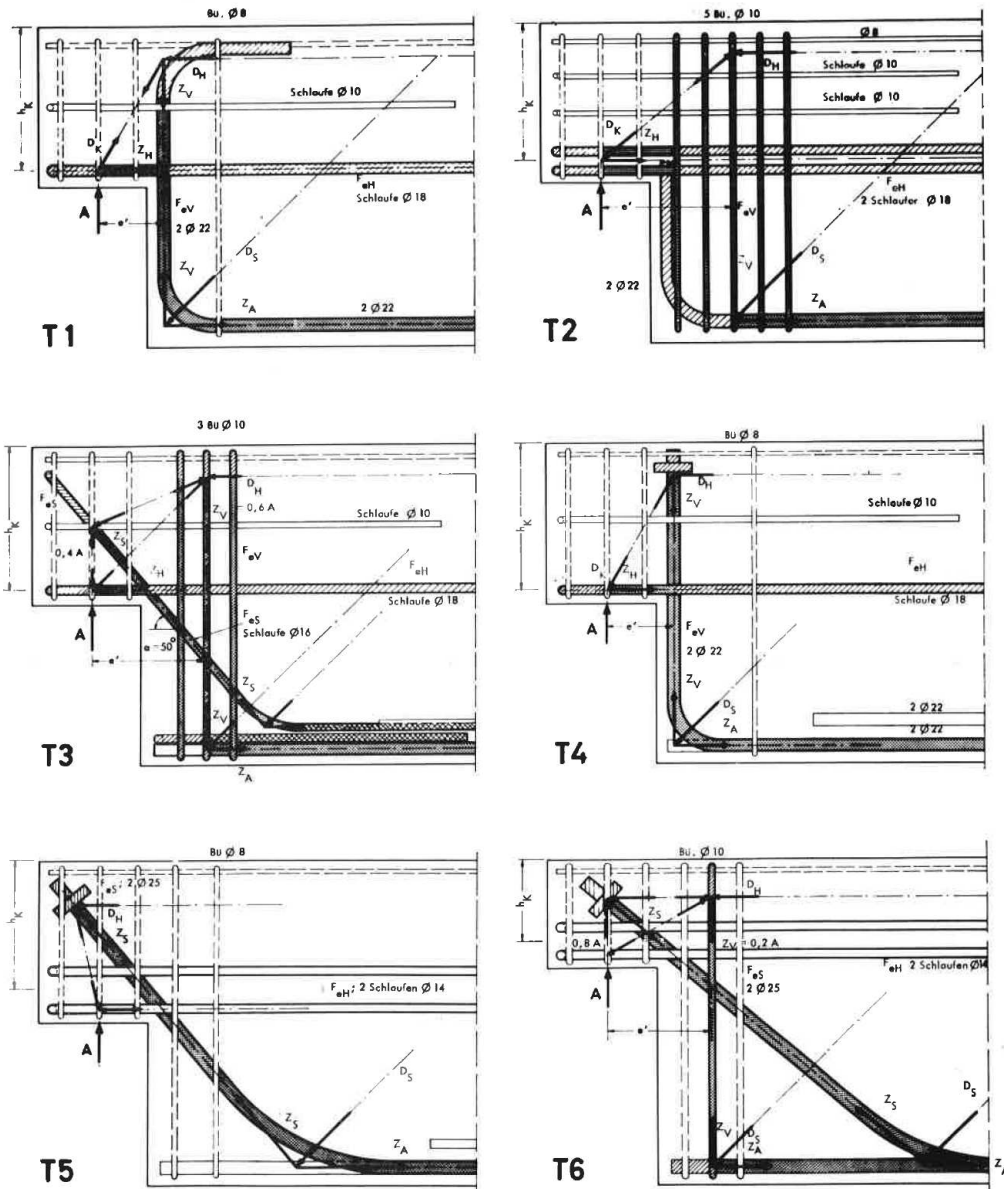
2.4 DOSAVADNÍ EXPERIMENTÁLNÍ VÝZKUM DETAILU ULOŽENÍ PRVKU OZUBEM

První publikované výsledky z oblasti experimentálního výzkumu detailu uložení prvku ozubem lze datovat do období přelomu šedesátých a sedmdesátých let minulého století a patří mezi ně především studie německých autorů A. Steinleho a F. S. Rostásyho [51] z roku 1975 a amerických autorů A. H. Mattocka a T. C. Chana [52] z roku 1979. Od této doby bylo realizováno minimálně dalších třicet podobných studií a výzkumných projektů, viz např. [56] a [72]. V disertační práci [72] z roku 2015, která je tomuto tématu také věnována, je zpracován chronologický přehled zatěžovacích zkoušek a jejich vybraných parametrů, jejichž výsledky byly publikovány mezi lety 1969 – 2014. Přesto ani tento seznam není úplný (chybí v něm např. již výše zmíněná práce [51]). Příspěvek [56] nabízí podobné srovnání, tentokrát již bez chronologické vazby.

V provedených experimentech byly studovány různé vlivy a parametry, které ovlivňují výslednou únosnost, příp. chování zhlaví během zatěžování, viz výše uvedené studie [51] a [52], ale také např. [53], [54], [55], [56], [57], [58], [68], [69], [70], [71] a [72]. Zatímco práce [51], [55], [56], [68], [70] a [71] předpokládaly pouze působení svislé složky podporové reakce, práce [52], [53], [54], [57], [58], [69] a [72] se zabývaly také vlivem její horizontální složky. Zatímco práce [51], [52], [54], [55], [56], [68] a [71] byly věnovány výhradně nosníkům vyztuženým měkkou betonářskou výztuží, práce [53], [57], [58] a [69] se naopak zabývaly výhradně nosníky předem předpjatými (konkrétně uložením štíhlých stojin předpjatých TT panelů).

Ve většině výše uvedených zkoušek byla testována zhlaví, u kterých bylo použito ke kotvení vodorovné výztuže ozubu anebo také hlavní nosné výztuže nosníku přivařených kotevních prvků – ocelových ploten, úhelníků apod. Jak již bylo uvedeno v kap. 2.3.3, tento způsob řešení vychází ze zvyklostí používaných zejména v zámoří, kdežto u nás není masivně používán a je dáována přednost kotvení výztuže pomocí soudržnosti anebo koncové úpravy. Výsledky takovýchto zkoušek tedy není možné zobecňovat, resp. bez úpravy aplikovat na zvyklosti užívané v tuzemské praxi. Za výjimku v tomto směru lze do jisté míry označit pouze pionýrský počín [51].

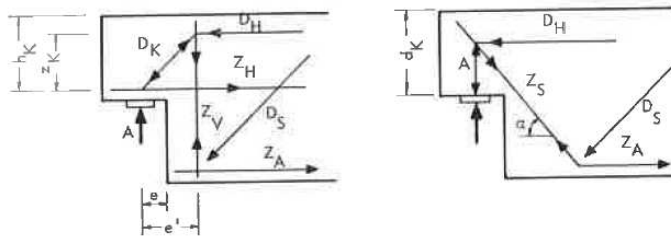
A. Steinle a F. S. Rostásy [51] zkoumali vliv různého způsobu vyztužení zhlaví. Testováno bylo celkem šest nosníků obdélníkového průřezu 600/250 mm, s vyložení ozubu 200 mm a výškou ozubu 300 mm v případě nosníků *T1* až *T5* a 200 mm v případě nosníku *T6*, viz Obr. 2.21.



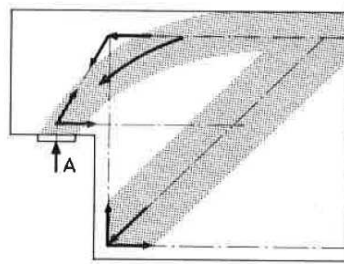
Obr. 2.21 Způsoby vyztužení zhlaví jednotlivých nosníků zkoušených A. Steinlem a F. S. Rostásy v roce 1975, převzato z [51]

Jednotlivé nosníky měly vždy obě zhlaví vyztužena stejně. Všechna zhlaví měla vykazovat přibližně stejnou únosnost. Nejmenší únosnost vykazovala zhlaví nosníku *T1* a *T4*, zatímco největší únosnost byla dosažena u zhlaví nosníků *T5* a *T6*. Byl prokázán výrazný pozitivní vliv šikmé vyvěšovací výztuže nejen na únosnost, ale také na množství a šířku trhlin. Zajímavostí je fakt, že všechna zhlaví byla dimenzována a také vyztužena podle příhradových modelů zobrazených na Obr. 2.22, tj. vyvěšovací výztuž byla navržena pouze na velikost

svislé podporové reakce a její plocha nebyla ani navyšována, ani zdvojeována z titulu kotvení horizontální výztuže ozubu – srovnej s kap. 2.3.3 a modely na Obr. 2.17 a Obr. 2.18. Přesto všechna zhlaví vykazala dostatečnou únosnost s ohledem na spolehlivost požadovanou výpočtem. Na základě poměrně detailního měření namáhání výztuže bylo také v této práci poukázáno na pravděpodobný příznivý příspěvek betonu do celkové únosnosti vlivem klenbového působení mezi podporou a tlačnou zónou nosníku, viz Obr. 2.23.



Obr. 2.22 Příhradové modely uváděné A. Steinlem a F. S. Rostásym v příspěvku [51], převzato z [51]



Obr. 2.23 Klenbové působení mezi podporou a tlačnou zónou nosníku podle [51], převzato z [51]

3 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

Disertační práce se bude zabývat analýzou detailu uložení prvku ozubem, který je jedním z nejrozšířenějších detailů používaných v prefabrikovaných konstrukcích pozemních staveb, a k jehož statickému řešení lze s výhodou využít metody příhradové analogie.

V kap. 4 bude uveden syntetický přehled základních informací a myšlenek týkající se výše uvedené metody, se kterými není podle zkušeností autora dosud většina naší odborné veřejnosti seznámena a který lze využít jako komentář pro praxi. Autor si je vědom českých publikací na toto téma, viz např. [32], [59], [60], [61], [62], [63], [64], [65], [66] a [67], přesto se domnívá, že text podobného charakteru u nás zatím chybí. Učebnice [32] a příspěvky [59] a [60] sice nabízí vybrané základní (obecné) informace k této metodě, nicméně podrobnější popis její podstaty, který je podle autora zásadní pro pochopení celé problematiky, je stále možné ještě nalézt pravděpodobně pouze ve slovenské publikaci [33]. Ostatní výše uvedené příspěvky jsou totiž věnovány konkrétním úlohám (detailům) a vycházejí výhradně z německých prací na toto téma.

Kap. 5 bude věnována teoretickému modelování detailu uložení prvku ozubem pomocí metody příhradové analogie a bude plynule navazovat na kap. 2.3.3 a kap. 4. Budou popsány vybrané praktické problémy plynoucí z teoretického řešení podle německého přístupu a navržena modifikace zohledňující praktický způsob vyztužování detailu.

Naprosto zásadní význam pro každou teorii má její srovnání se skutečností. Další část disertační práce se tedy bude zabývat experimentálním ověřením výše uvedeného detailu navrženého metodou příhradové analogie. V kap. 6 bude tedy následovat popis návrhu experimentu s ohledem na sledované parametry a realizace materiálových a zatěžovacích zkoušek, rekapitulace a analýza dosažených výsledků.

V poslední části disertační práce bude v kap. 7 provedena numerická simulace experimentu pomocí fyzikálně-nelineárního výpočtu metodou konečných prvků. Budou popsány použité výpočtové modely a vstupní parametry materiálů. Následovat bude rekapitulace a analýza získaných výsledků a jejich srovnání s experimentem.

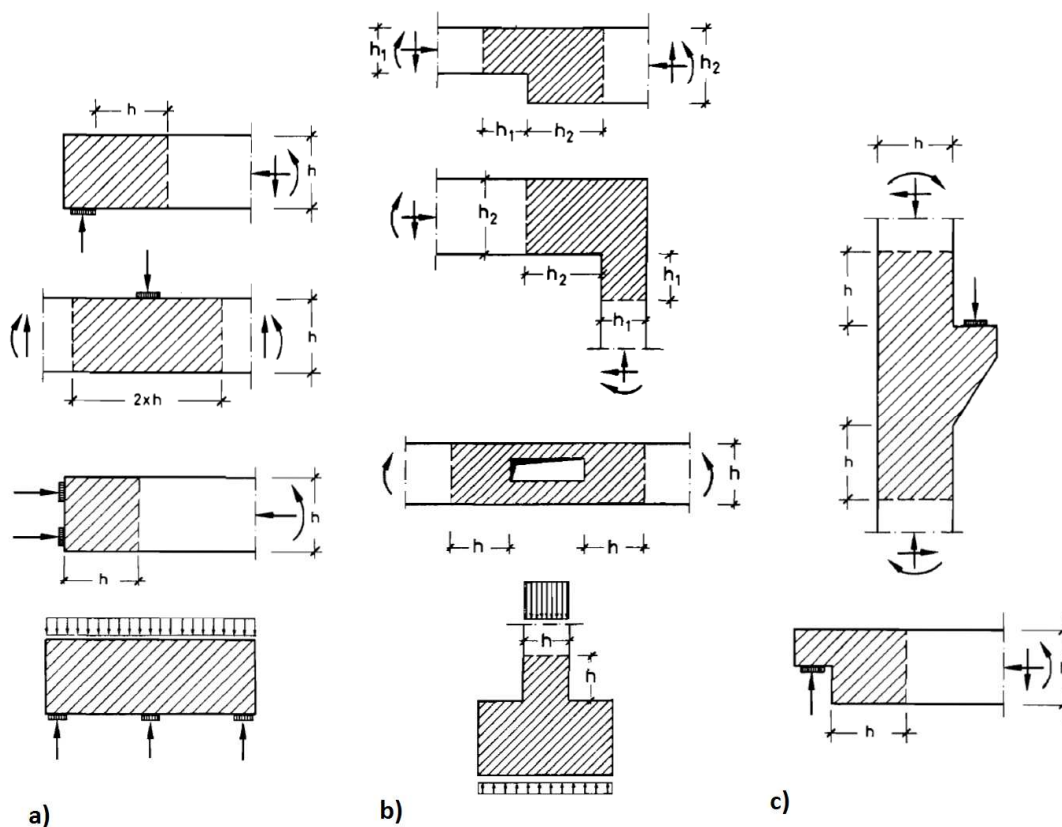
Cíle disertační práce lze tedy shrnout do následujících bodů:

- poskytnout odborné veřejnosti základní informace a myšlenky týkající se metody příhradové analogie a popsat obecnou metodiku navrhování a posuzování,
- rozvinout metodu příhradové analogie po stránce teoretického modelování,
- provést experimentální ověření detailu uložení nosníku ozubem navrženého metodou příhradové analogie formou studie pro různé typy vyztužení,
- provést fyzikálně-nelineární analýzu experimentu a vzájemně porovnat jejich výsledky.

4 METODA PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE

4.1 ROZDĚLENÍ KONSTRUKCE NA *B* A *D* OBLASTI

Každou konstrukci lze rozdělit na oblasti, kde Bernoulliova hypotéza o zachování rovinnosti průřezů platí, tzv. *B-oblasti*, a oblasti, kde je tato hypotéza porušena, tzv. *D-oblasti* [35], [45], [46]. Označení *B* vychází z počátečního písmene jména *Bernoulli* nebo také z anglického slova *beam* (nosník). Označení *D* plyne z anglických slov *discontinuity* (diskontinuita, nespojitost), *disturbance* (porušení, porucha) nebo *detail* (detail) [45], [46]. Někdy lze v literatuře nalézt toto označení také podle anglického *deep beam* (stěnový nosník) [35]. Podle způsobu, jakým k porušení výše uvedené hypotézy dochází, lze *D-oblasti* rozdělit na statické, geometrické nebo jde o jejich vzájemnou kombinaci, viz Obr. 4.1.

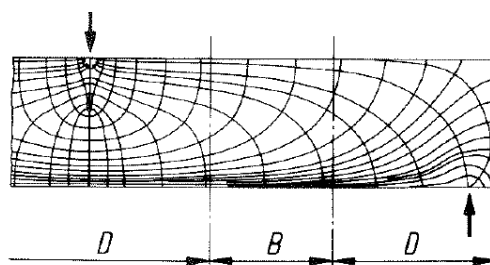


Obr. 4.1 Typické *D-oblasti* konstrukce (vyšrafovaná část) s nelineárním průběhem poměrného přetvoření: a) statické, b) geometrické, c) kombinace, převzato z [46]

Pro stanovení rozsahu *D-oblastí* na konstrukci lze využít *Saint-Venantova principu* lokálnosti, který ve své podstatě říká, že v určité vzdálenosti od působíště zatížení anebo geometrické anomálie již není napjatost tělesa ovlivněna rozdělením tohoto zatížení na jeho povrchu anebo vlastní geometrií tohoto detailu. Tuto vzdálenost lze přibližně uvažovat jako charakteristický rozměr prvku (výšku) [35], [45], [46], viz také Obr. 4.1.

4.2 ZÁKLADNÍ KONCEPCE METODY PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE

Silový tok v konstrukci jsme schopni v pružném oboru vyjádřit pomocí trajektorií hlavních napětí. Na rozdíl od oblastí diskontinuit mají tyto trajektorie v oblastech s nosníkovým chováním (B-oblasti, platnost Bernoulliovy hypotézy) pozvolný průběh, viz Obr. 4.2. Intenzita napětí se výrazně snižuje se vzdáleností od místa, kde dochází k jeho koncentraci. Na základě výše uvedeného lze tedy usuzovat jednak na rozsah D-oblastí a jednak také na způsob přenosu zatížení směrem k podporám. Trajektorie hlavních napětí jsou tedy užitečným nástrojem pro pochopení chování konstrukce [35], [45], [46].

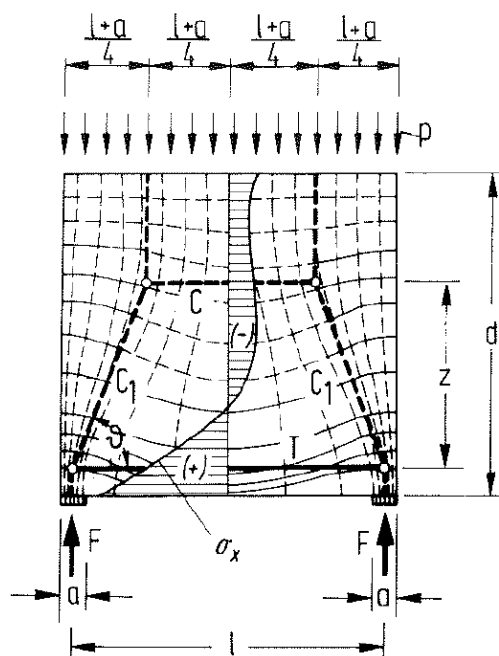


Obr. 4.2 Trajektorie hlavních napětí v oblastech diskontinuit (D) a oblastech s nosníkovým chováním (B), převzato z [45]

Pokud nahradíme tyto trajektorie, resp. pole tlakových a tahových napětí, jejich pomyslnými výslednicemi, získáme namísto plošného kontinua jednoduchý příhradový model s jednoose namáhanými tlačnými a taženými prvky, pro které se vžil název *vzpěry a táhla* (angl. struts and ties), viz. Obr. 4.3. Rovnováha mezi jednotlivými prvky se řeší v *uzlech* (angl. nodes), resp. přesněji *uzlových oblastech* (angl. nodal zones). Protože takovýto model sestává zpravidla pouze z několika málo prvků, dostal, dnes již mezinárodně používaný, název *strut-and-tie model* (model vzpěra – táhlo, model složený ze vzpěr a táhel, model příhradové analogie apod.) [35], [45], [46]. Vyjma kapitoly 4.3 bude v tomto textu používána jednotná terminologie, a to *model příhradové analogie* (nebo jednodušeji *příhradový model*), resp. *metoda příhradové analogie*.

Bezpečnost návrhu podle metody příhradové analogie se opírá o *statickou větu teorie plasticity* (věta o dolním odhadu, angl. lower bound theorem) [35], [45], [46]. Při její definici je nutné pracovat také s pojmy *plasticky přípustný stav (zatížení)* a *staticky přípustný stav (zatížení)*. Plasticky přípustné zatížení je takové, které nikde v konstrukci neporušuje podmínky plasticity. Staticky přípustné zatížení je takové, které v konstrukci způsobuje plasticky přípustné vnitřní síly (napětí), které jsou s tímto zatížením v rovnováze. To znamená, že ve staticky přípustném stavu jsou splněny podmínky rovnováhy, statické okrajové podmínky a podmínky plasticity. Statická věta mezní plasticité analýzy potom říká, že skutečné mezní zatížení je to největší ze všech staticky přípustných, resp. že jakékoliv zatížení odpovídající staticky přípustnému stavu není vyšší než je skutečné mezní zatížení (toto zatížení je jeho dolním odhadem) [19], [25]. Z hlediska návrhu metodou příhradové analogie to prakticky znamená, že hledáme příhradový model splňující podmínky rovnováhy

a statické okrajové podmínky, kde dimenze vzpěr, táhel a uzlů jsou zvoleny tak, aby jejich únosnost v každém místě konstrukce byla větší nebo maximálně rovna vnitřním silám v těchto prvcích způsobeným vnějším zatížením [19]. Důležitým faktem je informace, že takový model splňuje pouze *podmínky rovnováhy* a *podmínky plasticity* (únosnosti), avšak nespĺňuje *podmínky kompatibility* přetvoření.

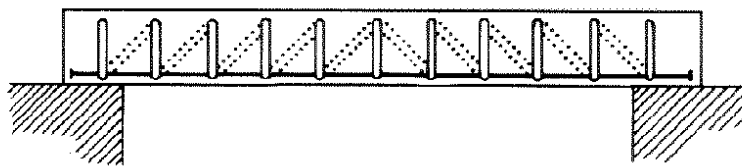


Obr. 4.3 Příhradový model pro stěnový nosník namáhaný rovnoměrným spojitém zatížením, převzato z [45]

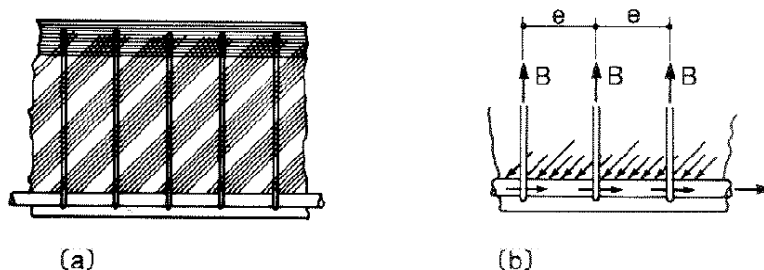
Výše uvedené představuje pouze základní myšlenku – koncept metody. Detailnější informace vztahující se k vlastnímu modelování, výpočtu vnitřních sil a dimenzování jednotlivých komponentů příhradového modelu budou uvedeny v následujících kapitolách.

4.3 HISTORIE A TYPY PŘÍHRADOVÝCH MODELŮ

Příhradové modely jsou od svého prvopočátku spjaty s modelováním a dimenzováním železobetonových prvků na účinky smyku, popř. kroucení. První příhradový model reprezentující představu o chování železobetonového nosníku po vzniku trhlin namáhaného smykem za ohybu prezentoval Ritter již v roce 1899, viz Obr. 4.4. Model složený z betonových tlacených prvků (tlačená zóna a diagonální vzpěry) a ocelových táhel (podélná výztuž a třmínky) dále rozvinul v letech 1902–1922 Mörsch. Ten nejprve uvažoval formu jakési násobné staticky neurčité příhradoviny, ve které jednotlivé vzpěry protínají více třmínků, později potom namísto těchto diskrétních prvků zavedl pojem souvislého tlakového pole, viz Obr. 4.5. Sklon tlakových diagonál byl uvažován 45°, odtud plyne i anglický název *45° truss model* [20]. Pro prvky namáhané kroučícím momentem prezentoval první prostorový příhradový model v roce 1929 Rauch [18].



Obr. 4.4 Příhradová analogie podle Rittera, převzato z [20]



Obr. 4.5 Příhradové působení podle Mörche: a) násobná staticky neurčitá příhradovina, b) souvislé tlakového pole, převzato z [20]

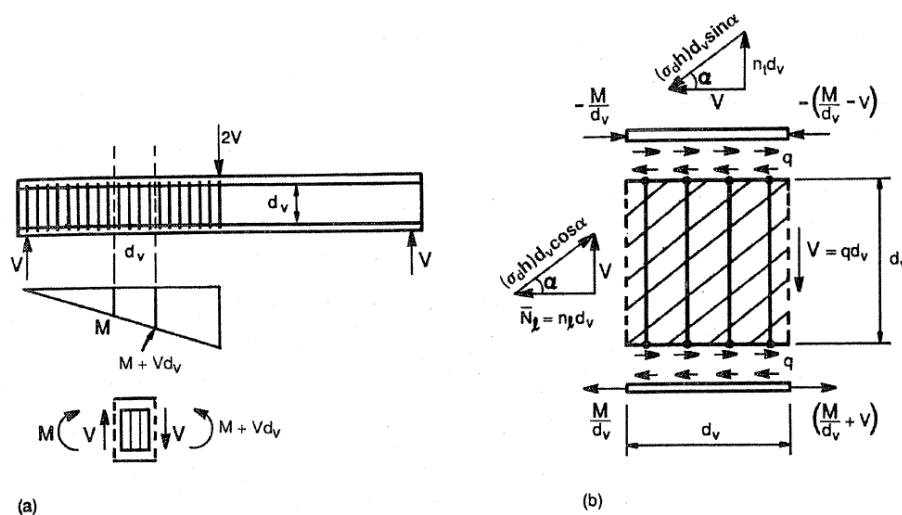
Výše uvedené modely Rittera a Mörsche však předpokládaly, že veškerou posouvající sílu v myšleném šikmém řezu (pod úhlem 45°) přenáší pouze smyková výztuž. Nezohledňovaly tak další vlivy přispívající k celkové únosnosti, které lze pozorovat u prvků se smykovou výztuží. Mezi ně patří zejména přenos smyku v neporušené tlakové zóně nad smykovou trhlinou, zaklínění zrn kameniva, resp. tření v trhlině (angl. aggregate interlock, resp. friction), hmoždinkový účinek v podélné výztuži (angl. dowel action) a reziduální tahová napětí přenášená napříč smykovou trhlinou. Zohlednění těchto komponentů v tradičních smykových teoriích ve smyslu snížení smykového vyztužení bývá v zahraniční literatuře označováno jako tzv. *příspěvek betonu* (angl. concrete contribution) [7], [23].

Přes výše uvedené „nedostatky“ se staly průkopnické práce Rittera a Mörsche základem pro další rozvoj příhradových modelů. Postupně tak vznikala celá řada teorií využívajících příhradové analogie při svém popisu chování prvků namáhaných smykem. První teorie byly omezeny pouze na popis mezního zatížení, tzn. stanovení smykové únosnosti. Podle toho, zda-li tyto teorie zohledňují či nezohledňují výše uvedený příspěvek betonu do celkové únosnosti, je lze rozdělit na základní dvě skupiny (viz dále). Postupem času ještě došlo k dalšímu propracování příhradových modelů, a to ve smyslu možnosti sledovat, resp. predikovat, odezvu konstrukce na dané zatížení. Tyto teorie, zahrnující kromě podmínek rovnováhy a plasticity (únosnosti) také podmínky kompatibility, bývají někdy v literatuře označovány jako *teorie exaktní* [7].

První skupinu tvoří modely uvažující příspěvek betonu do celkové únosnosti. Mezi tyto modely patří zejména tzv. *modifikované příhradové modely* (angl. modified truss models), označované někdy také jako tradiční, standardní nebo semi-empirické [7]. Posouvající síla na mezi únosnosti je dána součtem posouvající síly přenášené betonem (angl. concrete

contribution) a posouvající síly přenášené smykovou výztuží (angl. steel contribution). První složka (únosnost betonu) je stanovena na základě zkoušek empirickým vztahem. Druhá složka (únosnost smykové výztuže) je počítána z příhradového modelu s daným, resp. volitelným, sklonem tlakových diagonál. Interakce vnitřních sil je zohledněna zpravidla pouze zjednodušeně, např. u smyku za ohybu tzv. posunem momentového obrazce nebo jiným analogickým normovým ustanovením. Tento model je dodnes používán např. v americké normě ACI 318-14 [6] a byl také použit v předběžné evropské normě (verzi Eurokódu) ČSN P ENV 1992-1-1 [3] pod označením *standardní metoda* (angl. standard method). Jistou analogií tohoto přístupu byl i výpočet podle již neplatné české normy ČSN 73 1201-86 [2].

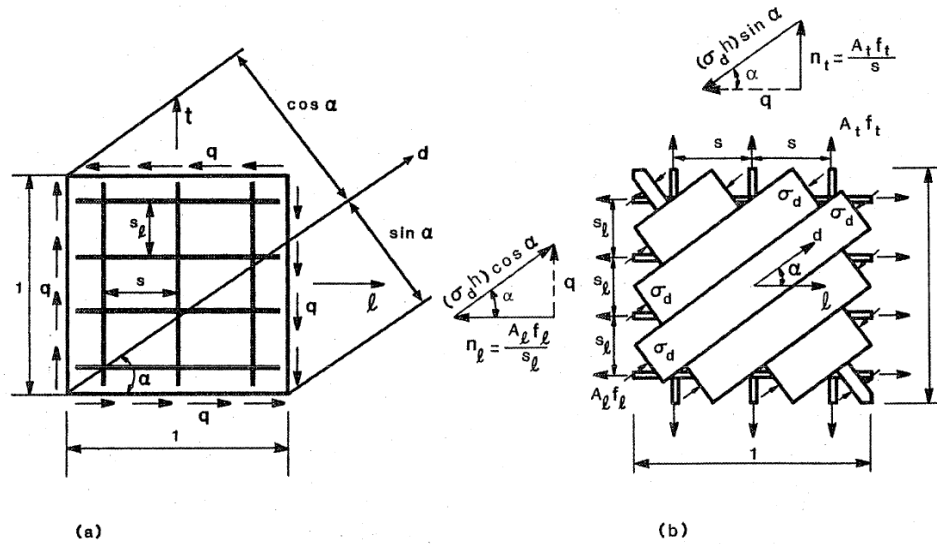
Druhá skupina příhradových modelů je silně spjata s teorií plasticity a její aplikací na konstrukční beton. Mezi tyto modely patří *model příhradové analogie založený na teorii plasticity* (angl. equilibrium-plasticity truss model), viz např. [18]. Nosník namáhaný smykem za ohybu lze řešit na základě představy uvedené na Obr. 4.6.



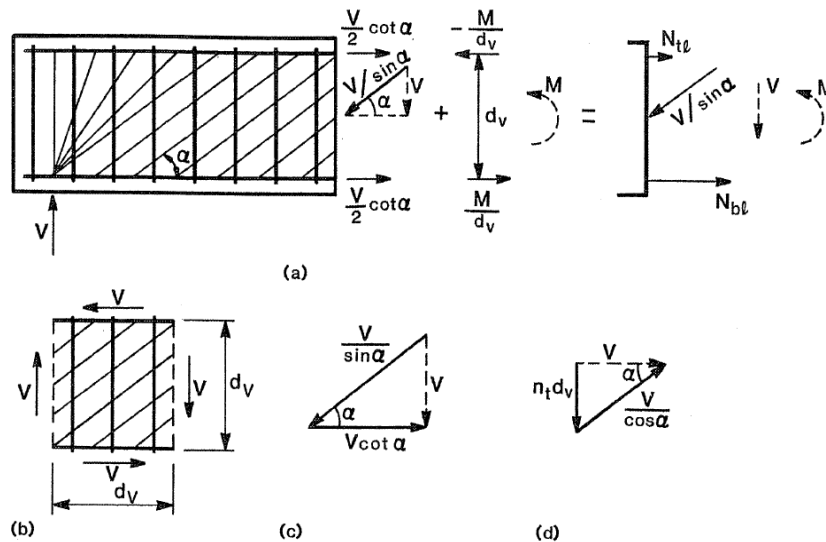
Obr. 4.6 Nosník namáhaný smykem za ohybu: a) řešený výsek nosníku, b) model pro tento výsek, převzato z [18]

Tlačený a tažený pás odolávají pouze ohybovému namáhání, zatímco stěna přenáší pouze smyk. Předpokládejme, že smykový tok je rovnoměrně rozdělen po obvodě stěnového elementu. Po překročení pevnosti betonu v tahu dojde ve stěně k vytvoření diagonálních trhlin oddělujících od sebe takto vzniklé jednotlivé betonové vzpěry. Tyto vzpěry tvoří spolu se zpravidla ortogonální výztuží příhradový, staticky neurčitý systém odolávající tomuto namáhání, viz Obr. 4.7. Beton přenáší pouze tlak, výztuž pouze tah. Úhel, který svírají betonové vzpěry s podélnou osou nosníku, je na základě teorie plasticity volitelný, a to v rozmezí cca 22-68°. V praxi se toto rozmezí značně liší podle použité normy (viz např. [3] a [4]) a existují také různé interpretace pro jeho vysvětlení [7]. Mezní posouvající síla je pak dána jako minimum z únosnosti jednotlivých komponentů této staticky neurčité násobné příhradoviny, tj. únosnosti změkčeného betonu v tlaku (pevnost snížena příčným tahem) a únosnosti příčné, resp. podélné, výztuže v tahu. Podélná tahová síla vznikající vlivem smyku se však při praktickém navrhování nosníků zpravidla přisuzuje pouze hornímu

a spodnímu pásu, viz Obr. 4.8. To znamená, že spodní pás je namáhán více a horní pás méně, než je tomu pouze od čistého ohybu. Tímto způsobem je zároveň vyřešena i vzájemná interakce smyku a ohybu. Výhodou tohoto modelu je však možnost konzistentně řešit interakci libovolných složek vnitřních sil, viz např. [18]. Nevýhodou ovšem zůstává fakt, že splňuje pouze podmínky rovnováhy a podmínky plasticity (únosnosti), avšak nesplňuje podmínky kompatibility přetvoření.



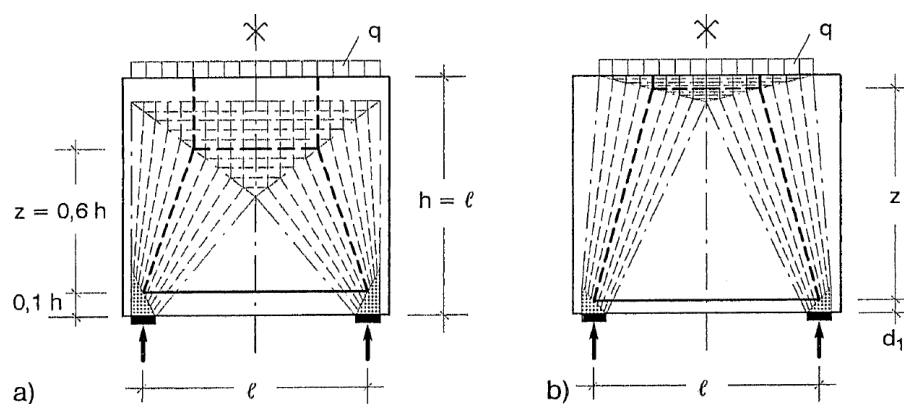
Obr. 4.7 Železobetonový element namáhaný smykem: a) jednotkový element stěny namáhaný smykovým tokem, b) příhradový model po vzniku trhlin, převzato z [18]



Obr. 4.8 Interakce smyku a ohybu: a) vnitřní síly působící v průřezu, b) stěna nosníku namáhaná smykem, c) a d) podmínky rovnováhy, převzato z [18]

Na tomto místě je také vhodné poznamenat, že různí autoři uvádějí různá pojmenování pro jeden a tentýž model. Např. [7] uvádí další z angl. termínů, a to *standard truss model with no concrete contribution*. U nás se však zažil název *model příhradové analogie s variabilním úhlem tlakových diagonál* (angl. *variable-angle truss model* [7], [23]), který byl uveden v předběžné verzi evropské normy ČSN P ENV 1992-1-1 [3], kde byl tento model zpracován jako alternativa k tradičnímu (standardnímu) přístupu. Tento model je obsažen i ve finální verzi Eurokódu, kde zůstal po malých úpravách jako jediný z předběžné verze. V české verzi evropské normy ČSN EN 1992-1-1 [4] je použito označení *model náhradní příhradoviny*.

Pro zobecněnou formu tohoto modelu pro B i D oblasti konstrukce lze nalézt v odborné literatuře dva, na první pohled téměř identické, přístupy, které se liší zejména ve způsobu vlastního modelování, tj. tvorbě příhradového modelu, viz Obr. 4.9. První z nich byl naznačen již v kap. 4.2. Příhradový model je orientován na základě pružného chování konstrukce (před vznikem trhlin). Jeho jednotlivé komponenty jsou modelovány a dimenzovány zjednodušeně, zpravidla podle normových ustanovení. Tento přístup lze nalézt v odborné literatuře pod názvem *strut-and-tie method* (metoda vzpěr a táhel, metoda příhradové analogie apod.). Z praktického hlediska je ho možné označit do jisté míry za koncepční a je neodmyslitelně spjat zejména se jmény J. Schlaich a K. Schäfer (Německo, viz např. [37], [45], [46]), ale také M. P. Collins a D. Mitchell (Kanada, viz např. [20]). Druhý přístup, který je ve smyslu vlastního modelování komplexnější, je založen na „čisté“ teorii plasticity a její aplikaci na konstrukční beton. Příhradový model je orientován na základě plastického rozdělení vnitřních sil, a to ve své podstatě libovolně. Tento způsob modelování bývá také v literatuře často použit pro hledání skutečného *mezního zatížení* (plastická analýza) a proto je ho možné považovat za spíše teoretický. Tento přístup je znám jako *modelování pomocí polí napětí* (z angl. *stress fields*, resp. z něm. *Spannungsfeldern*) a je spojen zejména se jmény B. Thürlimann a P. Marti (Švýcarsko, viz např. [19], [26], [42], [47]). Oba přístupy vznikaly paralelně a z praktického hlediska mezi nimi není zcela jednoznačná hranice, protože v mnohých případech dávají téměř identické, resp. za jistých zjednodušujících předpokladů zcela identické, řešení.



Obr. 4.9 Příhradový model pro stěnový nosník namáhaný rovnoměrným spojitým zatížením: a) orientovaný podle teorie pružnosti, b) orientovaný podle teorie plasticity, převzato z [39]

Třetí skupinu zastupují tzv. teorie exaktní umožňující sledovat také odezvu konstrukce nebo prvku na dané zatížení. Mezi nejznámější patří zejména *teorie tlakových polí* (angl. compression field theory), resp. její modifikovaná verze (angl. modified compression field theory) [20], která se stala podkladem pro stanovení smykové únosnosti např. v kanadské normě CSA A23.3-14 [8]. Další poměrně známou analogií je *příhradový model zohledňující tření ve smykové trhlině* (angl. truss model with crack friction) [7], [23], [24], který je zapracován v německé normě DIN 1045-1 [5] a také v doporučení tehdejšího mezinárodního sdružení pro předpínání (FIP) [9], opět pouze ve zjednodušené formě pro stanovení únosnosti. Přestože jsou tyto teorie „technicky“ lepší, jejich použití není možné v oblastech diskontinuit.

Z výše uvedeného je zřejmé, že příhradových modelů v pravém slova smyslu existuje celá řada. Pod pojmem model příhradové analogie (příhradový model), resp. tedy metoda příhradové analogie, budeme v tomto textu dále uvažovat výhradně příhradový model založený na teorii plasticity (viz výše). Tento model splňuje pouze podmínky rovnováhy a podmínky plasticity (únosnosti) a je konzistentně aplikovatelný na všechny části konstrukce nebo prvku.

4.4 NAVRHOVÁNÍ A POSUZOVÁNÍ METODOU PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE

Při používání tradičních výpočetních postupů pro navrhování železobetonových konstrukcí pracujeme s pojmy *návrh* a *posudek*. Přijmeme-li předpoklad, že tvar konstrukce je předem znám (obvykle zadán), pak pod pojmem návrh máme zpravidla na mysli určení jejího potřebného vyztužení (plocha výztuže, její průměr, vzdálenost apod.). Ten v mnoha případech provádíme na základě zkušenosti zkusmo. Posuzování je proces, kterým verifikujeme návrh. Zásadním faktem je, že ve všech těchto případech je předem znám výpočtový model, resp. tedy také způsob vyztužení konstrukce.

V případě aplikace metody příhradové analogie je třeba si, ve zcela obecném případě, uvědomit, že stojíme nejprve před úkolem najít (navrhnout) výpočtový model konstrukce. Až na jeho základě známe totiž de facto způsob jejího vyztužení (poloha táhel) a jsme schopni provést jeho návrh, resp. posudek, tak jak je známe. Jak bude také dále v textu uvedeno, celý proces navrhování a posuzování metodou příhradové analogie je tedy v obecném případě proces iterační.

Samozřejmě jednodušší situace nastává, pokud pracujeme s již známým (typickým) detailem, tj. detailem s předem jasným způsobem vyztužení a tedy i výpočtovým modelem. Přestože se i v tomto případě zpravidla nevyhneme výše uváděné iteraci, lze tento postup označit za již poměrně přímočarý a blížící se nám známému způsobu práce.

Ve zcela obecném případě lze tedy proces navrhování a posuzování metodou příhradové analogie shrnout do níže uvedených bodů. Jedná se o autorovu kompilaci z [6], [36] a [37].

- Vymezení řešené oblasti (zpravidla pouze D-oblast, nicméně se může jednat také o komplexní řešení celého prvku nebo konstrukce).

- V případě řešení pouze části konstrukce stanovení statických (zatížení) a geometrických (podepření) okrajových podmínek.
- Proces vlastního modelování, tj. tvorba příhradového (výpočtového) modelu (viz kap. 4.5 a kap. 4.6).
- Výpočet vnitřních sil (viz kap. 4.7).
- Dimenzování vzpěr, táhel a uzlových oblastí (viz kap. 4.8).
- Ověření předpokládané geometrie výpočtového modelu (v případě, že při dimenzování došlo k porušení předpokladů o geometrii výpočtového modelu, je nutné tento model upravit a výpočet opakovat).
- Doplnění o konstrukční zásady.

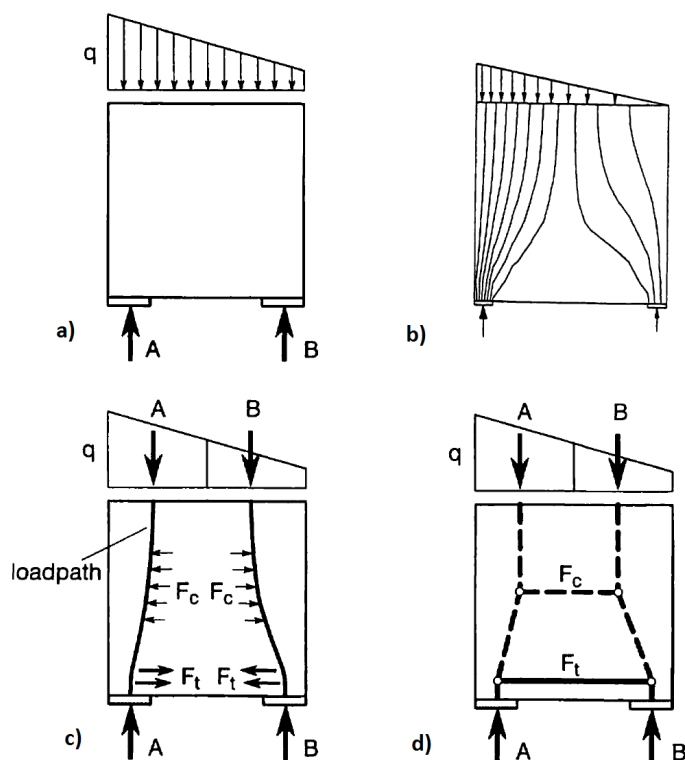
4.5 MODELOVÁNÍ METODOU PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE

Každá konstrukce se během zatěžování, a zejména pak v mezním stavu, snaží přizpůsobovat předpokládanému statickému modelu, podle kterého byla navržena. V závislosti na správnosti zvoleného modelu je tento proces více či méně spojen s redistribucí vnitřních sil (napětí) způsobenou vznikem trhlin a plastifikací materiálu. Na rozdíl od výztuže má beton pouze omezenou schopnost plasticky se deformovat bez ztráty pevnosti. Vzhledem k faktu, že při modelování metodou příhradové analogie nejsou splněny podmínky kompatibility, nemůže tedy docházet k jakékoliv analytické kontrole duktility konstrukce potřebné k výše uvedené redistribuci. Nevhodně zvolený model může mít tak za následek vznik nadměrných trhlin již v provozním stavu, v extrémních případech může vést až k předčasnému selhání konstrukce [35], [45], [46].

Vzhledem k praktickým zkušenostem s používáním lineárně-pružné analýzy při navrhování železobetonových konstrukcí (výpočet vnitřních sil), kdy se toto řešení ukazuje jako bezpečné a konzervativní, se zejména v extrémně namáhaných částech konstrukce doporučuje orientovat příhradový model v souladu s jejím pružným chováním. Tímto způsobem má být také zajištěna dostatečná duktilita konstrukce. V místech s nižší hladinou namáhání se lze od tohoto doporučení odchýlit. Zcela zanedbat ho lze potom pouze tam, kde bude ověřena (zajištěna) potřebná duktilita konstrukce. Snad jedinou nevýhodou modelu orientovaného podle lineárně-pružné analýzy může být fakt, že na jeho základě nejsme schopni zjistit teoretické mezní zatížení plynoucí z aplikace „čisté“ teorie plasticity, resp. plastického rozdělení vnitřních sil. Naopak výhodou může být možnost využít ho při ověřování jak mezního stavu únosnosti, tak mezního stavu použitelnosti [45], [46].

Z praktického hlediska existují v zásadě čtyři způsoby, jak je možné sestavit příhradový model pro danou situaci. Tyto způsoby se mohou vzájemně kombinovat a doplňovat.

- První z nich byl naznačen v kap. 4.2 a také výše. Příhradový model je orientován na základě pružného chování konstrukce, tj. hlavní vzpěry a táhla korespondují s trajektoriemi hlavních napětí (přesněji s výslednicemi těchto napětí v charakteristických řezech konstrukce). Variantou je tedy také modifikace na základě plastického rozdělení vnitřních sil.
- Druhou možností je aplikace metody, kterou lze nalézt v zahraniční literatuře pod anglickým názvem *loadpath method* nebo německým výrazem *Lastpfadmethode* (v české verzi evropské normy [4] je tato metoda uvedena jako *metoda přenášení zatížení*). Tato metoda využívá podobnosti mezi tokem tekutin a tokem napětí v konstrukci, kdy se snažíme schematicky znázornit přenos zatížení směrem k podporám prostřednictvím jeho pomyslných tras (přesněji cestiček nebo stezek – z angl. path, resp. něm. Pfad). Přitom se využívá také myšlenky, že zatížení směřuje k podpoře nejkratší možnou trasou a že tyto trasy se navzájem nekříží. V místech jejich zakřivení je potom nutné zavést rovnovážné síly. Takto získaná představa o působení konstrukce se převede na příhradový model již poměrně snadno, viz Obr. 4.10. Tato metoda je ovšem vhodná pouze pro jednodušší případy, ve kterých jsou navíc zatížení a reakce pouze vertikálního (jednosměrného) charakteru [35], [45], [46].



Obr. 4.10 Metoda přenášení zatížení pro stěnový nosník zatížený nerovnoměrným spojitým zatížením: a) geometrie a zatížení, b) působení na základě analogie mezi tokem napětí a tokem tekutin, c) trasy zatížení (loadpath) a síly potřebné k zajištění rovnováhy, d) model příhradové analogie, převzato z [35]

- Třetí možnost, jak nalézt adekvátní příhradový model, je založena na pozorováních a výsledcích experimentů. Z nich je totiž známo, že směr hlavních tlakových napětí koresponduje se směrem trhlin. Pokud tedy máme k dispozici jejich tvar, např. ze zkoušek podobných případů, lze na jeho základě usuzovat na tok sil a sestavit tak příhradový model. Vzpěry se tedy umístí paralelně se směrem těchto trhlin, zatímco táhla budou v ideálním případě orientována kolmo na ně (u táhel je ovšem nutné respektovat praktické zásady vyztužování). V případech, kdy nemáme k dispozici tyto informace, lze také využít představy o deformaci konstrukce a odhadnout tak místa vzniku potencionálních trhlin [36]. Tento přístup, tj. na základě předpokládané deformace a vzniku trhlin, je také využíván při sestavování příhradového modelu v publikaci [19].
- Čtvrtou a pravděpodobně nejrychlejší možností ve většině standardních případů je využít znalosti již známých (typických) modelů pro obdobné situace, popřípadě tyto modely modifikovat a kombinovat. Lze totiž vyzorovat, že některé typické modely se vyskytují opětovně v různých verzích a kombinacích. Vysvětlení tohoto jevu je dáno faktem, že existuje pouze omezený počet oblastí diskontinuit se zcela odlišným stavem napjatosti (trajektoriemi napětí) [35]. Asi nejpréhlednější koncepční zpracování typických detailů nabízí publikace [37] (případně její jiná vydání, např. [38]).

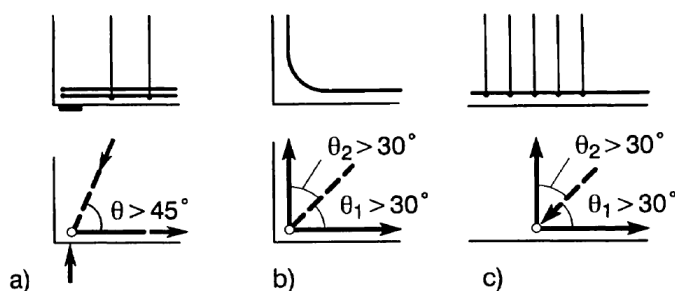
4.6 ZÁKLADNÍ PRAVIDLA A POZNÁMKY K MODELOVÁNÍ

Vyjma základních principů naznačených v kap. 4.2 a 4.5, které lze nalézt zpravidla jako hlavní požadavky norem zahrnujících tento způsob dimenzování, je možné nalézt také další pravidla a doporučení pro modelování především v publikacích [35], [36] a [37]. Níže uváděné body jsou autorovou kompilací těchto principů, pravidel a doporučení.

- Příhradový model musí splňovat statické okrajové podmínky a podmínky rovnováhy.
- Vzpěry, táhla a uzlové oblasti musí být navrženy tak, aby jejich únosnost byla vždy větší nebo minimálně rovna silám v těchto prvcích způsobeným vnějším zatížením.
- Při modelování je nutné respektovat praktické zásady vyztužování. Finální vyztužení (poloha výztuže) musí korespondovat s modelem (polohou táhel) použitým pro jeho návrh.
- Příhradový model je zjednodušená představa. Vždy je nutné pracovat s poli napětí, které mají určitý rozsah, resp. dimenzi (v případě rovinné úlohy je to u vzpěr a táhel určitá šířka, u uzlů je to určitá velikost této oblasti). V prvotní fázi návrhu a pro výpočet vnitřních sil je samozřejmě vhodné pracovat pouze se zjednodušeným schématem ve formě výpočtového modelu, kde jsou vzpěry a táhla reprezentovány pruty a uzlové oblasti pouze body. Nicméně, i tato zjednodušená představa musí být nakonec v souladu se skutečnými rozměry vzpěr, táhel a uzlových oblastí. Ty jsou ovšem také výrazně ovlivněny skutečnými zatěžovacími a úložnými plochami. Celý

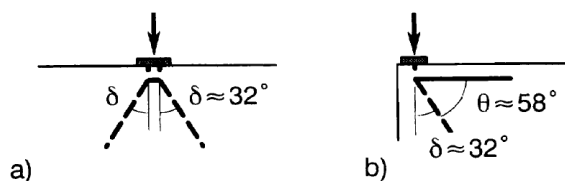
proces modelování je tak zpravidla iterační a vyžaduje také alespoň částečnou grafickou interpretaci.

- V obecné případě má být model orientován na základě pružného chování, poloha a směr hlavních vzpěr a táhel má odpovídat toku hlavních napětí. V místech s nižší hladinou namáhání se lze od tohoto doporučení odchýlit. Za předpokladu, že bude zajištěna dostatečná duktilita konstrukce, lze také použít plastické rozdělení vnitřních sil.
- Při modelování je třeba dbát na to, aby se jednotlivé vzpěry vzájemně nepřekrývaly nebo nekřížily (nebezpečí přetížení). Vzpěry nemají procházet napříč předpokládanými trhlinami. Pokud je tedy znám předpokládaný průběh trhlin (např. z experimentů pro obdobné situace), mají být vzpěry situovány mezi ně, resp. rovnoběžně s nimi. U táhel je jejich vzájemné křížení, tak jako křížení se vzpěrami, dovoleno.
- Úhel mezi vzpěrou a táhlem má být podle [35], [37] a [46] uvažován alespoň 45° , optimálně však cca 60° , viz Obr. 4.11 (a). Výjimku tvoří vzpěra působící ve styčnicku se dvěma vzájemně na sebe kolmými táhly, kdy má být tento úhel alespoň 30° , viz Obr. 4.11 (b) a (c). V tomto případě má být ale uvažována redukovaná únosnost betonu. Podle normy [6] lze hodnotu tohoto úhlu uvažovat minimálně 25° .

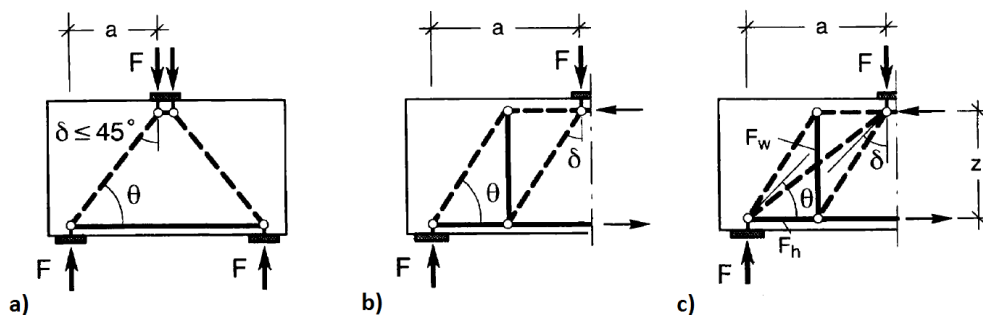


Obr. 4.11 Minimální úhel mezi vzpěrou a táhlem a korespondující způsob vyztužení: a) táhlo v jednom směru, b) a c) táhla ve dvou na sebe kolmých směrech, převzato z [35]

- Koncentrované síly (bodová zatížení, podporové reakce apod.) působící na okraji nebo na hraně konstrukce (prvku) se mají tendenci v ní rozptýlit (roznést se na větší oblast). Toto působení může být uvažováno podle Obr. 4.12. Hodnota úhlu δ , pod kterým se zatížení roznáší, vychází z řešení podle teorie pružnosti (cca odpovídá odklonu v poměru 1:2, viz např. [6]). Jedná se ovšem o modelový případ síly působící na povrchu pružného poloprostoru (viz dále).



Obr. 4.12 Modelování rozptýlení koncentrovaného zatížení: a) na hraně prvku, b) na okraji prvku, převzato z [35]

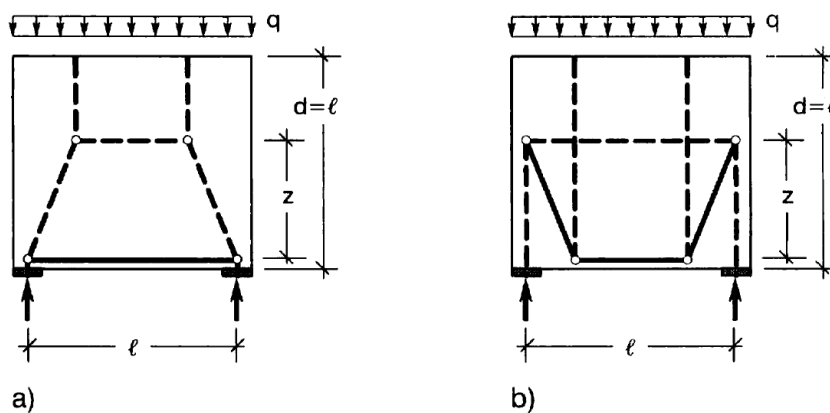


Obr. 4.13 Modelování přenosu koncentrovaného zatížení do podpory v závislosti na jeho vzdálenosti: a) přímý přenos, b) přenos prostřednictvím vloženého táhla, c) kombinovaný model, převzato z [35]

- V závislosti na okrajových podmínkách a tvaru řešené oblasti se však bude úhel rozptýlení zatížení δ lišit od výše uvedeného. Na Obr. 4.13 (a) je naznačen model pro stěnový nosník, kde jeho geometrie, způsob zatížení a podepření umožňují modelovat přímý přenos zatížení do podpor (není porušeno doporučení o minimálním úhlu mezi vzpěrou a táhlem). V případě větší vzdálenosti mezi zatížením a podporou je třeba model adekvátně upravit, viz např. Obr. 4.13 (b). Pro mezilehlé případy lze také využít jejich vzájemné kombinace, viz Obr. 4.13 (c).
- Je nutné si uvědomit, že modelování pomocí příhradové analogie je ve své podstatě modelování nelineární. To znamená, že příhradový model je vytvářen pro konkrétní zatěžovací stav nebo kombinaci zatěžovacích stavů (přesněji pro konkrétní způsob namáhání) a zpravidla ho tedy nelze použít pro stav jiný (přesněji tedy pro jiný způsob namáhání). Ve své podstatě to znamená, že pokud je konstrukce vystavena různým způsobům namáhání, je nutné pro všechny z nich nalézt adekvátní model a tedy i vyztužení. Finální uspořádání vyztuže musí být tedy navrženo tak, aby pokrývalo všechny tyto způsoby namáhání.
- Mnohdy se stává, že výsledný model je kinematicky neurčitý (mechanismus). To ovšem neznamená, že konstrukce není stabilní. Je třeba mít totiž neustále na mysli, že se jedná pouze o představu, kdy kontinuum nahrazujeme pomyslnou příhradovinou. Naopak je vhodné této situaci využít při určování vnitřních sil již během modelování. V případě, že je třeba zajistit kinematickou určitost z jiných důvodů (výpočet vnitřních sil pomocí počítačového programu), doplní se model o „stabilizující prvky“, které

buďto budou přímo tzv. nulovými pruty anebo zpravidla nebudou přenášet významné síly a neovlivní tak zásadně předpokládaný tok sil.

- Doporučuje se vždy hledat jednodušší model s menším počtem vzpěr a táhel.
- Pro lepší vyjádření skutečného působení je mnohdy vhodné vzájemně kombinovat (superponovat) dva jednoduché (zpravidla staticky určité) modely. Každý z nich ale musí splňovat podmínky rovnováhy pro příslušnou část zatížení, resp. příslušný způsob namáhání.
- Složité staticky neurčité modely jsou lepší pouze v případech, kdy jsou optimalizovány.
- Za zřejmě největší nevýhodu modelování metodou příhradové analogie může být považována její nejednoznačnost (nejedinečnost příhradového modelu). Pro jednu modelovou situaci lze totiž téměř vždy nalézt více (v obecném případě teoreticky nekonečně mnoho) příhradových modelů splňujících statické podmínky rovnováhy a podmínky plasticity, viz Obr. 4.14. Zejména ve zcela obecných případech je finální tvar příhradového modelu vždy ovlivněn subjektivním rozhodováním projektanta. Je tedy nutné vzít v úvahu, že neexistuje unikátní a ani absolutně optimální řešení. Nicméně, při rozhodování, který z potenciačních modelů je ten lepší, lze využít níže uvedeného kritéria pro optimalizaci.



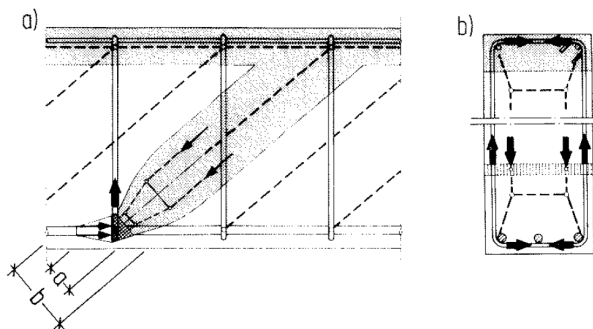
Obr. 4.14 Dva různé příhradové modely pro tentýž případ: a) vhodný model, b) nevhodný model, převzato z [35]

- Konstrukce se snaží přenášet zatížení co možná nejefektivněji, tj. za předpokladu minima přetvárné práce. Tuto podmínku lze formulovat jako *optimalizační kritérium* následovně

$$\sum F_i l_i \varepsilon_i = \min \quad (4.1)$$

kde F_i , l_i a ε_i jsou síla, délka a průměrné přetvoření v i -tém prvku. Protože tuhost vzpěr je výrazně vyšší než tuhost táhel, lze je ve výše uvedeném vztahu vynechat. Na základě takto upravené podmínky lze prohlásit, že nejlepší model je ten, který minimalizuje množství výztuže, viz také Obr. 4.14.

- Je vhodné také poznamenat, že na každou B-oblast lze opět nahlížet jako na seskupení několika mikrodiskontinuit, viz Obr. 4.15. Tento obrázek například vysvětluje požadavek na uzavřené třmínky u nosníků. Nepřímo lze na jeho základě také objasnit požadavek na maximální vzdálenost třmínkové výztuže a vysvětlit obecně známé doporučení, že vždy je lepší použít většího množství profilů s menším průměrem (hustější armování), než naopak.

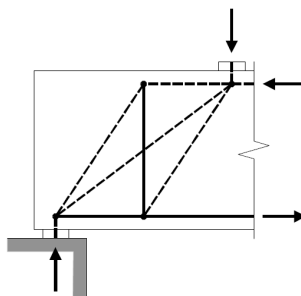


Obr. 4.15 Přenos smykového namáhání ve stěně nosníku, převzato z [45]

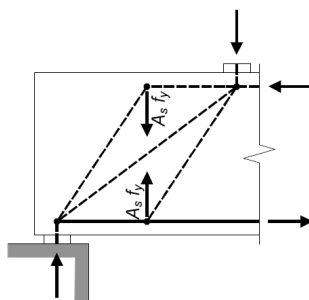
4.7 ZPŮSOB VÝPOČTU VNITŘNÍCH SIL

Z praktického hlediska budeme používat ruční výpočet zpravidla pouze u jednodušších příhradových modelů. V případě staticky určitých příhradových soustav lze využít některou ze standardních metod stavební mechaniky, tj. styčnickovou nebo průsečnou metodu.

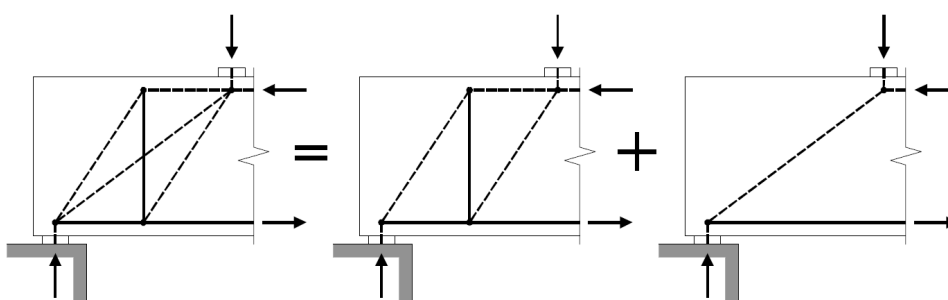
U jednodušších staticky neurčitých soustav, viz Obr. 4.16, lze pro ruční výpočet také využít plastického rozdělení vnitřních sil. To lze provést víceméně dvěma způsoby. První z nich, viz Obr. 4.17, spočívá v tom, že se snažíme u nadbytečných vazeb zavést předpoklad, že přejdou jako první do plastického stavu (de facto si zvolíme jejich únosnost). Získáme tak staticky určitou soustavu, kterou jsme již dále schopni vyřešit. Za tyto nadbytečné vazby volíme zpravidla výrazně namáhaná táhla. Druhý způsob, viz Obr. 4.18, spočívá v rozložení staticky neurčité soustavy na více soustav staticky určitých, z nichž každá bude navržena na část celkového zatížení (viz také kap. 4.6) [36], [37].



Obr. 4.16 Staticky neurčitý příhradový model pro osamělé břemeno v blízkosti podpory, převzato z [36]



Obr. 4.17 Odstranění statické neurčitosti soustavy zavedením předpokladu o únosnosti daného prvku, převzato z [36]



Obr. 4.18 Odstranění statické neurčitosti soustavy rozkladem na dva staticky určité systémy, převzato z [36]

V ostatních případech budeme obvykle využívat počítačového řešení v pružném oboru. Je třeba si ovšem uvědomit, že při řešení staticky neurčitých příhradových konstrukcí je nutné pracovat již s průřezovými a materiálovými charakteristikami jednotlivých prutů, resp. tedy s jejich osovými tuhostmi. Například podle [36] se má použít pro výpočet tuhosti vzpěry počáteční tečnový modul pružnosti betonu a její skutečná průřezová plocha, resp. modul pružnosti betonářské výztuže a její plocha pro výpočet tuhosti táhla. Podle [37] lze u táhel také zohlednit spolupůsobení betonu mezi trhlinami.

4.8 JEDNOTLIVÉ KOMPONENTY PŘÍHRADOVÉHO MODELU

Jak již bylo uvedeno v kap. 4.2, příhradový model sestává ze vzpěr, táhel a uzlů. Také bylo naznačeno, že všechny tyto komponenty mají určitou dimenzi a že bychom měli tedy správně mluvit o tlakových a tahových polích, případně o uzlových oblastech. Všechny tyto komponenty jsou nicméně do jisté míry pouze abstraktním vyjádřením reálného působení.

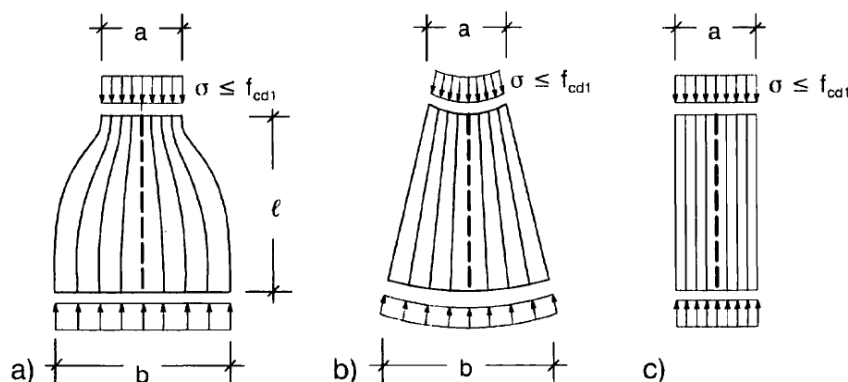
Přestože jsou veškeré konstrukce a jejich namáhání třídimenzionální povahy, v praktických aplikacích dochází ve většině případů k redukci této obecně prostorové úlohy na úlohu rovinnou (smyk), resp. k jejímu rozkladu na rovinné úlohy (kroucení). Z tohoto důvodu jsou níže uvedené pasáže textu věnovány primárně komponentům příhradového modelu aplikovaného v rovině.

V textu jsou uvedeny pouze základní informace týkající se modelování a posuzování jednotlivých komponentů příhradového modelu nutné pro pochopení problematiky, nikoli konkrétní vztahy nebo čísla. Ty se navíc liší podle použité normy a také s ní spojeného konceptu bezpečnosti (dovolená namáhání, stupeň bezpečnosti, mezní stavy).

4.8.1 Vzpěry / Tlaková pole

Vzpěra (angl. strut) je tlačný prvek reprezentující výslednici pole tlakových napětí. Podle způsobu idealizace přenosu těchto napětí v konstrukci rozeznáváme tři základní konfigurace vzpěr, resp. tedy tlakových polí, [35], [36], [37], [45], [46]. Jsou to:

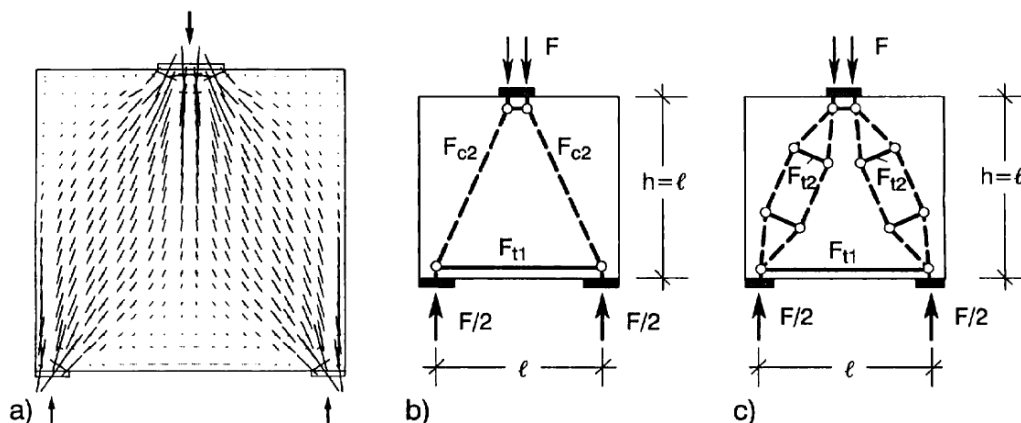
- *lahvová vzpěra* (angl. bottle-shaped strut), resp. *lahvové tlakové pole* (angl. bottle-shaped compression stress field), viz Obr. 4.19 (a),
- *vějířová vzpěra* (angl. fan-shaped strut), resp. *vějířové tlakové pole* (angl. fan-shaped compression stress field), viz Obr. 4.19 (b),
- *prizmatická vzpěra* (angl. prismatic strut), resp. *prizmatické* nebo také *paralelní tlakové pole* (angl. prismatic / parallel compression stress field), viz Obr. 4.19 (c).



Obr. 4.19 Základní typy tlakových polí: a) lahvové tlakové pole, b) vějířové tlakové pole, c) prizmatické / paralelní tlakové pole, převzato z [35]

Jak již bylo naznačeno v kap. 4.6, koncentrovaná zatížení mají tendenci roznést se na větší oblast konstrukce, viz např. Obr. 4.20 (a). Použitím lineárně-pružné analýzy lze snadno ukázat, že toto roznášení lze idealizovat biaxiálním polem napětí ve tvaru láhve. Tento typ tlakového (přesněji tlakovo-tahového, viz dále) pole napětí je znám pod pojmem lahvové tlakové pole, resp. jako lahvová vzpěra. V těsné blízkosti koncentrovaného zatížení dochází k dvouosému tlakovému namáhání, zatímco o něco dále (ve směru pomyslné osy vzpěry) vznikají kolmo na hlavní tlak již příčná tahová namáhání. Tato tahová namáhání jsou, na rozdíl od dříve zmiňovaných tlakových, nepříznivá a snaží se vzpěru rozštěpit v jejím podélném směru. Aby tedy nedošlo k předčasnému selhání vlivem štěpících sil, je třeba zachytit tyto síly výztuží, resp. v případě nevyztužených vzpěr je nutné počítat s jejich sníženou únosností (tj. pouze do úrovně, kdy hlavní tah dosáhne tahové pevnosti betonu).

Přestože je tento typ vzpěry v literatuře velmi často uváděn jako jeden ze základních (viz rozdělení výše), lze na něj z hlediska modelování metodou příhradové analogie opět nahlížet jako na soustavu tlakových a tahových polí, resp. tedy jako na soustavu tlačенých a tažených prutů, viz Obr. 4.20 (c). Působení lahvové vzpěry je tedy možné adekvátně vyjádřit pomocí příhradového modelu využívajícího – mj. – kombinace zbývajících dvou základních typů vzpěr, tj. vzpěry prizmatické a vzpěry vějířové [35], [37], [45], [46].



Obr. 4.20 Roznášení koncentrovaného zatížení do podpor stěnového nosníku:
 a) směr hlavních napětí, b) zjednodušený příhradový model,
 c) zpřesněný příhradový model, převzato z [35]

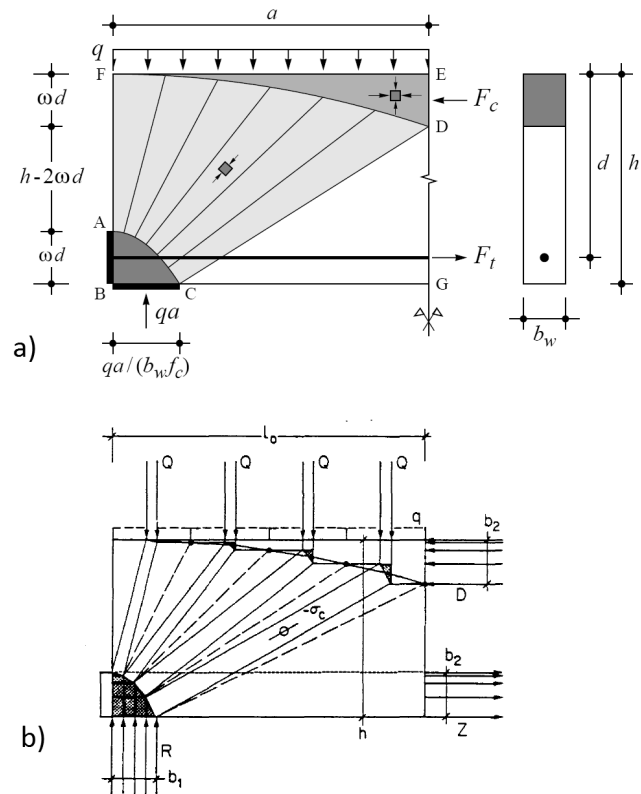
Na rozdíl od lahvové vzpěry nevznikají u prizmatické a teoreticky ani u vějířové vzpěry žádná příčná namáhání a jedná se tedy o jednoose namáhané prvky ve smyslu základní koncepce metody popsané v kap. 4.2 [37], [45], [46].

Prizmatické vzpěry, resp. paralelní tlaková pole, jsou charakteristické zejména pro oblasti s nosníkovým chováním (B-oblasti). Typickým příkladem může být tlačená zóna nosníků nebo sloupů a také tlačená diagonála ve stěně nosníku namáhaného smykem [35], [37], [46].

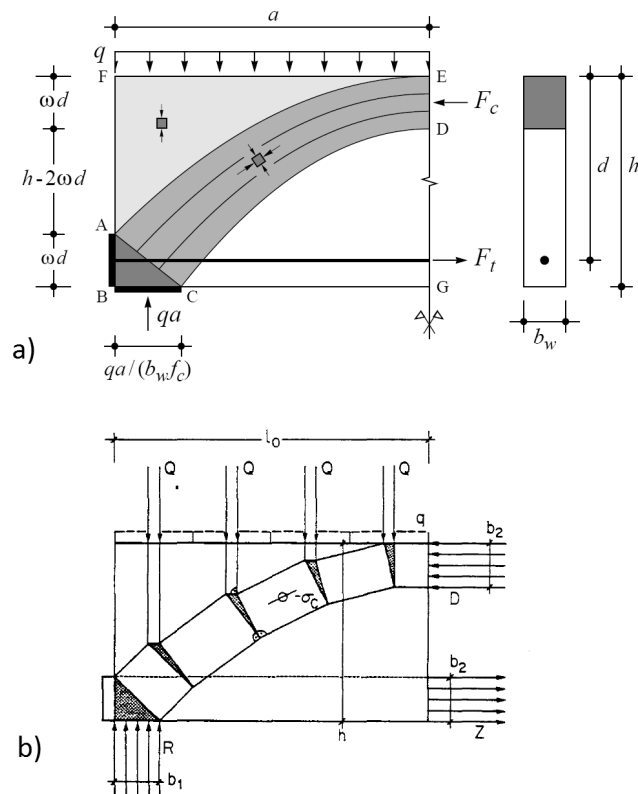
Vějířové vzpěry, resp. vějířová tlaková pole, jsou charakteristické pro oblasti diskontinuit (D-oblasti), kde dochází k roznášení koncentrovaného zatížení [46]. Z hlediska modelování si lze vějířovou vzpěru také zjednodušeně představit jako konečný počet (pole) prizmatických vzpěr s postupně se měnícím sklonem, které vycházejí z jednoho koncentrovaného uzlu, viz např. Obr. 4.21.

Vyjma výše uvedeného rozdělení lze v literatuře také nalézt ještě další typ tlačенého prvku vyjadřujícího *klenbové působení* (angl. arch action). Tento typ zakřiveného biaxiálního tlakového pole lze nalézt např. v [26], [42] a [47]. Rozdílný přístup v modelování přímého přenosu spojitého zatížení do podpory s využitím tohoto prvku ukazují Obr. 4.21 a Obr. 4.22.

Únosnost vzpěr je významně ovlivněna způsobem jejich namáhání (obecně víceosý stav napětí), množstvím a šířkou trhlin a jejich vyztužením. Z praktických důvodů ovšem posuzujeme vzpěry na tzv. *průměrné napětí* (angl. average stress). Toto napětí uvažujeme rovnoměrné po šířce vzpěry a porovnáváme ho s reprezentativní hodnotou únosnosti. Ta je závislá na výše uvedených faktorech a liší se podle použité normy [35], [37], [45], [46].



Obr. 4.21 Vějířové působení: a) spojité pole napětí, b) náhrada diskretními prvky, převzato z [26] a [42]



Obr. 4.22 Klenbové působení: a) spojité pole napětí, b) náhrada diskretními prvky, převzato z [26] a [42]

4.8.2 Táhla

Pokud jsme doposud hovořili o táhlech, měli jsme na mysli výhradně výztuž. Tento předpoklad vycházel z obecně známé základní myšlenky železobetonu – beton přenáší tlak, zatímco výztuž přenáší tah. Je ovšem nutné poznamenat, že tato formulace je ale do jisté míry nepřesná a že se jedná spíše o myšlenku fenomenologické povahy. Tahová namáhání totiž vznikají i v místech, kde běžně výztuž neumístujeme. Protože jsou tato namáhání nutná pro zachování rovnovážného stavu, je tedy zřejmé, že musí být přenesena betonem, resp. tedy jeho pevností v tahu. Jako příklad takové situace, kdy je nutné tahová napětí v betonu připustit, lze uvést oblasti kotvení nebo stykání výztuže. Přestože v klasické teorii železobetonu se používají spíše náhradní veličiny jako jsou napětí v soudržnosti (angl. bond stress), tření (angl. friction) nebo smykové napětí (angl. shear stress), všechny je lze vysvětlit na základě existence tahové pevnosti betonu [40], [45].

Táhlo (angl. tie) lze tedy definovat jako tažený prvek příhradového modelu reprezentující [36], [37], [45], [46]:

- výslednici pole tahových napětí – tzv. *nevyztužené táhlo* nebo také *betonové táhlo* (angl. unreinforced tie / concrete tie / concrete tension field),
- skupinu výztužných vložek z měkké nebo předpínací výztuže – tzv. *vyztužené táhlo* (angl. reinforced tie).

Využití tahové pevnosti betonu je možné pouze ve známých případech a případně tam, kde vznikl potencionální trhliny neohrozí bezpečnost konstrukce ve smyslu jejího náhlého zhroutení (kde může v případě jejího vzniku dojít k redistribuci tahového namáhání) [37], [45], [46].

Vzhledem k výše uvedenému budeme dále v tomto textu, stejně tedy jako doposud, předpokládat, že táhla jsou tvořena výhradně výztuží. Jak již bylo také dříve uvedeno, je nutné aby finální vyztužení (poloha výztuže) korespondovalo s modelem (polohou táhel) použitým pro jeho návrh.

Pro omezení trhlin bývá výztuž rozmístěna v určité oblasti konstrukce, tzv. *tahové zóně*. Šířka trhlin může být analyzována za předpokladu prizmatického železobetonového osově taženého prutu s plochou odpovídající rozměrům této tahové zóny [35], [37], [45], [46].

4.8.3 Uzly / Uzlové oblasti

Jak již bylo dříve naznačeno, je vhodné rozlišovat pojmy uzel a uzlová oblast. Přestože se lze v literatuře poměrně často setkat s jednotným označením uzel, budeme v tomto textu vycházet z definic uvedených v [6].

Uzel (angl. node) lze definovat jako teoretický styčník (bod) příhradového modelu, ve kterém se stýkají pomyslné výslednice (osy) vzpěr a táhel.

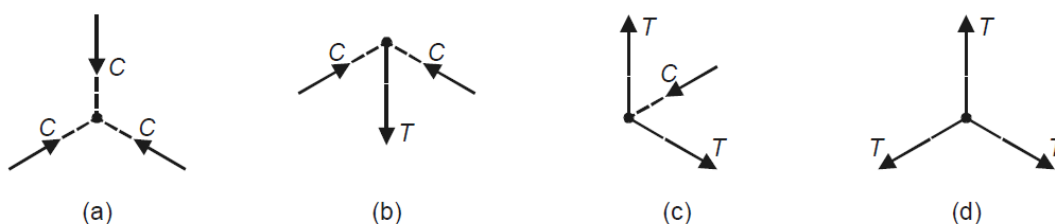
Uzlová oblast (angl. nodal zone, node region) je určitá oblast (objem) betonu v okolí uzlu uvažovaná pro přenos namáhání mezi vzpěrami a táhly. Z geometrického hlediska se jedná o společný rozsah vzpěr a táhel stýkajících se v uvažovaném uzlu.

Podle způsobu namáhání rozlišujeme v zásadě čtyři typy uzlových oblastí [36], [45]:

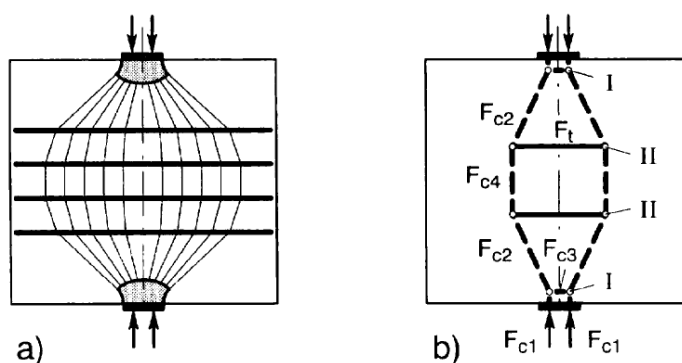
- *CCC uzel* (z angl. compression-compression-compression), viz Obr. 4.23 (a),
- *CCT uzel* (z angl. compression-compression-tension), viz Obr. 4.23 (b),
- *CTT uzel* (z angl. compression-tension-tension), viz Obr. 4.23 (c),
- *TTT uzel* (z angl. tension-tension-tension), viz Obr. 4.23 (d).

Podle intenzity namáhání rozlišujeme dále uzlové oblasti [34], [37], [45], [46]:

- *koncentrované* (angl. concentrated) nebo také *singulární* (angl. singular), viz Obr. 4.24 (a),
- *souvislé* (angl. continuous) nebo také tzv. *rozetřené* (angl. smeared), viz Obr. 4.24 (b).



Obr. 4.23 Základní typy uzlů (uzlových oblastí): a) CCC uzel, b) CCT uzel, c) CTT uzel, d) TTT uzel, převzato z [36]



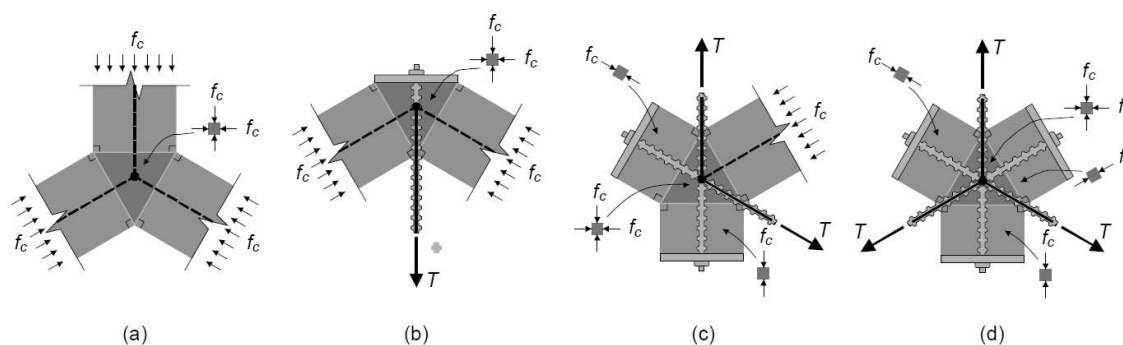
Obr. 4.24 Příklad koncentrované (I) a souvislé uzlové oblasti (II): a) pole napětí, b) příhradový model, převzato z [34]

Dále lze rozdělit uzlové oblasti ještě také na:

- *hydrostatické* (angl. hydrostatic),
- *nehydrostatické* (angl. non-hydrostatic).

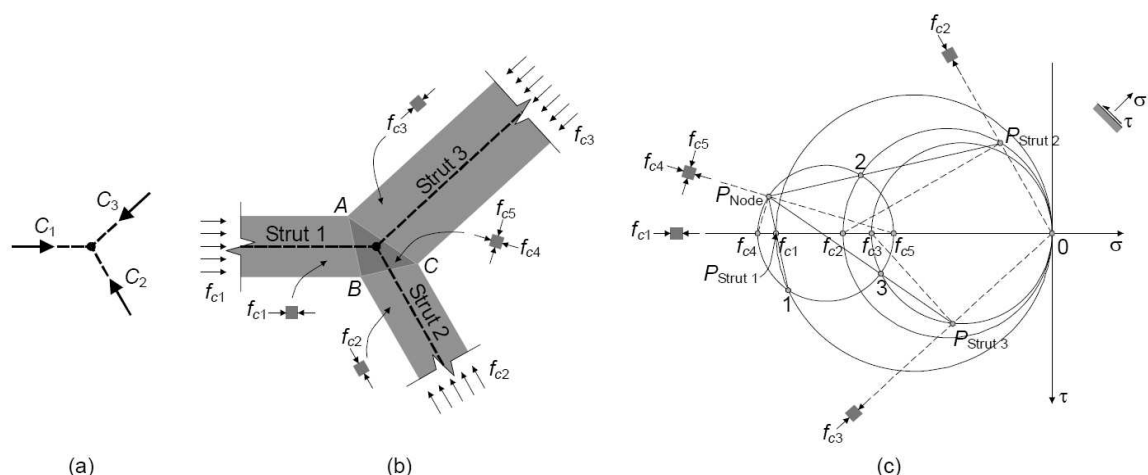
Jak plyne již z názvu, koncentrované uzlové oblasti jsou typické pro místa, kde dochází ke koncentraci namáhání. Ta může být způsobena přímo působením soustředěného zatížení, ale také například náhlou změnou geometrie nebo zhuštěním výztuže. Na rozdíl o souvislých uzlových oblastí, které se vyskytují v konstrukci mnohem častěji, bývá tento typ uzlových oblastí rozhodujícím prvkem při jejím návrhu [34], [37], [45], [46].

V kap. 4.3 byl naznačen dvojí přístup při aplikaci metody příhradové analogie. První, spíše koncepční (Schlaich aj.) a druhý, spíše teoretický (Thürlimann aj.). S těmito přístupy je také spojen způsob modelování a posuzování uzlových oblastí. Zatímco první přístup se snaží zohlednit praktické aspekty navrhování (způsob vyztužování a kotvení), přístup založený na teorii plasticity pracuje vesměs pouze s uzlovými oblastmi všesměrně (v případě rovinné úlohy tedy pouze biaxiálně) tlačeny. V případě uzlových oblastí CCT, CTT a TTT, ve kterých dochází ke kotvení táhel, se totiž zpravidla využívá namísto klasického způsobu kotvení výztuže (soudržnost, koncová úprava) aplikace ocelových kotevních prvků (ploten), viz Obr. 4.25. Tento způsob kotvení výztuže v podstatě transformuje tahovou sílu na sílu tlakovou. To tedy znamená, že nezávisle na výše uvedeném rozdělení, je taková uzlová oblast namáhána pouze tlakovými silami a de facto se tedy jedná vždy o uzlovou oblast typu CCC, což z hlediska vlastního posuzování situaci výrazně zjednodušuje (viz dále).

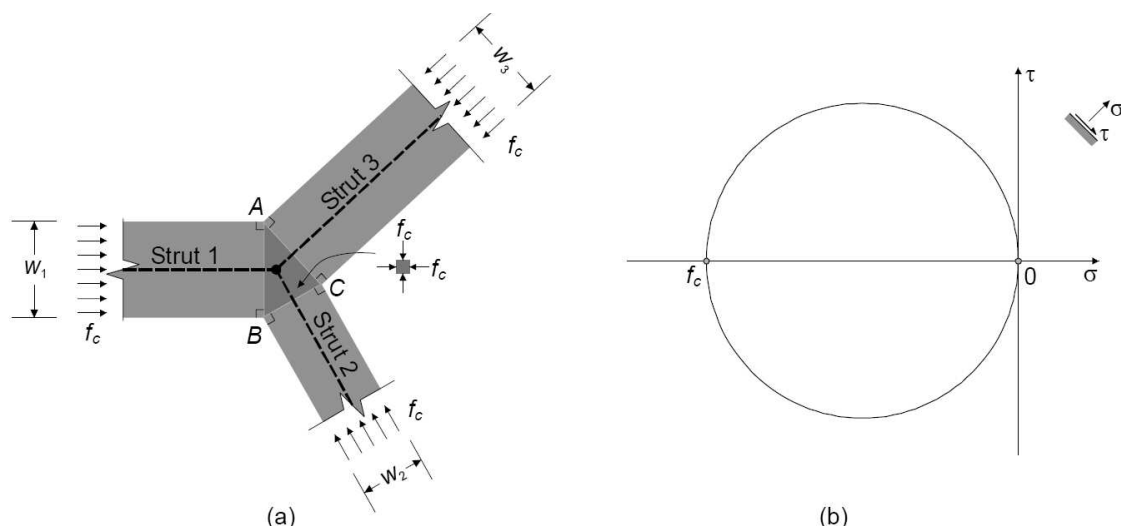


Obr. 4.25 Hydrostatické uzlové oblasti a aplikace ocelových kotevních prvků (ploten) pro zachycení tahových sil: a) CCC, b) CCT, c) CTT, d) TTT, převzato z [36]

Pokud navíc zvolíme tvar uzlové oblasti takový, že jeho jednotlivé hraniční plochy (při rovinné úloze křivky) jsou proporcionální a kolmé k působícím silám, dostáváme tzv. hydrostatickou uzlovou oblast (při rovinné úloze se jedná ve své podstatě o nepřesné označení, protože napětí kolmé na vyšetřovanou rovinu je nulové). V takovém prvku je potom napjatost rovná hydrostatickému stavu (všechna hlavní napětí jsou stejná, Mohrova kružnice přechází v bod), viz [19], [26], [36], [42], [47]. Přestože je tento typ uzlové oblasti poměrně hojně uváděn v literatuře, v praxi je až na výjimky poměrně těžko aplikovatelný. Obr. 4.26 a Obr. 4.27 ukazují rozdíl v namáhání obecné (nehydrostatické) a hydrostatické uzlové oblasti.



Obr. 4.26 Obecná (nehydrostatická) CCC uzlová oblast: a) síly působící v uzlu, b) tvar uzlové oblasti, c) Mohrova kružnice popisující namáhání uzlové oblasti a jednotlivých vzpěr, převzato z [36]



Obr. 4.27 Hydrostatická CCC uzlová oblast: a) tvar uzlové oblasti, c) Mohrova kružnice popisující namáhání uzlové oblasti a jednotlivých vzpěr, převzato z [36]

Zřejmě nejjednodušším typem je tedy uzlová oblast CCC. Tu lze v obecném případě teoreticky řešit na základě únosnosti (podmínek plasticity) betonu při víceosé (při rovinné úloze biaxiální) napjatosti. Podstatně složitější situace ale nastává u uzlových oblastí s táhly. V tomto případě totiž vyvstávají otázky týkající se mechanismu chování (přenos tahové síly), tvaru uzlové oblasti (efektivní šířka tahové zóny v závislosti na způsobu vyztužení), ale také únosnosti betonu ovlivněného přetvořením táhel (únosnost změkčeného betonu v tlaku).

Existuje celá řada řešení různých uzlových oblastí, nicméně zkušenosti ukazují, že některé typy se opakují znovu a znovu v různých situacích a proto lze pro některé z nich najít „standardní“ řešení. Obecné a také mnohdy teoreticky složité posouzení se při praktickém navrhování nahrazuje zjednodušeným posudkem tzv. *průměrného napětí*, které se porovnává

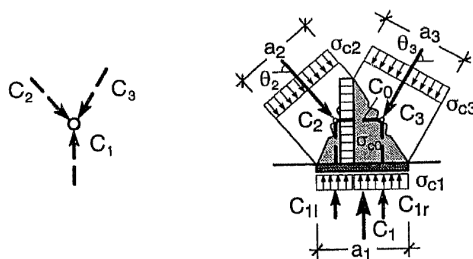
s reprezentativní hodnotou únosnosti (dtto vzpěry). Ta je závislá na typu uzlové oblasti a liší se podle použité normy [34], [37], [45], [46].

Při praktickém posuzování uzlových oblastí pracujeme se dvěma typy výše uvedených průměrných napětí [34], [37]:

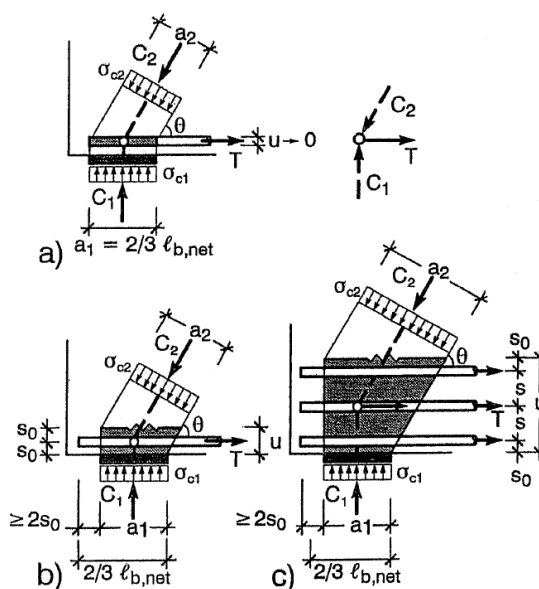
- průměrné hlavní tlakové napětí uvnitř uzlové oblasti nebo na její hranici,
- průměrné napětí v soudržnosti, které se ovšem kontroluje nepřímou, a to posuzováním kotevní délky výztuže.

Asi nejkomplexnější zpracování typických uzlových oblastí nabízí publikace [37] (případně její jiná vydání, např. [38]). Příklady standardních typů uzlových oblastí uváděných nejčastěji v literatuře a normách v různých modifikacích jsou uvedeny na Obr. 4.28 – Obr. 4.31.

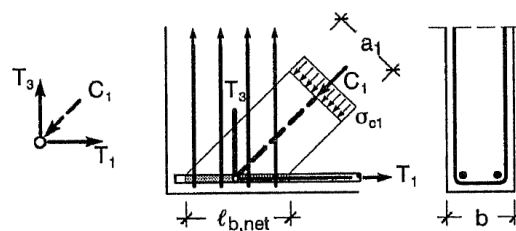
Z hlediska modelování jsou uzlové oblasti asi nejvíce kontroverzním tématem celé metody. V tomto případě totiž dochází k největšímu zkreslení reality a jedná se spíše o formální nástroj k posouzení spolehlivosti těchto míst konstrukce.



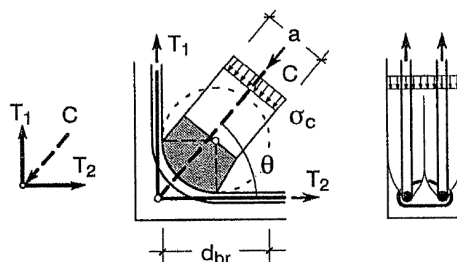
Obr. 4.28 Standardní uzlová oblast CCC, převzato z [37]



Obr. 4.29 Standardní uzlová oblast CCT: a) jednovrstvá výztuž bez požadovaného přesahu, b) jednovrstvá výztuž s požadovaným přesahem, c) vícevrstvá výztuž s požadovaným přesahem, převzato z [37]



Obr. 4.30 Standardní uzlová oblast CTT – varianta podélná výztuž v kombinaci se třmínky, převzato z [37]



Obr. 4.31 Standardní uzlová oblast CTT – varianta ohyb hlavní výztuže, převzato z [37]

4.9 ZÁVĚREČNÉ POZNÁMKY

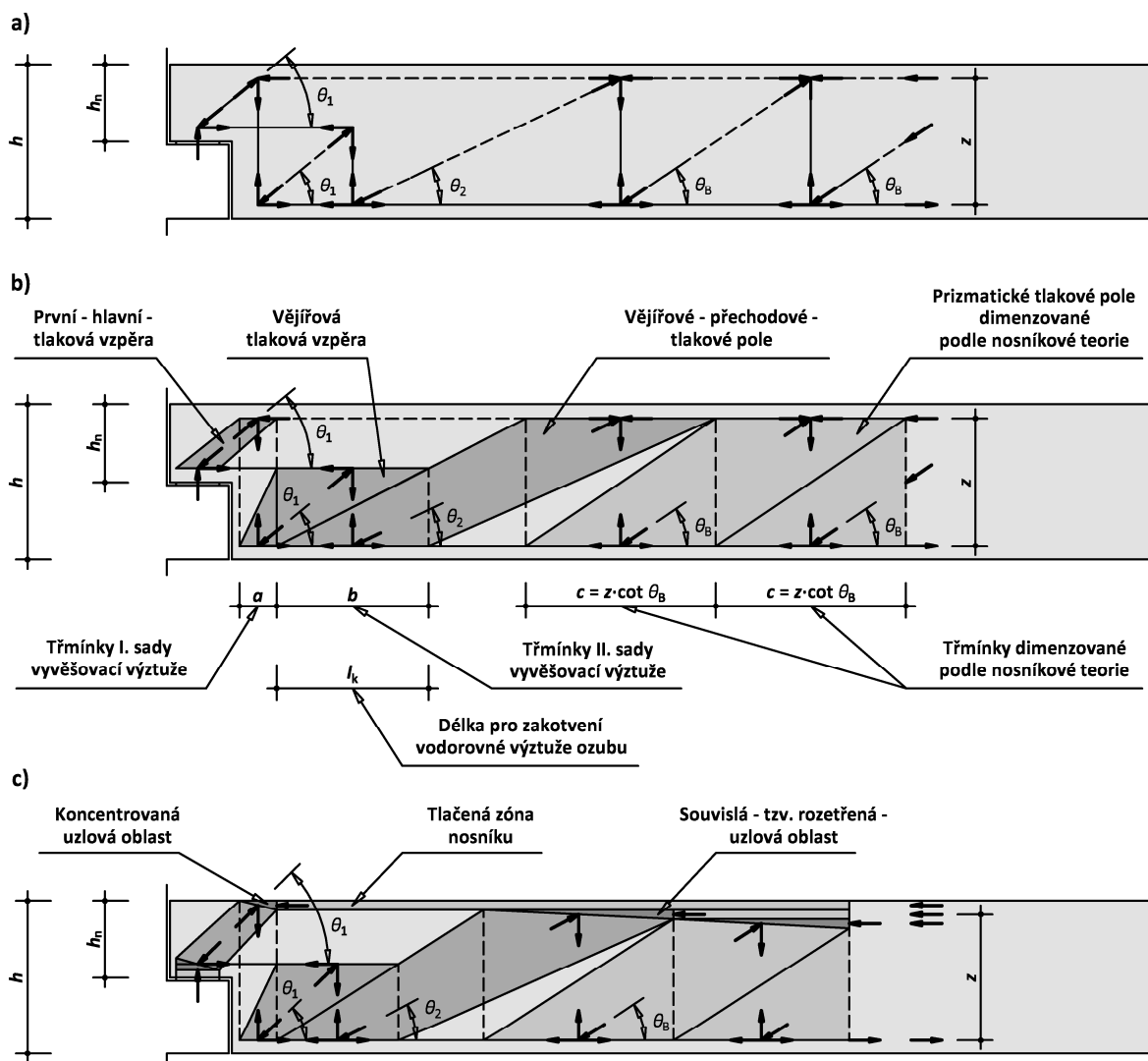
Autor této práce pracuje již více jak patnáct let jako projektant-statik ve firmě IP systém a.s., která je předním dodavatelem prefabrikovaných konstrukcí nejen v České republice. Za tuto dobu měl možnost řešit více či méně obvyklé detaily, které jsou podle jeho názoru významnou partií při návrhu těchto konstrukcí. K jejich statickému řešení lze s výhodou využít metody příhradové analogie. Ačkoli k výraznému rozvoji této metody došlo již koncem minulého století a v zahraničí byla a je tato metoda poměrně hojně publikována, lze konstatovat, že do povědomí naší široké odborné veřejnosti se dostala právě až s nástupem současné normy ČSN EN 1992-1-1 [4].

Cílem této části práce bylo prezentovat teoretický základ metody příhradové analogie. Přestože je tato metoda velice intuitivní a instruktivní, je nutné ji vnímat jako metodu zjednodušenou, koncepční a také do jisté míry abstraktní, vyžadující určitou zkušenost s chováním nosných konstrukcí a rovněž jistou dávku inženýrské invence. Za největší nevýhodu této metody je bohužel nutné označit její nejednoznačnost (nejedinečnost příhradového modelu). Tato vlastnost ovšem může mít pro mnoho praktických staticů naprosto zásadní význam. Tento hendikep bohužel nelze odstranit, avšak je možné ho částečně zmírnit zpřístupněním této metody „koncevemu uživateli“ v přijatelné formě. Autor práce si je vědom českých publikací na toto téma, viz např. [32], [59], [60], [61], [62], [63], [64], [65], [66] a [67], přesto se domnívá, že text podobného charakteru u nás zatím chybí.

5 K PROBLEMATICE DIMENZOVÁNÍ DETAILU ULOŽENÍ PRVKU OZUBEM METODOU PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE

5.1 VYBRANÉ PROBLÉMY DIMENZOVÁNÍ PODLE NĚMECKÉHO PŘÍSTUPU

Jak již bylo v kap. 4 uvedeno, příhradový model je pouze zjednodušená představa a vždy je nutné pracovat s poli napětí, které mají určitý rozsah, resp. dimenzi. Nicméně, na druhou stranu je třeba ale také uvážit fakt, že metoda příhradové analogie je metoda zjednodušená a také metoda do jisté míry abstraktní a proto je v praxi vždy nejen vhodné, ale zároveň také nutné zvolit přiměřenou míru zjednodušení při její aplikaci.



Obr. 5.1 Modelování pomocí příhradové analogie: a) zjednodušený „koncepční“ model, b) model s tlačeními a taženými poli ve stěně nosníku, c) „detailní“ model s uzlovými oblastmi a tlačanou zónou nosníku

Na Obr. 5.1 (a) je vykreslen zjednodušený příhradový model typu *AI* z kap. 2.3.3 naznačující základní koncepci řešení, jak je zpravidla prezentována v odborné literatuře, viz např. [9], [19], [21], [22], [28], [37], [38], [39], [41], [43], [44], [45] a [46]. Na Obr. 5.1 (b) je již tento model rozpracován ve formě tlakových a tahových polí ve stěně nosníku (část prvku vzdorující smyku). Tažený a tlačný pás jsou zde reprezentovány pouze ve formě linií a tlačný pás je navíc uvažován jako vodorovný. Tuto koncepci, nebo můžeme také říci míru zjednodušení, uvažuje např. také norma [4] v kap. 6.2.3 pro návrh smykové výztuže, viz Obr. 6.5 této normy. Na Obr. 5.1 (c) je potom vykreslen model včetně uzlových oblastí a tlačné zóny nosníku. Je zřejmé, že takovýto „detailní“ model je téměř nemožné sestavit bez iteračního postupu spojeného s alespoň částečnou grafickou interpretací.

Jak bylo uvedeno v kap. 4, souvislé nebo také tzv. rozetřené uzlové oblasti nejsou pro návrh prvku rozhodující. Proto je z praktického hlediska možné v mnoha případech označit koncepci podle Obr. 5.1 (b) jako dostačující pro návrh a posouzení výztuže, příp. jejího zakotvení v souvislých uzlových oblastech. Samozřejmě je nezbytné takovýto výpočet doplnit o detailnější posouzení namáhání betonu, příp. kotvení výztuže, v místech koncentrovaných uzlových oblastí (např. v místě uložení nosníku na podporu, v místě působícího osamělého břemene, ale také např. v místě maximálního ohybového namáhání, kde dochází k největšímu namáhání tlačné zóny nosníku).

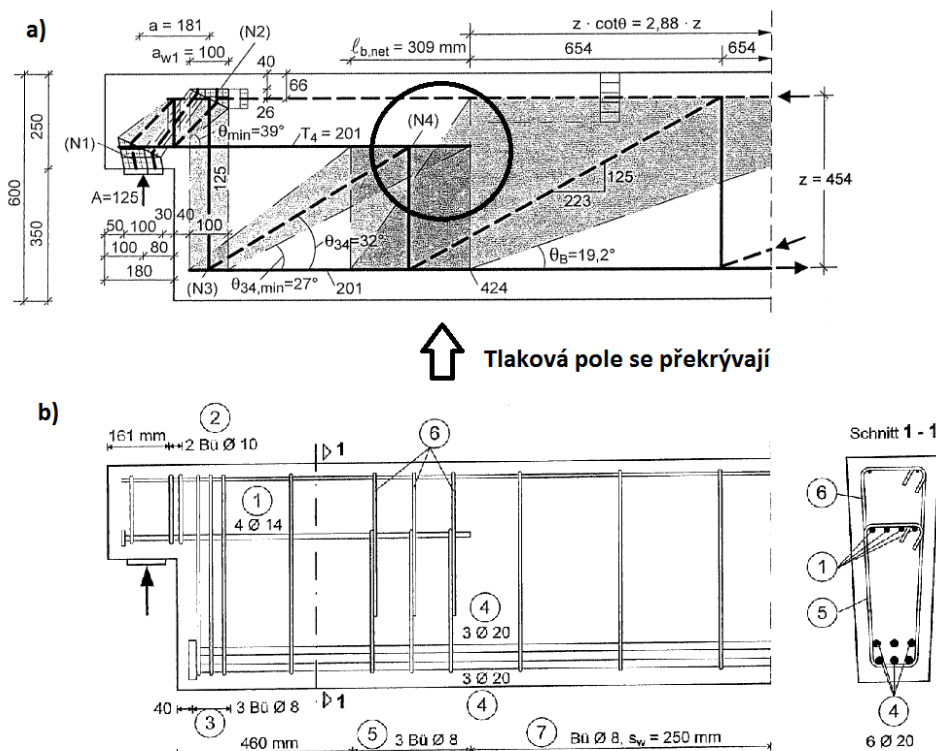
Pokud se nyní vrátíme zpět k modelu na Obr. 5.1 (b), příp. (c), je třeba si uvědomit následující praktické problémy plynoucí z teoretického řešení, protože – jak již bylo také v kap. 4 uvedeno – finální vyztužení musí korespondovat s modelem použitým pro jeho návrh.

- Druhou sadu vyvěšovacíh třmínků je nutné rozmístit tak, aby bylo v příhradovém modelu dosaženo shodných úhlů u první a druhé tlakové diagonály (úhel označený jako θ_1). Jak již bylo uvedeno v kap. 2.3.3, tento požadavek plyne ze statických podmínek rovnováhy.
- Oblast rozmístění druhé sady vyvěšovacíh třmínků je nutné uvažovat jako oblast pro zakotvení vodorovné výztuže ozubu. Tyto třmínky by měly být navíc pravděpodobně realizovány pouze na částečnou výšku prvku, a to tak, aby obepínaly vodorovnou výztuž ozubu, jak je např. uvedeno v publikaci [39], viz Obr. 5.2. Tento způsob řešení nejlépe odpovídá standardní uzlové oblasti CTT uvedené na Obr. 4.30 v kap. 4.
- Jak bylo uvedeno v kap. 4, modelování tlakových polí musí být prováděno tak, aby nedocházelo k jejich vzájemnému překrývání. To v případě modelu typu *AI* znamená modelování *vějířového – přechodového – tlakového pole* oddalujícího oblast, kde lze posuzovat namáhání betonu a výztuže „standardními“ normovými vztahy pro oblast s tzv. nosníkovým chováním (oblast B), viz také Obr. 5.4. V tomto kontextu je nutné model podle Obr. 5.2 označit za nevyhovující.

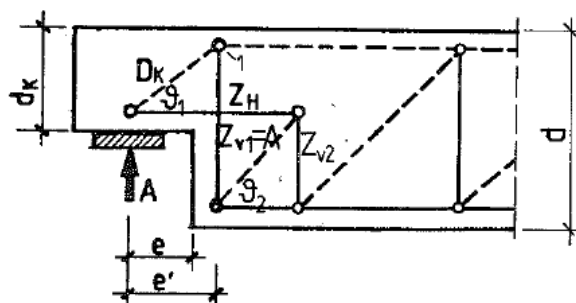
Ačkoli je příhradový model typu *AI* uváděn v odborné literatuře již několik let, výše uvedené aspekty v ní zpravidla nebývají vůbec uvedeny, příp. nebývají zohledňovány správně. Většinou se jedná pouze o uvedení shodných úhlů první a druhé tlakové diagonály v ilustraci,

nicméně bez bližšího vysvětlení. Jen jako příklad citujme zcela chybně uvedený model v publikaci [28], který – a to je paradoxem – se při jeho prezentaci odkazuje na monografii [38], kde je tento model uveden jeho autory správně.

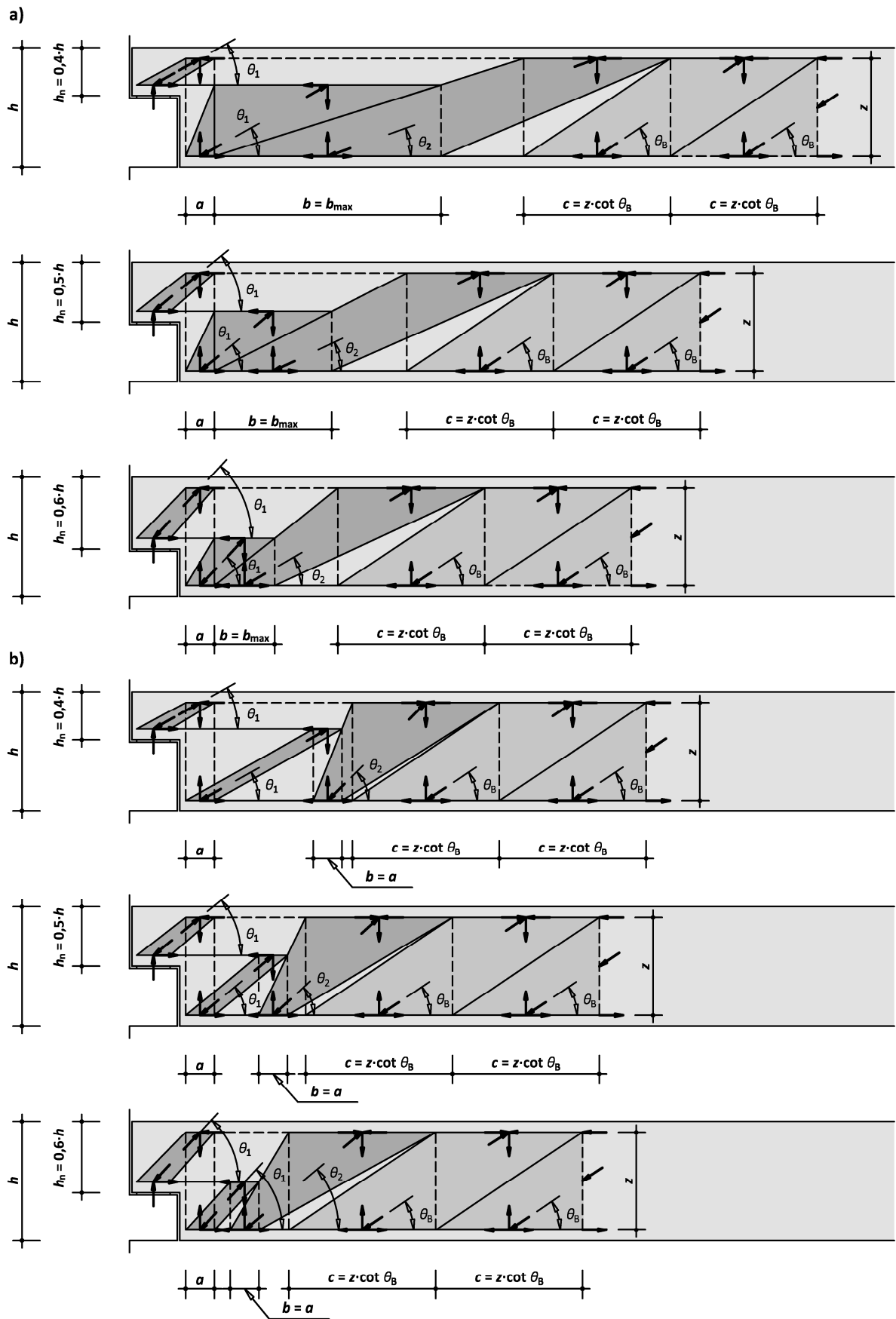
Je zřejmé, že dostat všem výše uvedeným teoretickým předpokladům při praktickém navrhování je poměrně obtížné, ne-li v některých případech zcela nemožné. V následující kapitole je proto autorem navržena modifikace tohoto přístupu, která se snaží reflektovat na praktický způsob vyztužování a teoreticky popsat statické chování detailu na základě metody příhradové analogie.



Obr. 5.2 Příklad posouzení uložení prvku ozubem podle [39]: a) příhradový model a pole napětí, b) odpovídající vyztužení podle, převzato z [39]



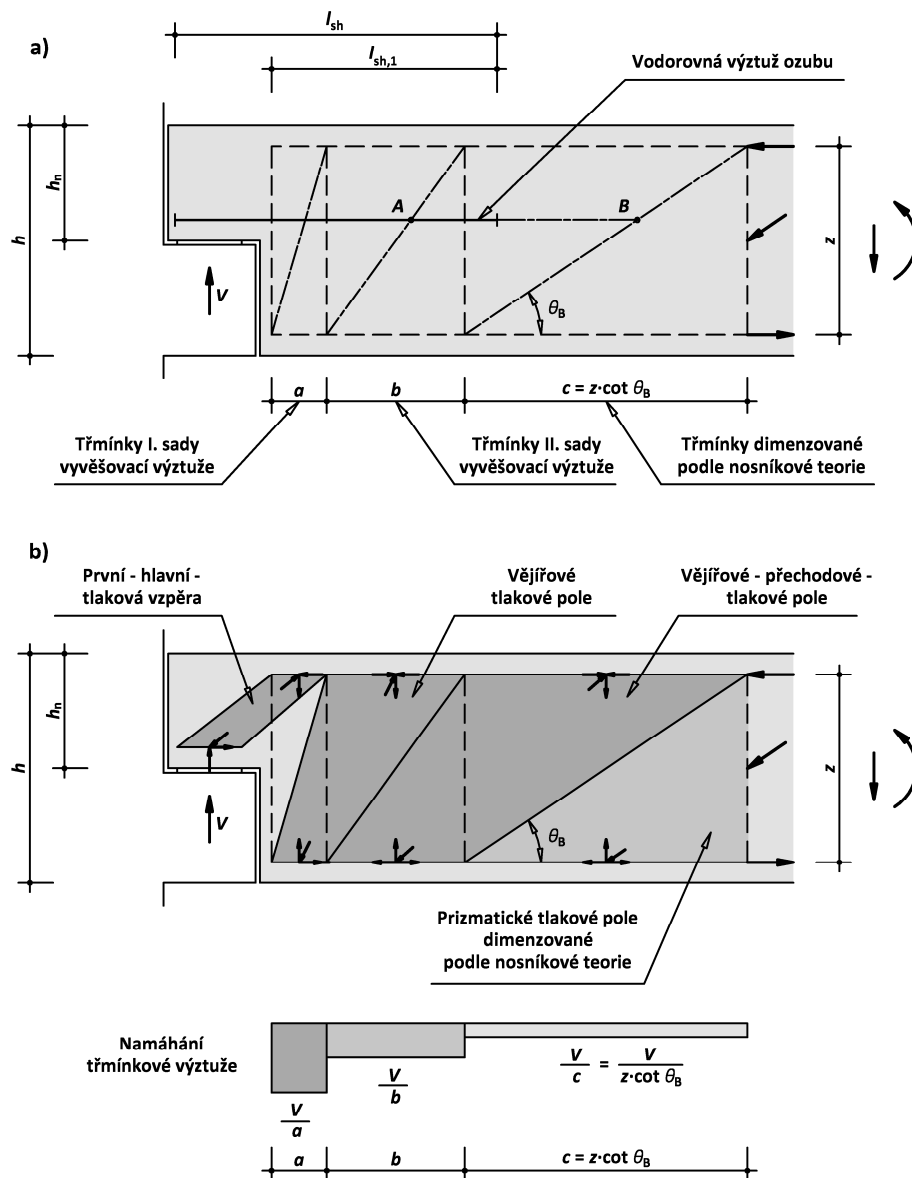
Obr. 5.3 Model typu A1 podle [28] nerespektující požadavek na shodné úhly první a druhé tlakové diagonály, převzato z [28]



Obr. 5.4 Tvar tlakových a tahových polí odpovídajících příhradovému modelu A1 při různých poměrech výšky ozubu k celkové výšce nosníku: a) případy pro $b=b_{max}$, b) případy pro $b=a$

5.2 NAVRHOVANÁ MODIFIKACE NĚMĚCKÉHO PŘÍSTUPU

Uvažujme zhlaví vyztužené pouze svislou vyvážovací výztuží ve formě uzavřených třmínek podle Obr. 5.5 (a).

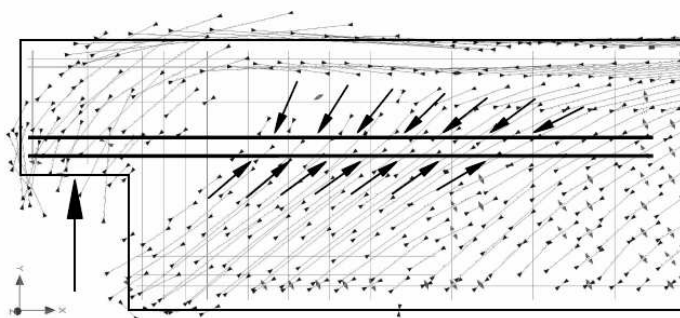


Obr. 5.5 Uložení prvku ozubem: a) označení základních geometrických veličin, b) představa o přenosu smykového namáhání stěnou nosníku

Vyvážovací výztuž je tvořena dvojicí sad (ozn. jako I. a II. sada v souladu s kap. 2.3.3) a je rovnoměrně rozložena na oblastech délky a a b . Na tuto výztuž potom plynule navazuje „standardní“ smyková výztuž navržená podle modelu platného pro B-oblast (oblast s tzv. nosníkovým chováním), opět ve formě uzavřených třmínek. Délku třmínkového pole odpovídajícího zvolenému sklonu tlakových diagonál θ_B (index B je zvolen pouze pro odlišení), kterou uvažujeme pro dimenzování „standardní“ třmínkové výztuže (tedy délku

uvažovaného šikmého řezu), označme jako c . Tento způsob vyztužení odpovídá praktickému způsobu armování třmínkovou výztuží v oblasti uložení ozubem. Základní představa o přenosu smykového namáhání prostřednictvím třmínkové výztuže je naznačena na Obr. 5.5 (b).

Autorem navrhovaná modifikace německého přístupu spočívá zejména v úpravě modelu $A1$ na Obr. 2.17. Tato úprava se opírá o statické působení detailu, které je možné pozorovat při jeho nelineární analýze, viz Obr. 5.6, a také o představu o přenosu smykového namáhání stěnou nosníku uvedenou na Obr. 5.5 (b). Pro případ, kdy působí i vodorovná složka podporové reakce, se jedná o kombinaci této úpravy a koncepce modelu C na Obr. 2.17. Poznamenejme, že v tomto případě není řešen způsob přenosu vodorovné složky reakce do vodorovné výztuže ozubu, který při velkých vodorovných silách již není možné modelovat pouze pomocí působící výsledné síly, tj. výslednicí odkloněnou od svislice. V navrhovaném modelu se tedy předpokládá, že je tento přenos nějakým způsobem zajištěn.



Obr. 5.6 Směr hlavních napětí při nelineární analýze programem ATENA [73] s vyznačenou změnou jejich směru v úrovni vodorovné výztuže ozubu

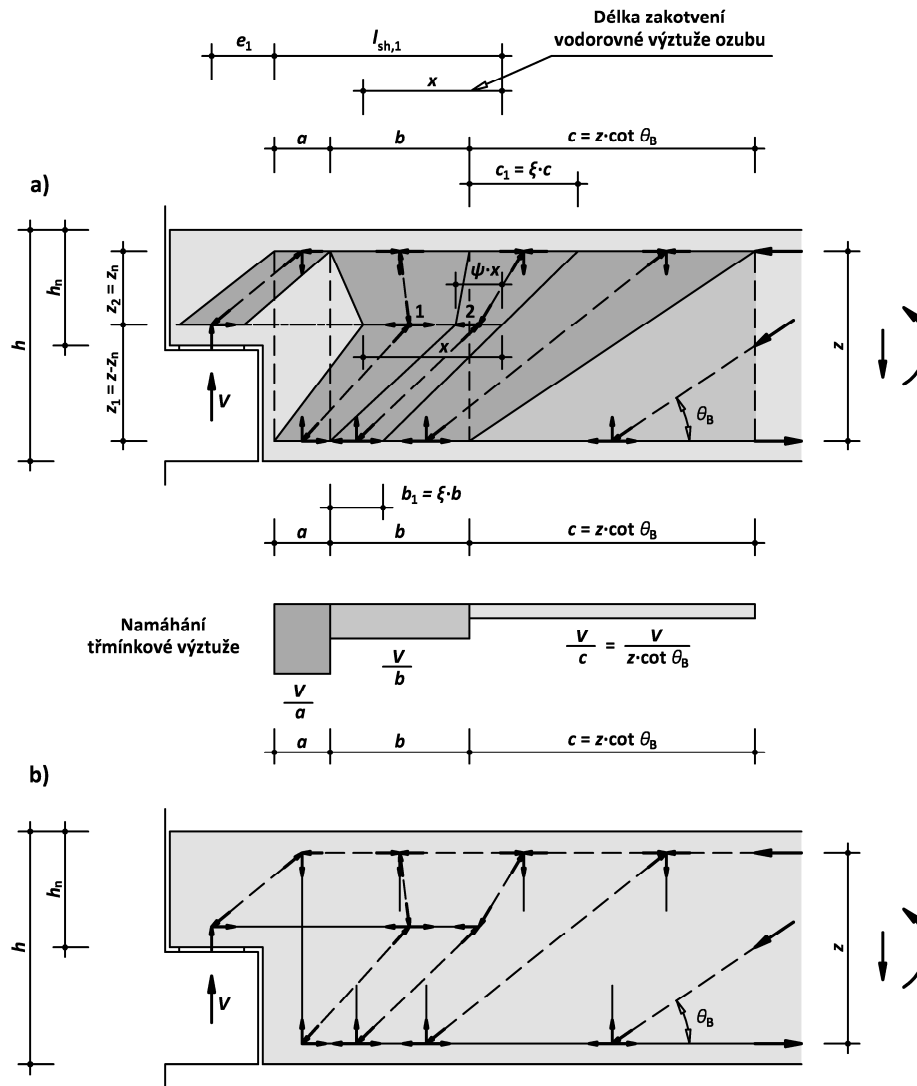
Pro platnost dále prezentovaného řešení ještě uvažujme, že vodorovná výztuž ozubu je navržena tak, že je ukončena mezi body A a B na Obr. 5.5 (a). Na základě autorových praktických zkušeností se jedná o nejčastější případ ukončení této výztuže vzhledem ke geometrii detailu. Pro výztuž kratší (tj. končící před bodem A), resp. delší (tj. ukončenou za bodem B), by bylo nutné navrhovaný model adekvátně upravit v kontextu navrhované koncepce řešení. Nicméně, případ výztuže ukončené před bodem A je vzhledem k dimenzím prvků v oboru pozemního stavitelství a reálným kotevním délkám výztuže (navíc s ohledem na podmínky soudržnosti) v podstatě vyloučen.

Jako poslední předpoklad uvedme, že budeme uvažovat konstantní namáhání po délce detailu – tj. konstantní posouvající sílu rovnou velikosti svislé složky reakce. V případě vodorovné složky reakce uvažujeme pouze s tahovým namáháním.

5.2.1 Zhlaví namáhané pouze svislou složkou podporové reakce

Model pro přenos svislé složky podporové reakce (dále jen svislé síly) je zobrazen na Obr. 5.7. Model vychází z představy, že vodorovná výztuž ozubu je kotvena pomocí

tlakových polí (vzpěr), kterými prochází. Z titulu tahové síly v této výztuži se směr namáhání dotčených tlakových polí mění – dochází k jejich zakřivení, resp. zjednodušeně zalomení. Délku zakotvení vodorovné výztuže ozubu (jak bude dále ukázáno, nemusí se jednat o kotevní délku ve smyslu norem) potom uvažujeme jako délku této výztuže nacházející se uvnitř dotčených tlakových polí.



Obr. 5.7 Model odpovídající přenosu svislé síly: a) pole napětí ve stěně nosníku,
b) zjednodušený příhradový model

Předpokládejme, že tlaková pole působí na vodorovnou výztuž ozubu na délce x , kterou začínáme měřit od jejího konce.

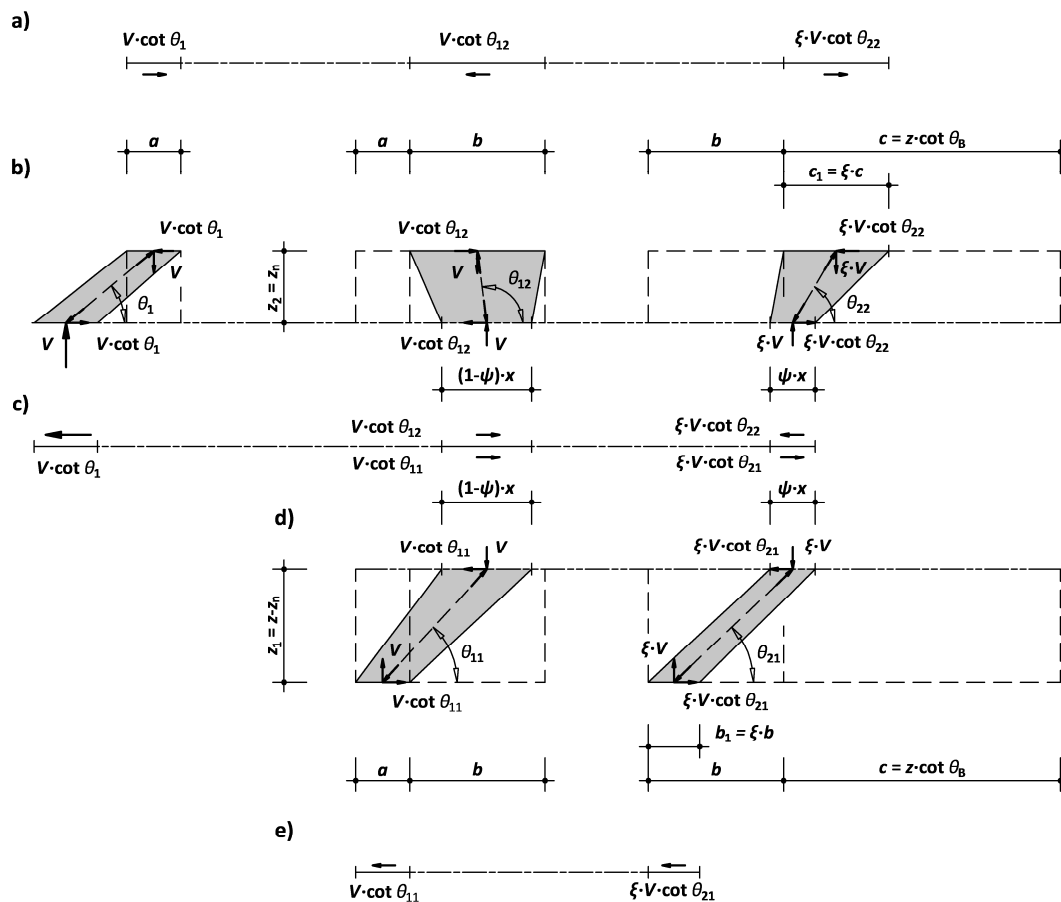
Na základě požadavku na proporcionalitu namáhání tříhánkové výztuže, viz Obr. 5.7 (a), jsme schopni vypočítat, jaká část vějířového přechodového tlakového pole, viz také Obr. 5.5 (b), se podílí na zakotvení vodorovné výztuže ozubu. Hledáme polohu přímky proloženou jejím koncovým bodem tak, aby platila relace

$$\frac{\xi \cdot b}{b} = \frac{\xi \cdot c}{c} \quad (5.1)$$

Na základě geometrie modelu jsme schopni odvodit koeficient ξ , pro který platí vztah

$$\xi = \frac{z \cdot (l_{sh,1} - a) - z_1 \cdot b}{z_1 \cdot c + z_2 \cdot b} \quad (5.2)$$

Nyní je třeba nalézt takový tvar tlakových polí, resp. takovou polohu teoretických uzlů 1 a 2, aby horizontální síly vznikající vlivem jejich zalomení byly v rovnováze se silou vznikající ve vodorovné výztuži ozubu z titulu působení svislé síly V . Rozklad modelu je vykreslen na Obr. 5.8.



Obr. 5.8 Rozklad modelu na Obr. 5.7: (a) síly působící v horním tlačném pásu nosníku, b) síly působící na teoretické uzly v části nad vodorovnou výztuží ozubu, c) síly působící ve vodorovné výztuži ozubu, d) síly působící na teoretické uzly v části pod vodorovnou výztuží ozubu, e) síly působící ve spodním taženém pásu nosníku

Pro rovnováhu sil ve vodorovném směru musí platit rovnice

$$V \cdot (\cot \theta_{11} - \cot \theta_{12}) + \xi \cdot V \cdot (\cot \theta_{21} - \cot \theta_{22}) = V \cdot \cot \theta_1 \quad (5.3)$$

Pro úhly $\theta_1, \theta_{11}, \theta_{12}, \theta_{21}$ a θ_{22} lze odvodit z geometrie modelu následující vztahy

$$\cot \theta_1 = \frac{e_1 + \frac{a}{2}}{z_2} \quad (5.4)$$

$$\cot \theta_{11} = \frac{l_{sh,1} - \frac{a}{2} - \frac{x}{2} - \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_1} \quad (5.5)$$

$$\cot \theta_{12} = \frac{a + \frac{b}{2} - l_{sh,1} + \frac{x}{2} + \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_2} \quad (5.6)$$

$$\cot \theta_{21} = \frac{l_{sh,1} - a - \frac{\xi \cdot b}{2} - \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_1} \quad (5.7)$$

$$\cot \theta_{22} = \frac{a + b + \frac{\xi \cdot c}{2} - l_{sh,1} + \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_2} \quad (5.8)$$

Po dosazení vztahů (5.4) až (5.8) do rovnice (5.3) lze úpravou získat rovnici

$$x = \frac{2 \cdot p_1}{z \cdot [\psi \cdot (1 + \xi) + 1]} \quad (5.9)$$

kde

$$p_1 = l_{sh,1} \cdot z \cdot (1 + \xi) - a \cdot \left(\frac{3}{2} \cdot z_1 + \frac{z_2}{2} + \xi \cdot z \right) - b \cdot \left(\frac{z_1}{2} + \xi \cdot z_1 + \xi^2 \cdot \frac{z_2}{2} \right) - c \cdot \xi^2 \cdot \frac{z_1}{2} - e_1 \cdot z_1 \quad (5.10)$$

Rovnice (5.9) představuje rovnici rovnováhy o dvou neznámých x a ψ . Nyní můžeme využít statické věty teorie plasticity (viz kap. 4.2) a prohlásit, že jakákoli kombinace neznámých x a ψ , pro kterou nebude překročena únosnost jednotlivých komponent příhradového modelu je řešením.

Pro úplnost je však třeba zapsat omezující podmínky řešení

$$x \in \left(0; l_{sh,1} - \frac{a \cdot z_1}{z} \right) \quad (5.11)$$

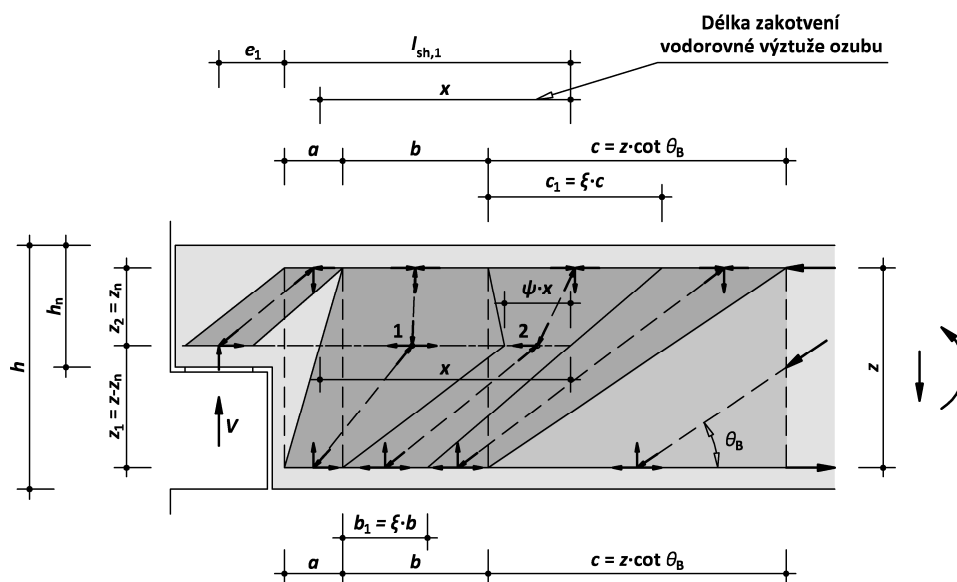
$$\psi \in (0; 1) \quad (5.12)$$

které musejí být splněny současně.

Případ, kdy platí

$$x = l_{sh,1} - \frac{a \cdot z_1}{z} \quad (5.13)$$

je zobrazen na Obr. 5.9.



Obr. 5.9 Limitní případ podle rovnice (5.13)

Výsledné řešení je tedy obecně iterační proces hledání kombinace neznámých x a ψ , při kterém je nutné kontrolovat vyjma rovnic (5.11) a (5.12) také podmínky únosnosti jednotlivých komponent příhradového modelu. Ty jsou závislé na konkrétní normě, podle které prvek, resp. konstrukci, posuzujeme.

Na tomto místě je vhodné poznamenat, jak by mělo být správně kontrolováno zakotvení vodorovné výztuže ozubu. Jelikož se obecně podle norem předpokládá rovnoměrné rozdělení napětí v soudržnosti na kotevní délce, potom vztah (zapsáno bez ohledu na normové označení)

$$l_{k,req} \leq x \quad (5.14)$$

kde $l_{k,req}$ je požadovaná kotevní délka podle normy a x je délka výztuže sevřená tlakovými poli, viz Obr. 5.7 a Obr. 5.9, je možné použít pouze za předpokladu konstantního namáhání výztuže na celé délce x . Tento stav nastává pouze v případě, že platí vztah zajišťující proporcionalitu jejího namáhání

$$\frac{V \cdot (\cot \theta_{11} - \cot \theta_{12})}{(1 - \psi) \cdot x} = \frac{\xi \cdot V \cdot (\cot \theta_{21} - \cot \theta_{22})}{\psi \cdot x} \quad (5.15)$$

což, jak se lze přesvědčit, vede na kvadratickou rovnici

$$A \cdot \psi^2 + B \cdot \psi + C = 0 \quad (5.16)$$

s konstantami A , B a C ve tvaru

$$A = (1 + \xi) \cdot \left(-\frac{p_1}{2} + \frac{q_1}{2} \right) \quad (5.17)$$

$$B = -\frac{p_1}{2} \cdot (1 - \xi) + \frac{q_1}{2} + \frac{r_1}{2} \cdot (1 + \xi) \quad (5.18)$$

$$C = \frac{r_1}{2} \quad (5.19)$$

kde p_1 je dáno rovnicí (5.10) a pro q_1 a r_1 platí vztahy

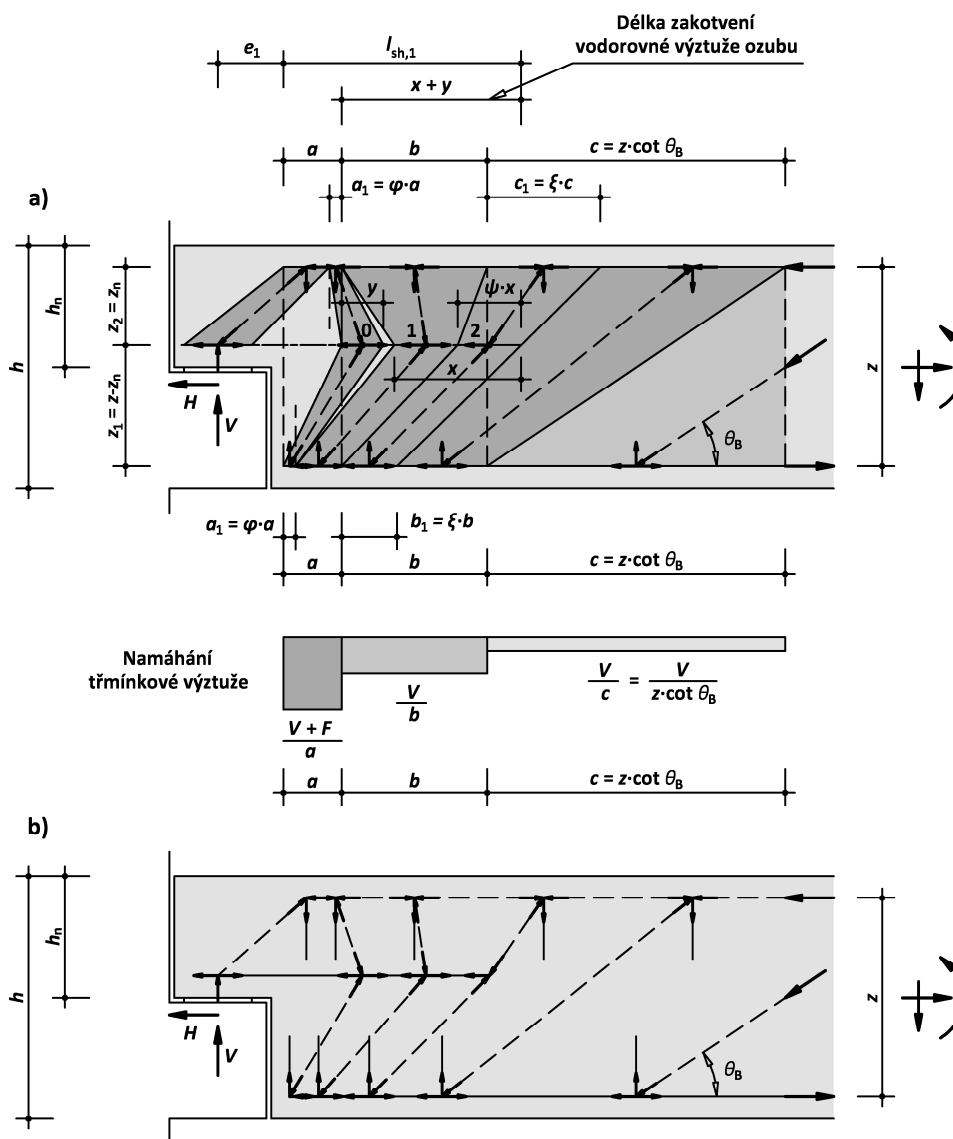
$$q_1 = l_{sh,1} \cdot z - a \cdot \left(z_1 + \frac{z_2}{2} \right) - b \cdot \frac{z_1}{2} + \xi \cdot (l_{sh,1} \cdot z - a \cdot z - b \cdot z_1) - \xi^2 \cdot \left(b \cdot \frac{z_2}{2} + c \cdot \frac{z_1}{2} \right) \quad (5.20)$$

$$r_1 = \xi \cdot (a \cdot z + b \cdot z_1 - l_{sh,1} \cdot z) + \xi^2 \cdot \left(b \cdot \frac{z_2}{2} + c \cdot \frac{z_1}{2} \right) \quad (5.21)$$

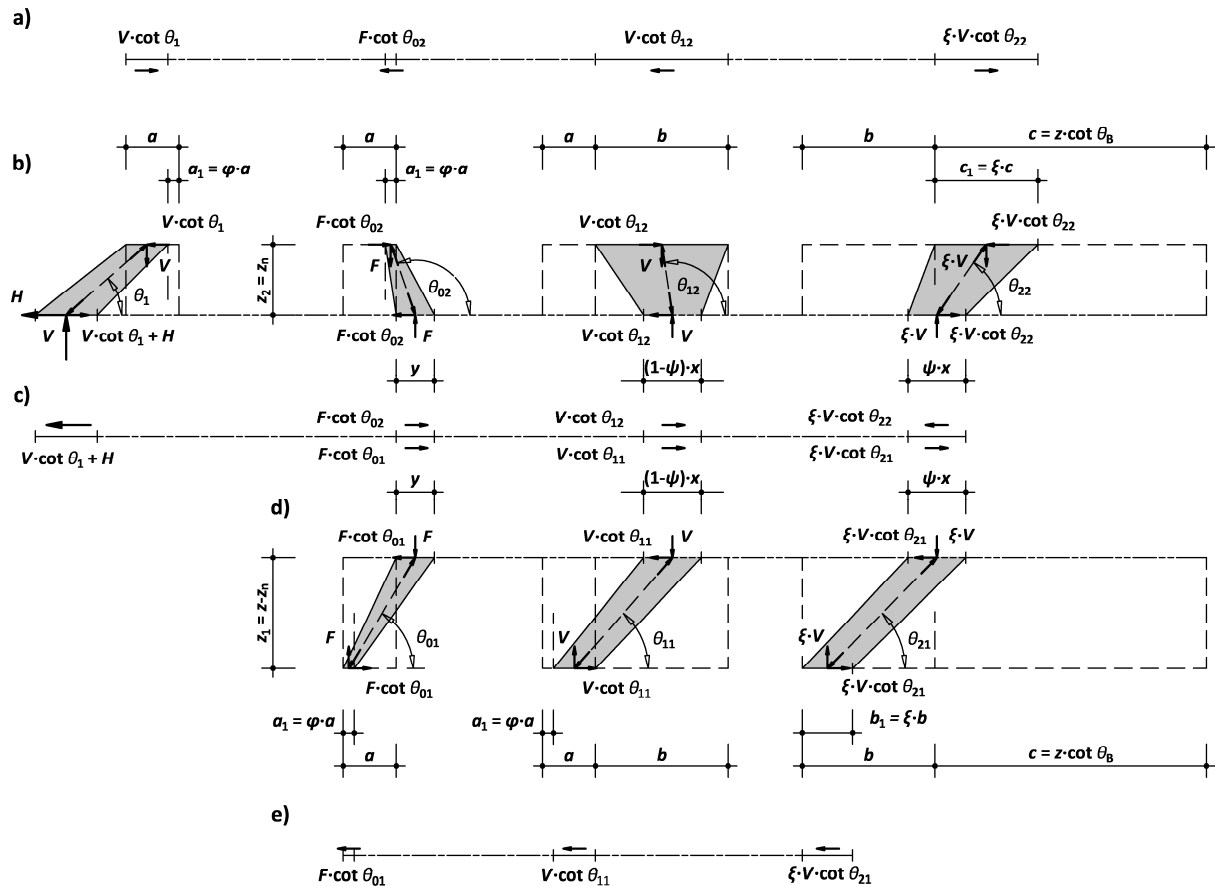
Pokud rovnice (5.16) nemá řešení v rámci omezujících podmínek (5.11) a (5.12), znamená to, že není možné nalézt takový tvar tlakových polí, aby bylo zajištěno konstantní namáhání vodorovné výztuže ozubu a je nutné při volbě neznámých x a ψ postupovat iteračně. V takovém případě je nutné kontrolovat zakotvení výztuže v rámci každého tlakového pole zvlášť prostřednictvím napětí v soudržnosti. Praktická ukázka tohoto způsobu posouzení je uvedena v rámci komplexního příkladu v příloze A.

5.2.2 Zhlaví namáhané svislou i vodorovnou složkou podporové reakce

Varianta v případě působící svislé i vodorovné složky podporové reakce (dále jen svislé i vodorovné síly) je vykreslena na Obr. 5.10. Jedná se o kombinaci modelu pro přenos svislé síly popsaného v předcházející kapitole a koncepce modelu C na Obr. 2.17 z kap. 2.3.3. Model pro přenos svislé síly je tedy rozšířen o zalomené tlakové pole (dvojici vzpěr) opřené do vyvážovacích třmínek I. sady, u kterých dochází z titulu působení vodorovné síly ke zvýšenému namáhání. Vodorovné reakce tohoto statického systému musí být přeneseny tlačným a taženým pásem nosníku. U tlačného pásu dochází k redukci jeho tlakového namáhání (vznikajícího působením síly svislé), zatímco u taženého pásu dochází k jeho zvýšenému namáhání v místě kotvení do vyvážovacích třmínek I. sady. Pro úplnost jen poznamenejme, že u prvků namáhaných převážně osovou tahovou silou může být i horní pás nosníku tažen.



Obr. 5.10 Model odpovídající přenosu svislé a vodorovné síly:
 a) pole napětí ve stěně nosníku, b) zjednodušený příhradový model



Obr. 5.11 Rozklad modelu na Obr. 5.10: (a) síly působící v horním tlačném pásu nosníku, b) síly působící na teoretické uzly v části nad vodorovnou výztuží ozubu, c) síly působící ve vodorovné výztuži ozubu, d) síly působící na teoretické uzly v části pod vodorovnou výztuží ozubu, e) síly působící ve spodním taženém pásu nosníku

Předpokládejme, že doplněné tlakové pole vzdorující působení vodorovné síly H se opírá o vodorovnou výztuž ozubu na délce y , kterou začínáme měřit na rozhraní I. a II. sady vyvážovací třmínkové výztuže.

Na základě požadavku na proporcionalitu namáhání třmínkové výztuže, viz Obr. 5.10 (a), můžeme zapsat relaci

$$\frac{F}{\varphi \cdot a} = \frac{V}{(1 - \varphi) \cdot a} \quad (5.22)$$

což znamená, že platí vztah

$$F = \frac{\varphi}{(1 - \varphi)} \cdot V \quad (5.23)$$

kde síla F je doplňková síla ve třmínkové výztuži I. sady vznikající z titulu působení vodorovné síly H .

Nyní tedy hledáme takový tvar tlakového pole, resp. takovou polohu teoretického uzlu 0 , aby vodorovné síly vznikající vlivem jeho zalomení byly v rovnováze s vodorovnou silou H , viz Obr. 5.11.

Pro zachycení vodorovné síly H musí tedy platit rovnice

$$F \cdot (\cot \theta_{01} - \cot \theta_{02}) = H \quad (5.24)$$

Pro úhly θ_{01} a θ_{02} lze odvodit z geometrie modelu následující vztahy

$$\cot \theta_{01} = \frac{a + \frac{y}{2} - \frac{\varphi \cdot a}{2}}{z_1} \quad (5.25)$$

$$\cot \theta_{02} = \frac{-\frac{y}{2} - \frac{\varphi \cdot a}{2}}{z_2} \quad (5.26)$$

Dosazením vztahů (5.25) a (5.26) do rovnice (5.24) lze obdržet výraz pro sílu F

$$F = \frac{H \cdot z_1 \cdot z_2}{z \cdot \left[\frac{(1-\varphi) \cdot a \cdot z_2}{z} + \frac{\varphi \cdot a}{2} + \frac{y}{2} \right]} \quad (5.27)$$

Porovnáním vztahů (5.23) a (5.27) obdržíme rovnici

$$y = \frac{2 \cdot H \cdot z_1 \cdot z_2 \cdot (1-\varphi)}{V \cdot z \cdot \varphi} - 2 \cdot a \cdot \frac{z_2}{z} \cdot (1-\varphi) - \varphi \cdot a \quad (5.28)$$

která představuje opět rovnici rovnováhy o dvou neznámých y a φ .

Pro hledání tvaru tlakových polí vzdorujících působení svislé síly platí úvahy z předcházející kapitoly. Je třeba pouze upravit vztahy pro úhly θ_1 a θ_{11}

$$\cot \theta_1 = \frac{e_1 + \frac{a}{2} \cdot (1-\varphi)}{z_2} \quad (5.29)$$

$$\cot \theta_{11} = \frac{l_{sh,1} - \frac{x}{2} - \frac{\psi \cdot x}{2} - \frac{a}{2} \cdot (1+\varphi)}{z_1} \quad (5.30)$$

Rovnice rovnováhy pro x a ψ má potom tvar

$$x = \frac{2 \cdot (p_1 + p_2)}{z \cdot [\psi \cdot (1 + \xi) + 1]} \quad (5.31)$$

kde pro ξ a p_1 platí vztahy (5.2) a (5.10) z předcházející kapitoly a pro p_2 platí

$$p_2 = \frac{\varphi \cdot a}{2} \cdot (z_1 - z_2) \quad (5.32)$$

Opět lze prohlásit, že jakákoli kombinace neznámých y a φ v rovnici (5.28) a neznámých x a ψ v rovnici (5.31), pro kterou nebude překročena únosnost jednotlivých komponent příhradového modelu je řešením.

Samozřejmě opět musí platit omezující podmínky řešení

$$x + y \in (0; l_{sh,1} - a) \quad (5.33)$$

$$\psi \in (0; 1) \quad (5.34)$$

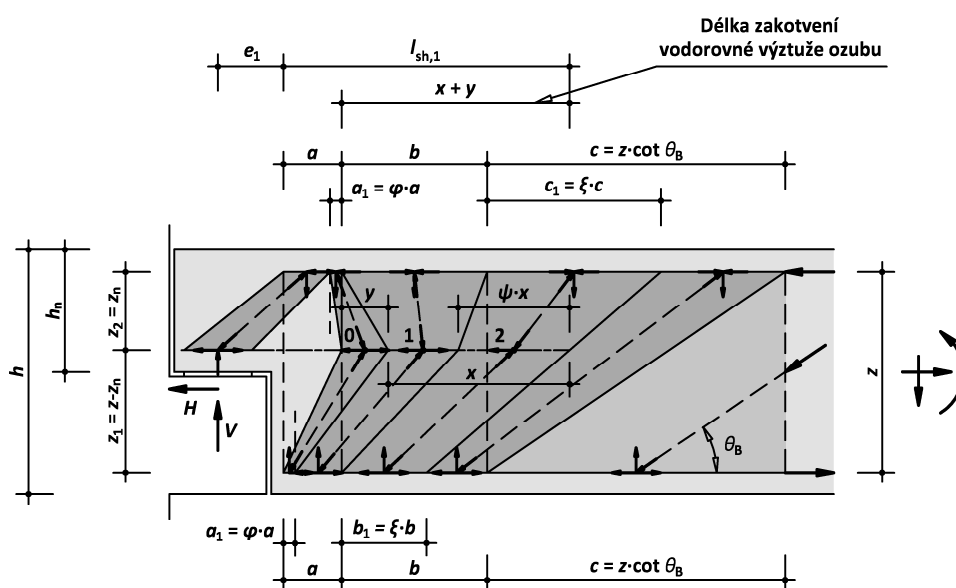
$$\varphi \in (0; 1) \quad (5.35)$$

kteří musejí být splněny současně.

Případ, kdy platí

$$x + y = l_{sh,1} - a \quad (5.36)$$

je zobrazen na Obr. 5.12



Obr. 5.12 Limitní případ podle rovnice (5.36)

Hledání proporcionálního namáhání vodorovné výztuže ozubu, aby platila relace

$$\frac{H}{y} = V \cdot (\cot \theta_{11} - \cot \theta_{12}) + \xi \cdot V \cdot (\cot \theta_{21} - \cot \theta_{22}) = V \cdot \cot \theta_1 \quad (5.37)$$

je v rámci obecného analytického řešení v podstatě vyloučené, protože tato úloha vede na soustavu dvou kvadratických rovnic pro neznámé φ a ψ . V případě potřeby by bylo pravděpodobně vhodnější řešit konkrétní případ numericky, nicméně poznamenejme, že tak jako v případě kvadratické rovnice (5.16) z předcházející kapitoly, tato úloha nemusí mít řešení.

Z praktického hlediska, kdy pro posuzování tohoto detailu zpravidla využíváme tabulkového procesoru (např. Microsoft Excel), se lze omezit na iterační přístup, kdy nejprve vyřešíme část modelu přenášejícího vodorovnou sílu (stanovíme tedy y a φ) a následně se můžeme pokusit nalézt proporcionální řešení v rámci délky x , opět podle relace (5.15) z předcházející kapitoly. Je pouze třeba pracovat s upravenými konstantami A a B v kvadratické rovnici (5.16) ve tvaru

$$A = (1 + \xi) \cdot \left(-\frac{p_1}{2} - \frac{p_2}{2} + \frac{q_1}{2} + \frac{q_2}{2} \right) \quad (5.38)$$

$$B = (1 - \xi) \cdot \left(-\frac{p_1}{2} - \frac{p_2}{2} \right) + \frac{q_1}{2} + \frac{q_2}{2} + \frac{r_1}{2} \cdot (1 + \xi) \quad (5.39)$$

kde p_1 , q_1 a r_1 jsou dány vztahy (5.10), (5.20) a (5.21) z předcházející kapitoly a pro p_2 a q_2 platí

$$p_2 = \frac{\varphi \cdot a}{2} \cdot (z_1 - z_2) \quad (5.40)$$

$$q_2 = -\frac{\varphi \cdot a \cdot z_2}{2} \quad (5.41)$$

6 EXPERIMENTÁLNÍ VÝZKUM

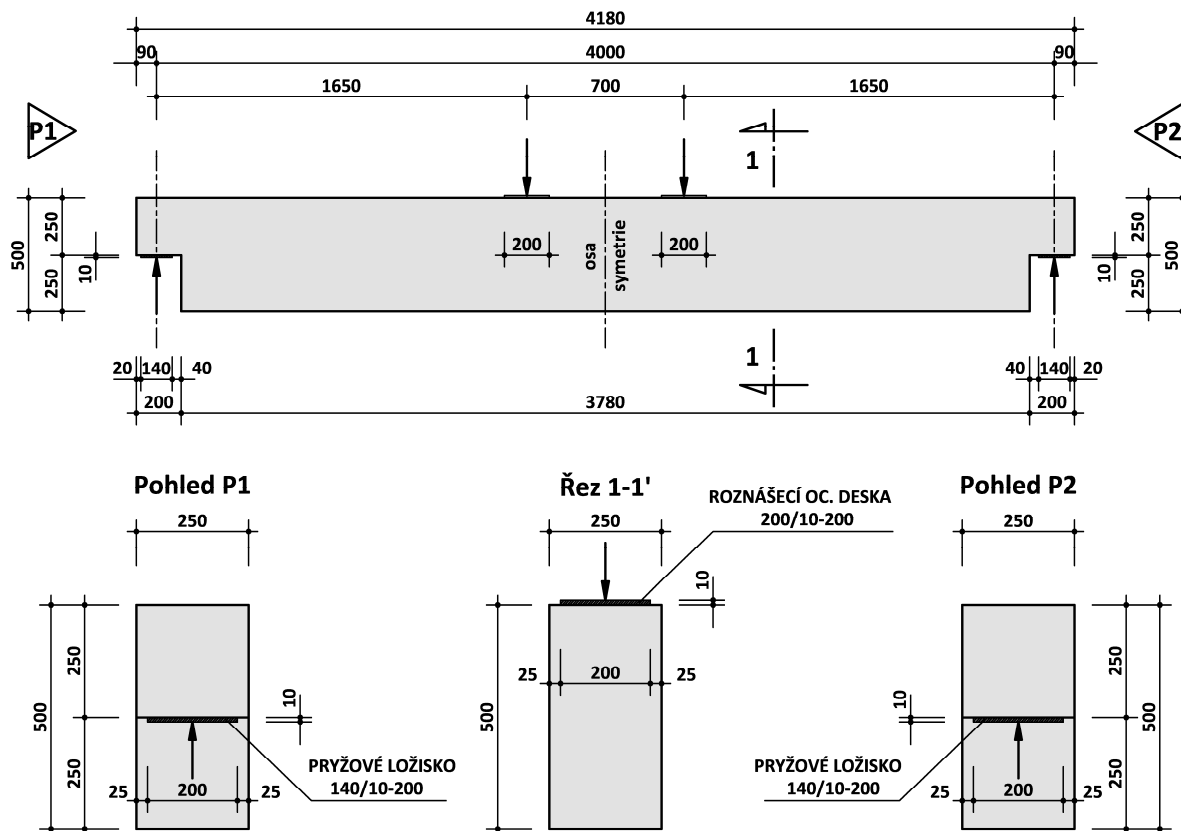
Experimentální část disertační práce byla realizována firmou IP systém a.s., ve které autor práce působí, ve spolupráci s Ústavem betonových a zděných konstrukcí FAST VUT v Brně v rámci inovačního vouchery č. 2013050011 Jihomoravského kraje.

Primární cíle experimentu byly:

- ověřit správnost používaného výpočetního postupu,
- ověřit vliv použitého poměru svislé a šikmé vyvážovací výztuže na únosnost a chování detailu během zatěžování,
- ověřit požadavek na rozmístění svislých vyvážovacích trmíků podle kap. 2.3.3.

6.1 NÁVRH EXPERIMENTU

S ohledem na možnosti testovacího zařízení, ale také na praktický a proveditelný způsob vyztužení, který by umožňoval jistou jeho diferenciaci vzhledem ke sledovaným parametrům, byl navržen nosník průřezu 500/250 mm o teoretickém rozpětí 4000 mm. Výška ozubu v místě uložení byla zvolena jako polovina výšky nosníku (prakticky nejčastější způsob řešení), jeho vyložení bylo navrženo 200 mm, viz Obr. 6.1.



Obr. 6.1 Tvar zkušebních nosníků a schéma zatěžovací zkoušky

Poznamenejme, že rozpětí nosníku bylo konfigurováno také s ohledem na dostatečný odstup řešeného detailu od působícího zatížení. Vzdálenost mezi oblastí vyvěšovací výztuže ve zhlaví a působištěm zatížení odpovídala zhruba známé max. délce šikmého řezu ($2,5z$).

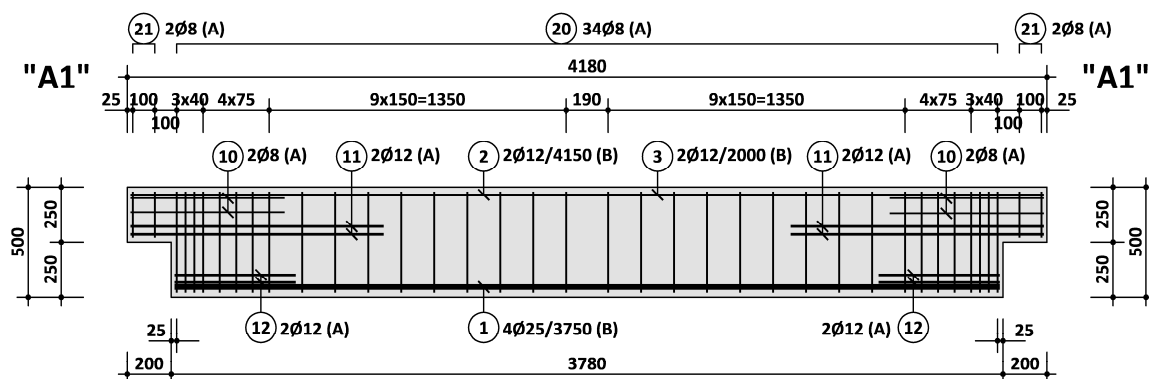
Celkem bylo navrženo šest různých typů vyztužení zhlaví pracovně označených *A1*, *A2*, *B*, *C*, *D* a *E*. Způsob jejich vyztužení byl zvolen tak, aby bylo ve všech případech výpočtově dosaženo zhruba stejné únosnosti a také aby o porušení ozubu vždy rozhodovala téměř současně únosnost vyvěšovací výztuže a vodorovné výztuže ozubu, příp. její zakotvení, viz Tab. 6.1. Zhlaví *A1* a *A2* byla vyztužena pouze svislými třmínky a vodorovnými smyčkami a vzájemně se lišila pouze oblastí, na které byly vyvěšovací třmínky rozmístěny. Zhlaví *B*, *C*, *D* a *E* byla vyztužena také šikmou výztuží ve formě prostorové smyčky a vzájemně se lišila podílem svislé a šikmé vyvěšovací výztuže. Vyjma zhlaví *A2* byl u všech zhlaví splněn požadavek na rozmístění svislých třmínků podle kap. 2.3.3.

Tab. 6.1 Tabulka predikovaných únosností jednotlivých typů zhlaví

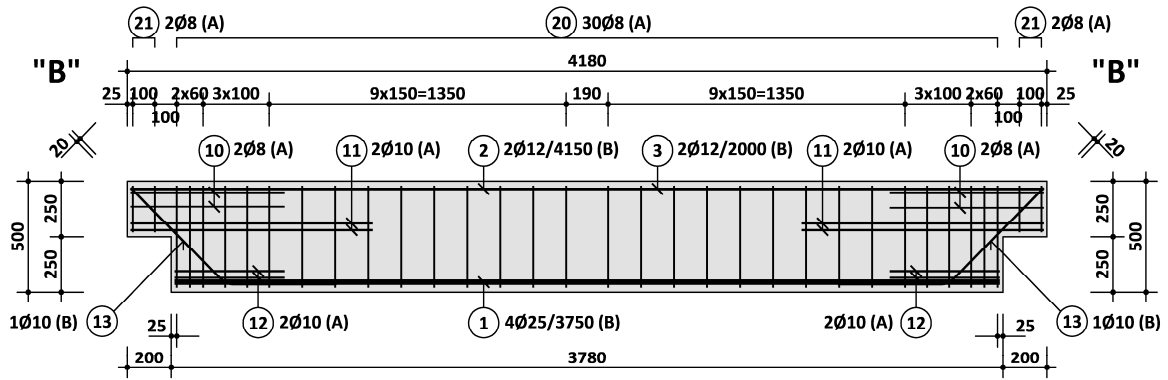
Nosník	Zhlaví	Podíl svislé vyvěšovací výztuže [%]	Podíl šikmé vyvěšovací výztuže [%]	Predikovaná hodnota únosnosti V_{pred} [kN] *
T1	A1	100	0	200
T2	B	73	27	205
T3	C	58	42	186
	D	44	56	186
T4	E	28	72	193
T5	A2	100	0	198

* predikovaná hodnota únosnosti byla vztažena k charakteristické mezi kluzu betonářské výztuže $f_{yk} = 500$ MPa, viz také příloha A

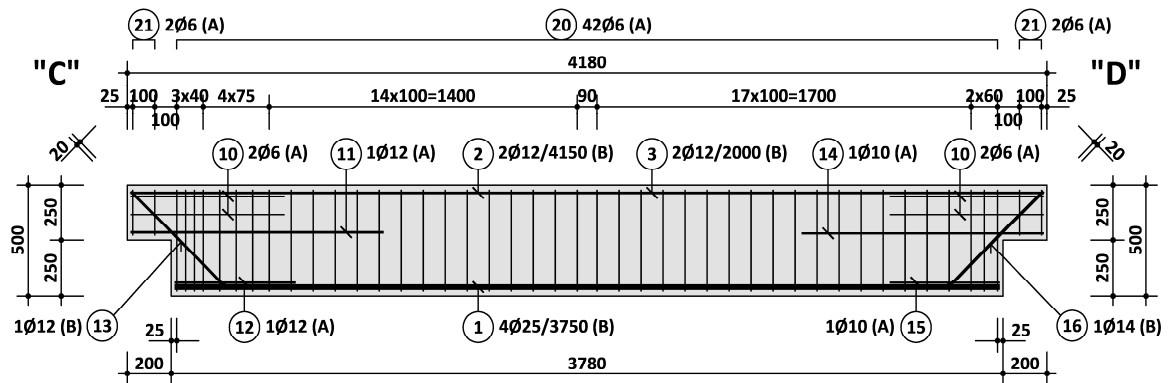
Vzhledem k předpokládanému rozsahu experimentu a podobnosti zhlaví *C* a *D* bylo nakonec vyrobeno pouze 5 nosníků označených *T1* až *T5*, z nichž nosník *T3* měl rozdílně vyztužená zhlaví. Z hlediska ohybu a smyku byly nosníky nadimenzovány tak, aby primárně došlo k porušení v místech jejich zhlaví. Vyztužení jednotlivých nosníků je uvedeno na Obr. 6.2 až Obr. 6.6 a také Obr. 6.7 až Obr. 6.12. Podrobnější výrobní výkresy jsou součástí přílohy B.



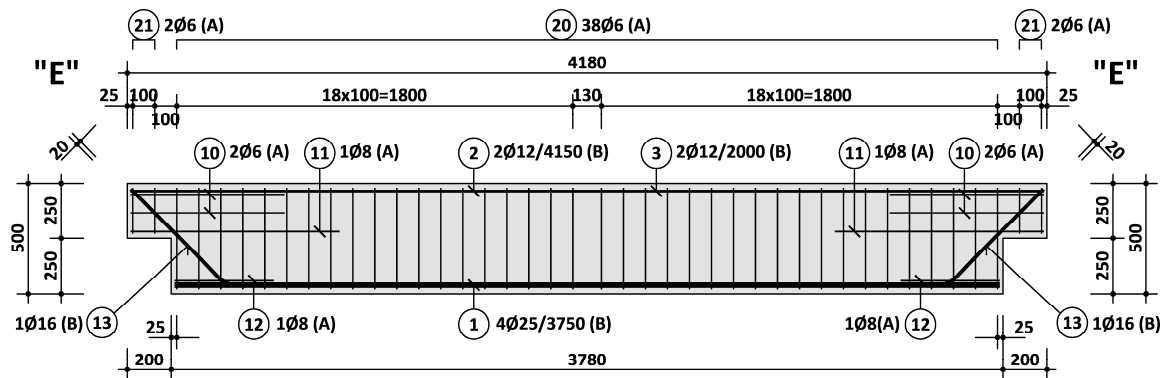
Obr. 6.2 Vyztužení nosníku *T1* – zhlaví *A1*



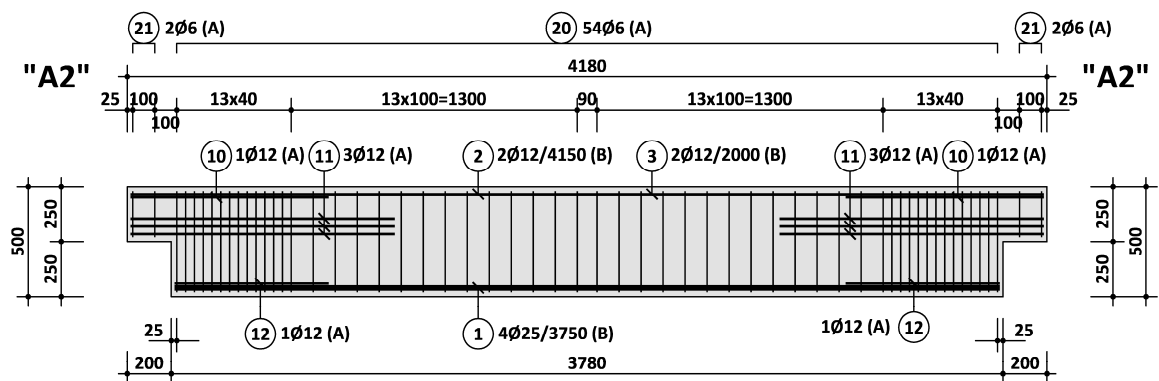
Obr. 6.3 Vyztužení nosníku T2 – zhlaví B



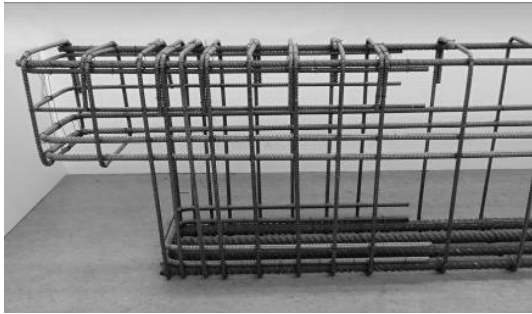
Obr. 6.4 Vyztužení nosníku T3 – zhlaví C a D



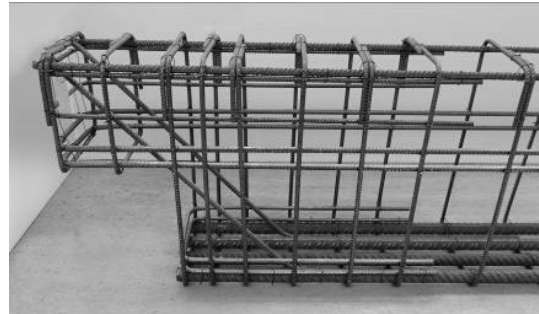
Obr. 6.5 Vyztužení nosníku T4 – zhlaví E



Obr. 6.6 Vyztužení nosníku T5 – zhlaví A2



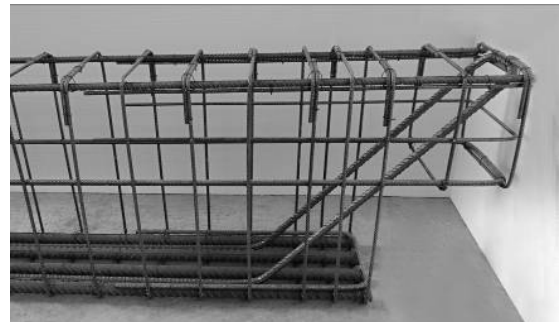
Obr. 6.7 Výztuž zhlaví A1



Obr. 6.8 Výztuž zhlaví B



Obr. 6.9 Výztuž zhlaví C



Obr. 6.10 Výztuž zhlaví D



Obr. 6.11 Výztuž zhlaví E

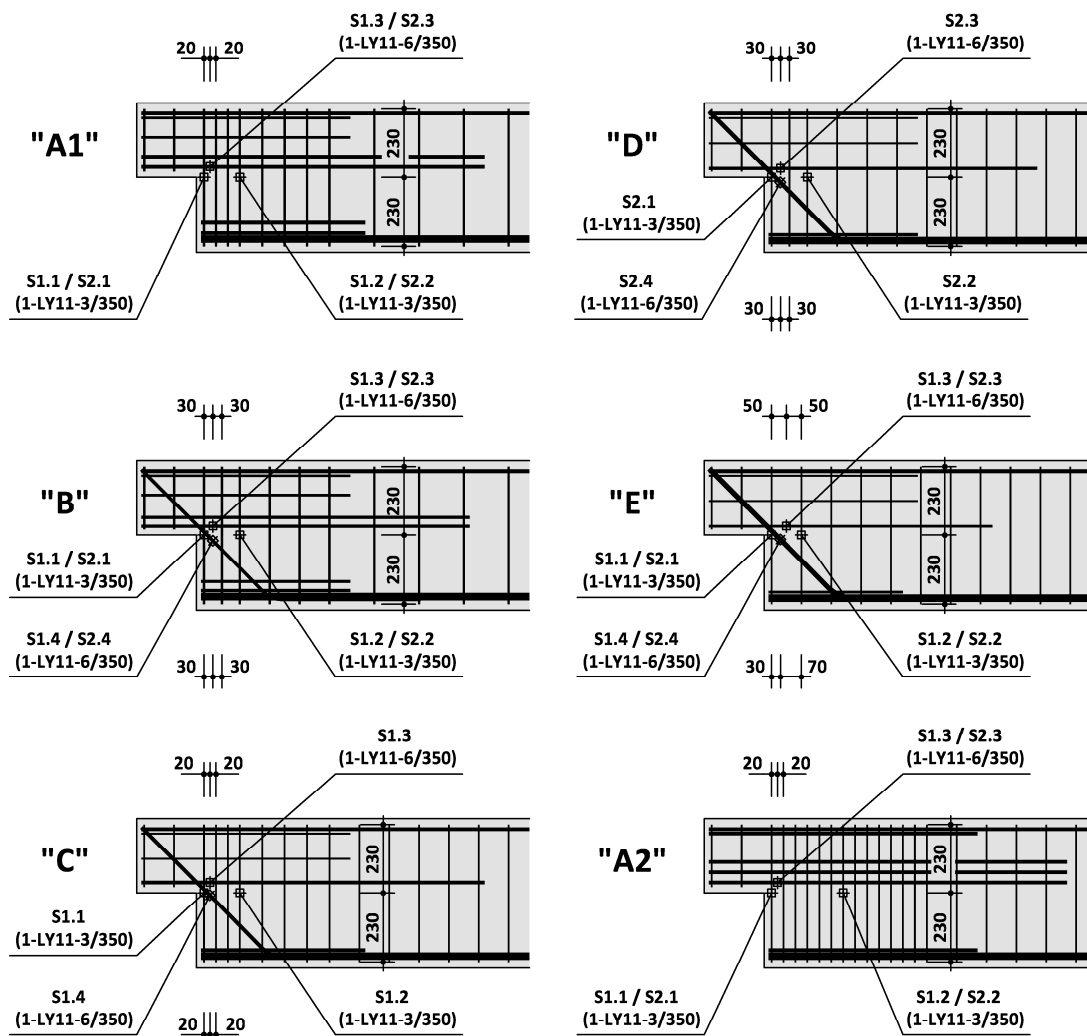


Obr. 6.12 Výztuž zhlaví A2

Nosníky byly navrženy z betonu pevnostní třídy C35/45 a výztuže B500A, resp. B500B (tažnost jednotlivých položek výztuže je uvedena na Obr. 6.2 až Obr. 6.6 vždy v závorce). Dimenzování všech zhlaví bylo provedeno podle postupu uvedeného příloze A této práce. Navržená geometrie i vyztužení odpovídají reálnému zhlaví.

V každém zhlaví byly před betonáží nosníků umístěny tenzometry (viz Obr. 6.13) pro měření poměrných přetvoření na:

- prvním třmínku první sady vyvěšovací výztuže,
- posledním třmínku první sady vyvěšovací výztuže,
- šikmé vyvěšovací výztuži,
- první smyčce tahové výztuže ozubu.



S1.x - tenzometry v levém zhlaví nosníku / S2.x - tenzometry v pravém zhlaví nosníku

- Sx.1 - tenzometr na prvním třmínku první sady vyvážovací výztuže
- Sx.2 - tenzometr na posledním třmínku první sady vyvážovací výztuže
- Sx.3 - tenzometr na první smyčce tahové výztuže ozubu
- Sx.4 - tenzometr na šikmé vyvážovací výztuži

Obr. 6.13 Umístění, označení a typ tenzometrů v jednotlivých zhlavích

Výroba nosníků proběhla ve výrobní hale f. IP systém a.s. v Olomouci v pěti po sobě jdoucích pracovních dnech, a to 9. 12. 2013 až 13. 12. 2013. Při výrobě jednotlivých nosníků byla také zhotovena zkušební tělesa pro provedení doprovodných zkoušek betonu, viz kap. 6.2.

6.2 MATERIÁLOVÉ ZKOUŠKY BETONU

Součástí experimentu byly také doprovodné zkoušky betonu, a to krychelné a hranolové pevnosti v tlaku, pevnosti v tahu za ohybu a modulu pružnosti, pro které byla provedena výroba zkušebních těles během betonáže nosníků.

Celkem bylo vyrobeno deset zkušebních těles – šest hranolů o rozměrech 400/100/100 mm a čtyři krychle o rozměrech 150/150/150 mm.

Zkoušky proběhly 23. 1. 2014 v laboratořích FAST VUT v Brně. Výsledky jednotlivých zkoušek jsou uvedeny v Tab. 6.2 až Tab. 6.4. Tyto výsledky následně sloužily pro srovnávací fyzikálně-nelineární výpočty metodou konečných prvků, viz kap. 7.

Tab. 6.2 Tabulka naměřených krychelných pevností betonu v tlaku [78]

Ozn. vzorku	Stáří [dny]	Rozměry			Hmotnost [kg]	Síla při porušení [kN]	Objemová hmotnost [kg/m ³]	Krychelná pevnost v tlaku [MPa]
		<i>a</i> [mm]	<i>b</i> [mm]	<i>h</i> [mm]				
T2/1	44	149,4	149,6	150,3	8,007	1719,5	2384	76,9
T2/2	44	150,3	149,1	150,7	8,040	1731,4	2381	77,3
T3/1	43	149,5	149,6	150,3	8,008	1723,5	2383	77,1
T3/2	43	150,3	149,6	150,3	8,057	1851,1	2384	82,3
Průměr								78,4

Tab. 6.3 Tabulka naměřených hranolových pevností betonu v tlaku a modulů pružnosti [78]

Ozn. vzorku	Stáří [dny]	Rozměry			Hmotnost [kg]	Síla při porušení [kN]	Objemová hmotnost [kg/m ³]	Hranolová pevnost v tlaku a modul pružnosti [MPa]	
		<i>a</i> [mm]	<i>b</i> [mm]	<i>l</i> [mm]					
T1	45	100,6	100,8	400,1	9,519	661,5	2348	65,3	*
T3	43	100,6	101,2	400,1	9,566	665,0	2348	65,3	30200
T5/1	41	100,8	100,2	400,1	9,527	596,8	2359	59,1	*
T5/2	41	100,6	99,9	400,4	9,532	591,5	2367	58,8	29300
Průměr								62,1	29750

* Vzorky T1 a T5/1 sloužily pro nastavení úrovně zatěžování pro zjištění modulu pružnosti

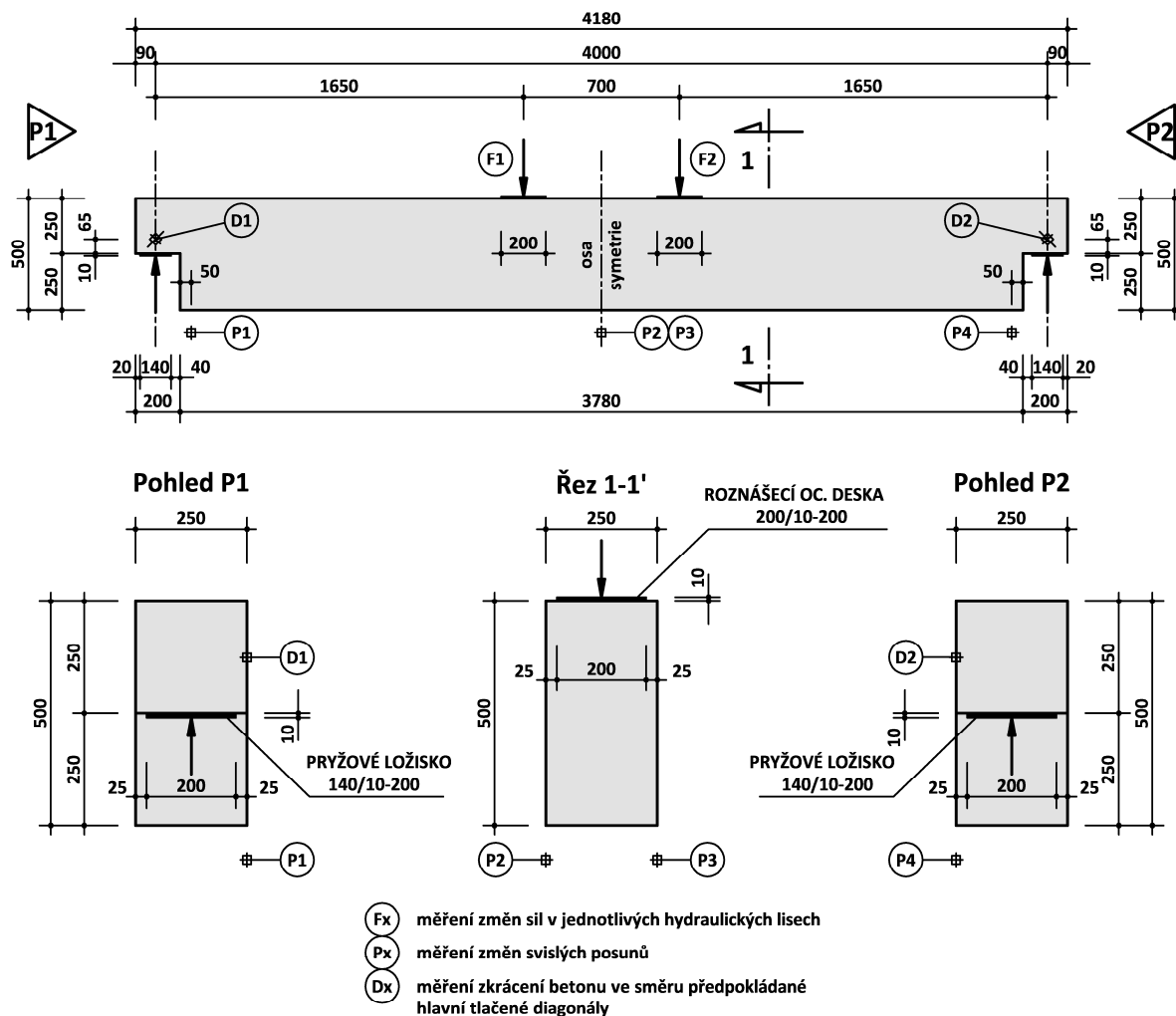
Tab. 6.4 Tabulka naměřených pevností betonu v tahu za ohybu [78]

Ozn. vzorku	Stáří [dny]	Rozměry			Hmotnost [kg]	Síla při porušení [kN]	Objemová hmotnost [kg/m ³]	Pevnost v tahu za ohybu [MPa]
		<i>a</i> [mm]	<i>b</i> [mm]	<i>l</i> [mm]				
T2	44	101,0	101,3	400,2	9,562	17,1	2336	4,96
T4	42	100,6	101,4	400,0	9,567	14,5	2343	4,23
Průměr								4,60

Na základě výsledků zkoušek lze konstatovat, že ačkoli průměrná válcová pevnost betonu v tlaku f_{cm} (uvažujeme-li ji jako cca 80-85 % z průměrné krychelné pevnosti v tlaku, tj. $f_{cm} = \text{cca } 0,825 f_{cm, \text{cube}} \rightarrow 64,7 \text{ MPa}$) odpovídala pevnostní třídě až C55/67 ($f_{cm} = 63 \text{ MPa}$), průměrná tahová pevnost betonu f_{ctm} (na základě přepočtu mezi průměrnou pevností betonu v tahu za ohybu $f_{ctm,fl}$ a průměrnou pevností v prostém tahu f_{ctm} podle [14] $\rightarrow 2,76 \text{ MPa}$) odpovídala přechodu mezi pevnostními třídami C25/30 a C30/37 ($f_{ctm} = 2,6 \text{ až } 2,9 \text{ MPa}$) a modul pružnosti odpovídal pouze pevnostní třídě betonu C25/30 ($E_{cm} = 30 \text{ GPa}$) podle normy [4].

6.3 PRŮBĚH ZATĚŽOVACÍCH ZKOUŠEK

Nosníky byly při zkoušce uloženy přes pryžová ložiska na podpůrné ocelové zkušební rámy a zatěžovány dvojicí sil. Síly byly vyvozovány hydraulickými lisami přes ocelové roznášecí desky, viz Obr. 6.14 a Obr. 6.15.



Obr. 6.14 Schéma zatěžovací zkoušky s vyznačenými měřicími body

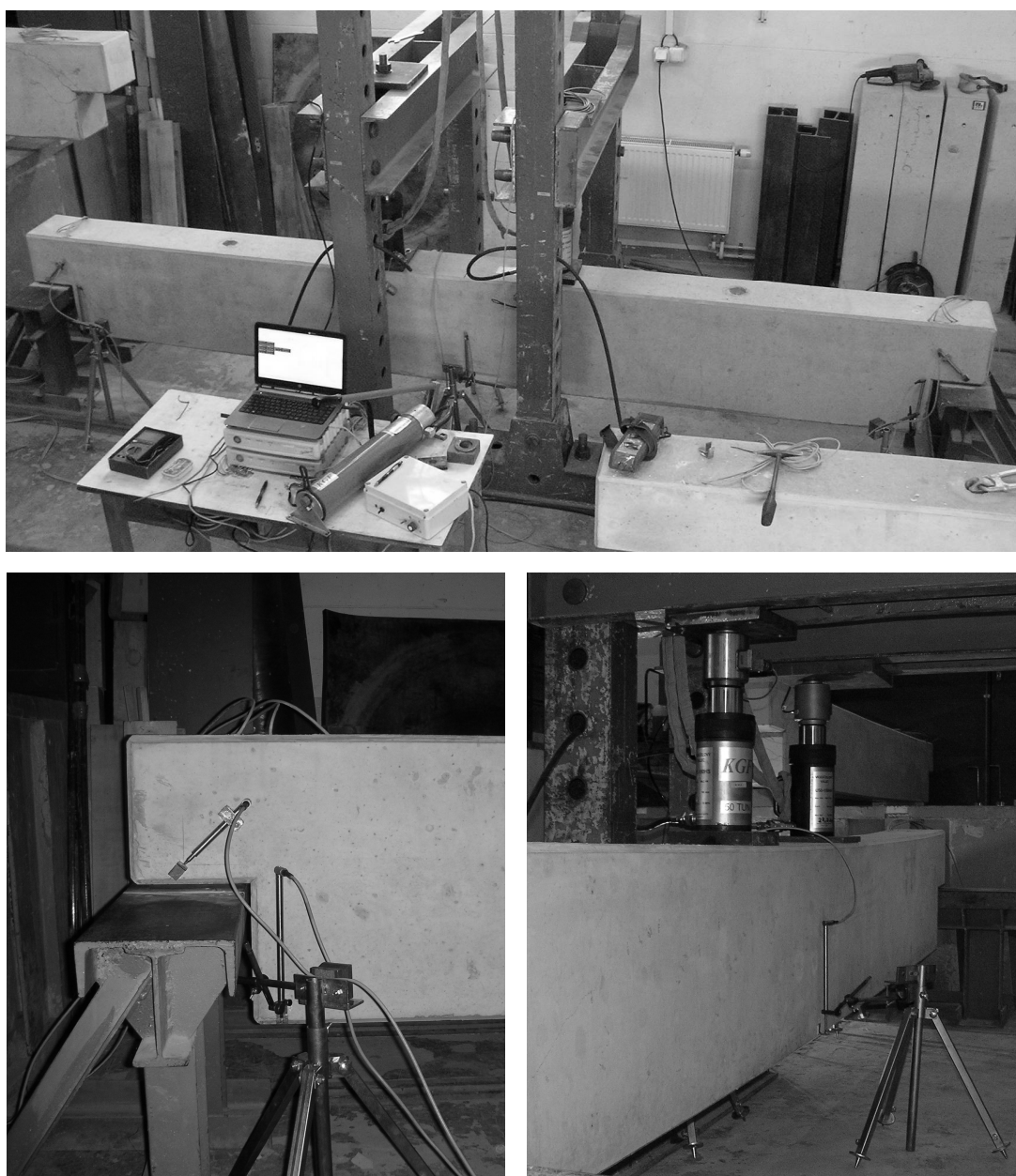
Vlastní zatěžovací zkouška každého nosníku začala nejprve trojnásobným pozvolným zatěžováním na hodnotu 40 kN a následným úplným, taktéž pozvolným, odtížením. Dále bylo prováděno postupné přitěžování s krokem 20 kN až do dosažení mezní únosnosti. Po každém zvýšení sil byla provedena prohlídka nosníků, pořizena fotodokumentace a zaznamenán rozvoj nejvýznamnějších trhlin včetně jejich šířky.

U nosníků *T1*, *T2* a *T3* byla zkouška ukončena dosažením extrémní síly, při které již nedocházelo k jejímu růstu, ale pouze ke zvětšování deformací. U nosníků *T4* a *T5* bylo i po tomto okamžiku prováděno další přitěžování, a to až do jejich úplného porušení. U obou těchto nosníků došlo k destrukci v místě jejich zhlaví.

Při zkoušce byla prováděna následující měření – viz také Obr. 6.13 a Obr. 6.14:

- měření změn sil v jednotlivých hydraulických lisech,
- měření změn svislých posunů (průhybů na krajích a uprostřed nosníku),
- měření zkrácení betonu ve směru předpokládané hlavní tlačené diagonály,
- měření změn poměrných přetvoření na vybraných položkách betonářské výztuže.

Zatěžovací zkoušky proběhly ve dnech 21. 1. 2014 a 22. 1. 2014 v laboratořích FAST VUT v Brně.



Obr. 6.15 Fotografie: pohled na uspořádání zatěžovací zkoušky, pohled na uložení nosníku na ocelový zkušební rám a snímače v uložení a pohled na hydraulické lisy a snímač uprostřed rozpětí

6.4 VÝSLEDKY ZATĚŽOVACÍCH ZKOUŠEK

Obecně lze konstatovat, že u všech typů vyztužení bylo dosaženo zhruba stejné hodnoty únosnosti. Mezní síly byly stanoveny v rozmezí 252 kN až 282 kN. Mírně vyšší únosnost vykazala zhlaví se šikmou výztuží, viz Tab. 6.5.

Absence šikmé výztuže měla ovšem zásadní vliv na vznik, rozvoj a výslednou šířku trhlin. Opět lze poměrně obecně prohlásit, že zhlaví opatřená šikmou výztuží vykazovala ve všech stádiích zatěžování zhruba poloviční šířku trhlin než zhlaví, která tuto výztuž neměla, viz Tab. 6.6 a Obr. 6.16 až Obr. 6.21.

Detailní průběh prováděných měření je pro jednotlivé nosníky uveden na Obr. 6.22 až Obr. 6.26. Vzhledem k tomu, že celkový průhyb nosníků byl ovlivněn průhybem podpůrných ocelových rámců, na kterých byly nosníky během zkoušky uloženy, je na Obr. 6.22 (a) až Obr. 6.26 (a) vyneseno pouze relativní průhyb nosníků, což je průhyb mezi krajními (podporovými) měřicími body (body označené *P1* a *P4* na Obr. 6.14). Tento přístup vyhodnocení byl zvolen také s ohledem na srovnávací nelineární výpočty, kde tyto podporující konstrukce nebyly modelovány (viz kap. 7). Způsob porušení zhlaví *E* a *A2* je dokumentován na Obr. 6.27 a Obr. 6.28.

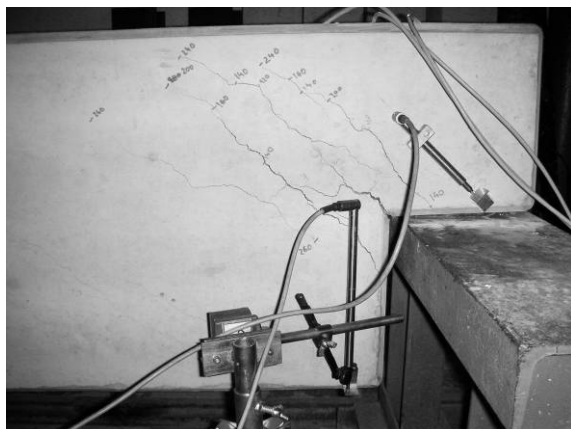
Měření zkrácení betonu ve směru předpokládané hlavní tlačené diagonály bylo při vyšších hladinách namáhání již pravděpodobně ovlivněno vznikem trhlin, viz Obr. 6.22 (c) až Obr. 6.26 (c).

Tab. 6.5 Tabulka dosažených mezních únosností

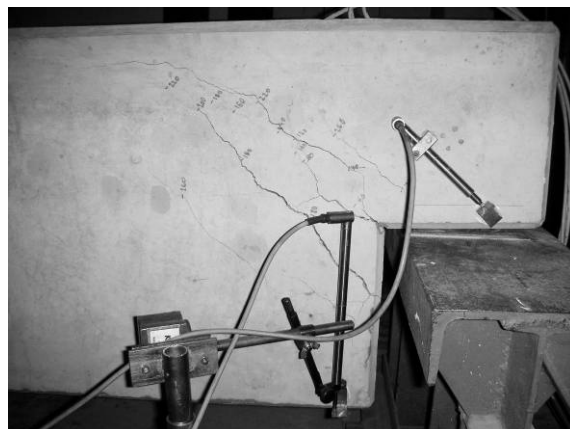
Nosník	Zhlaví	Podíl svislé vyvážovací výztuže [%]	Podíl šikmé vyvážovací výztuže [%]	Predikovaná hodnota únosnosti V_{pred} [kN]	Mezní únosnost stanovená experimentem V_{exp} [kN]	Poměr V_{exp}/V_{pred} [-]
T1	A1	100	0	200	266	1,33
T2	B	73	27	205	282	1,38
T3	C	58	42	186	277	1,49
	D	44	56	186		
T4	E	28	72	193	274	1,42
T5	A2	100	0	198	252	1,27

Tab. 6.6 Tabulka naměřených šířek trhlin pro různé intenzity zatížení

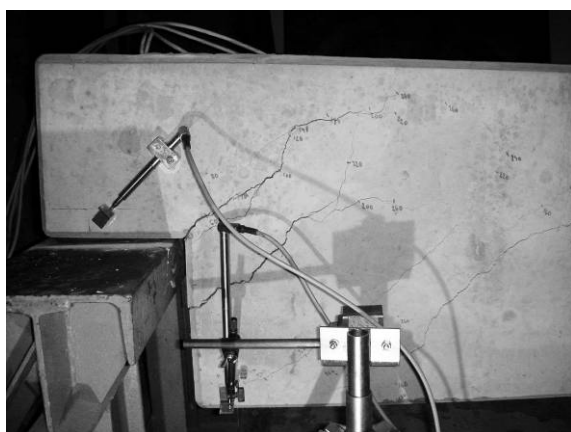
Nosník	Zhlaví	Podíl svislé vyvážovací výztuže [%]	Podíl šikmé vyvážovací výztuže [%]	Max. šířka trhlin při zatížení 80 kN [mm]	Max. šířka trhlin při zatížení 140 kN [mm]	Max. šířka trhlin při mezním zatížení [mm]
T1	A1	100	0	0,20	0,60	4,00
T2	B	73	27	0,20	0,30	1,50
T3	C	58	42	0,10	0,25	3,00
	D	44	56	0,10	0,25	2,00
T4	E	28	72	0,10	0,25	1,50
T5	A2	100	0	0,25	0,70	4,00



Obr. 6.16 Zhlaví *A1* při dosažení mez. zatížení, max. šířka trhliny 4,00 mm



Obr. 6.17 Zhlaví *B* při dosažení mez. zatížení, max. šířka trhliny 1,50 mm



Obr. 6.18 Zhlaví *C* při dosažení mez. zatížení, max. šířka trhliny 3,00 mm



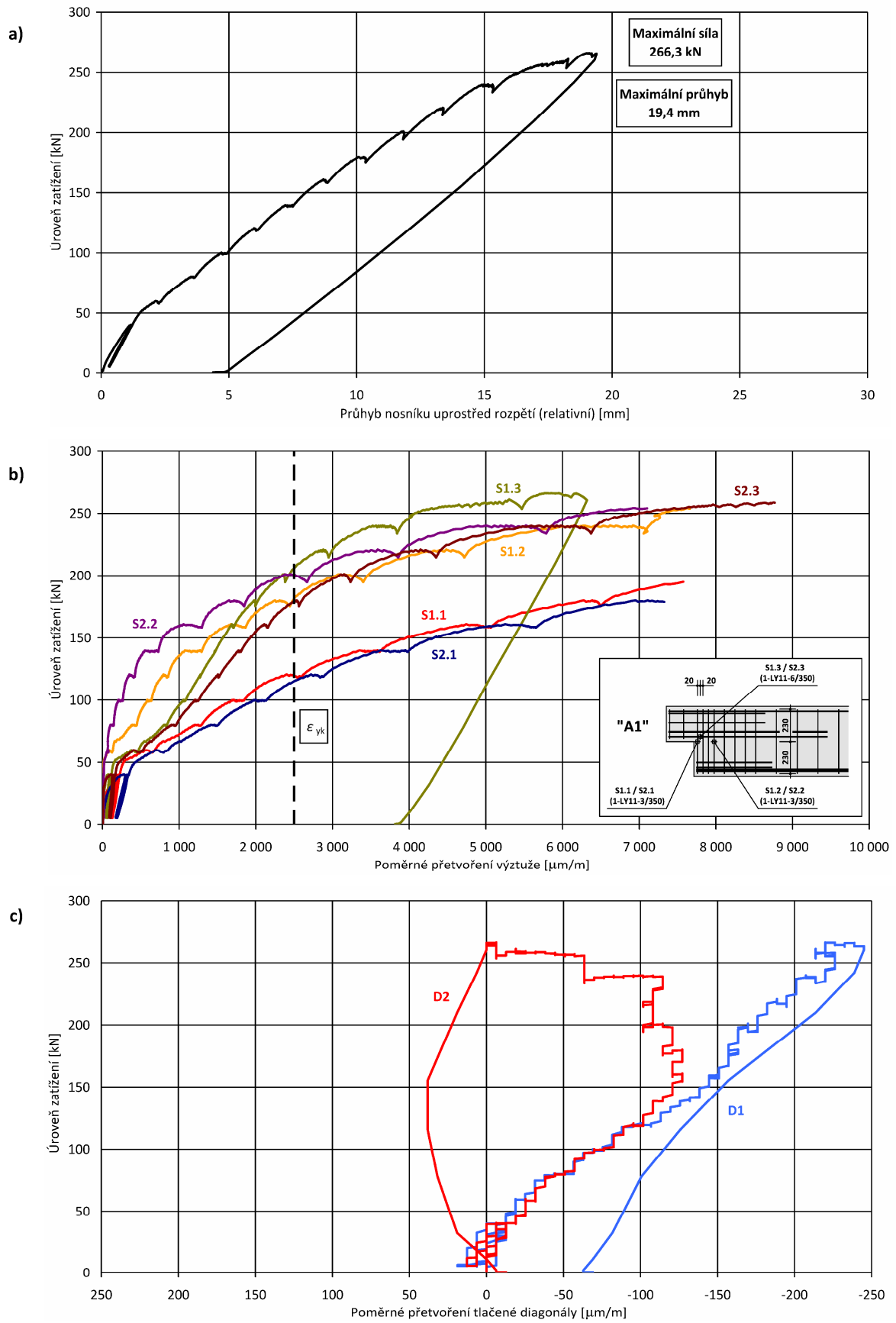
Obr. 6.19 Zhlaví *D* při dosažení mez. zatížení, max. šířka trhliny 2,00 mm



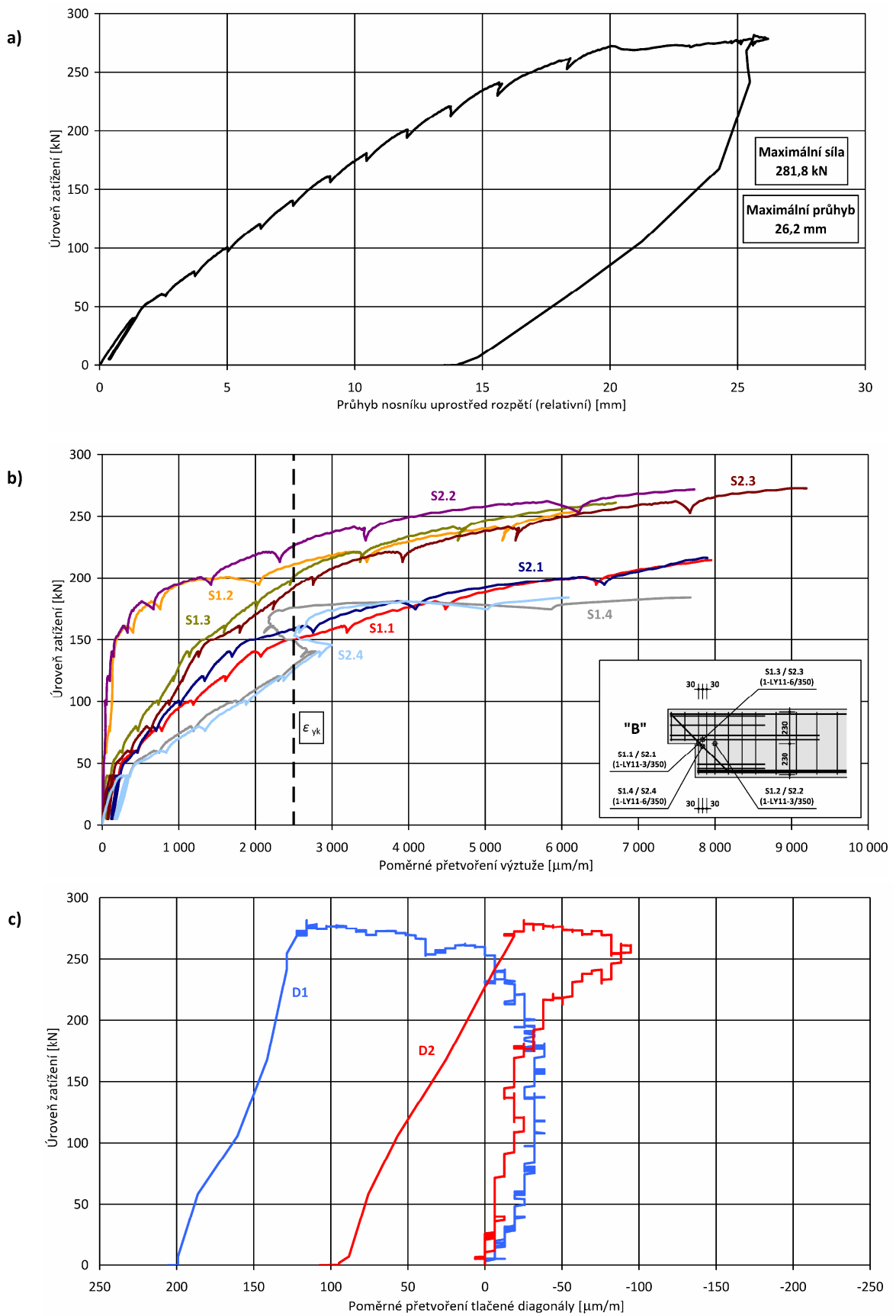
Obr. 6.20 Zhlaví *E* při dosažení mez. zatížení, max. šířka trhliny 1,50 mm



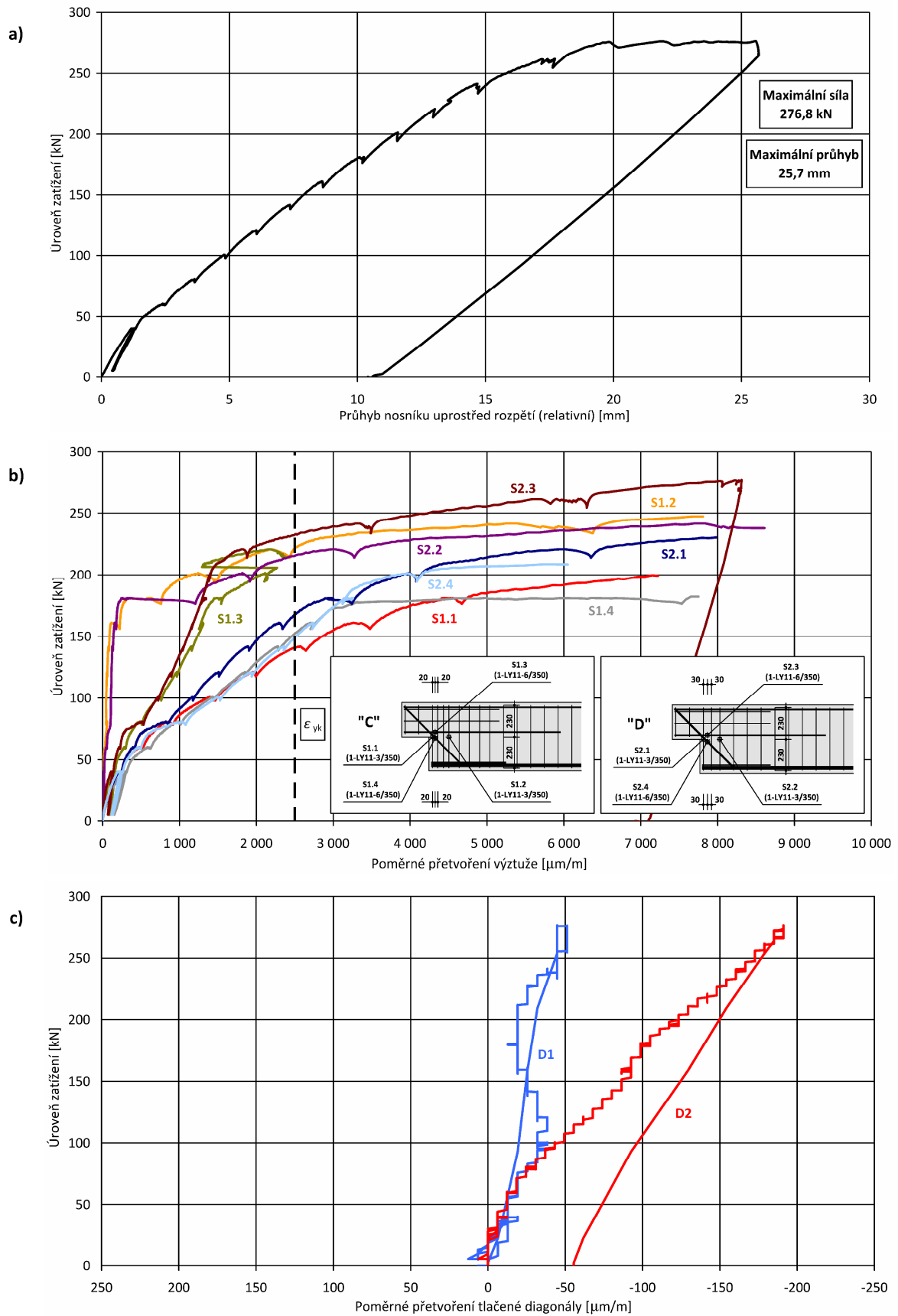
Obr. 6.21 Zhlaví *A2* při dosažení mez. zatížení, max. šířka trhliny 4,00 mm



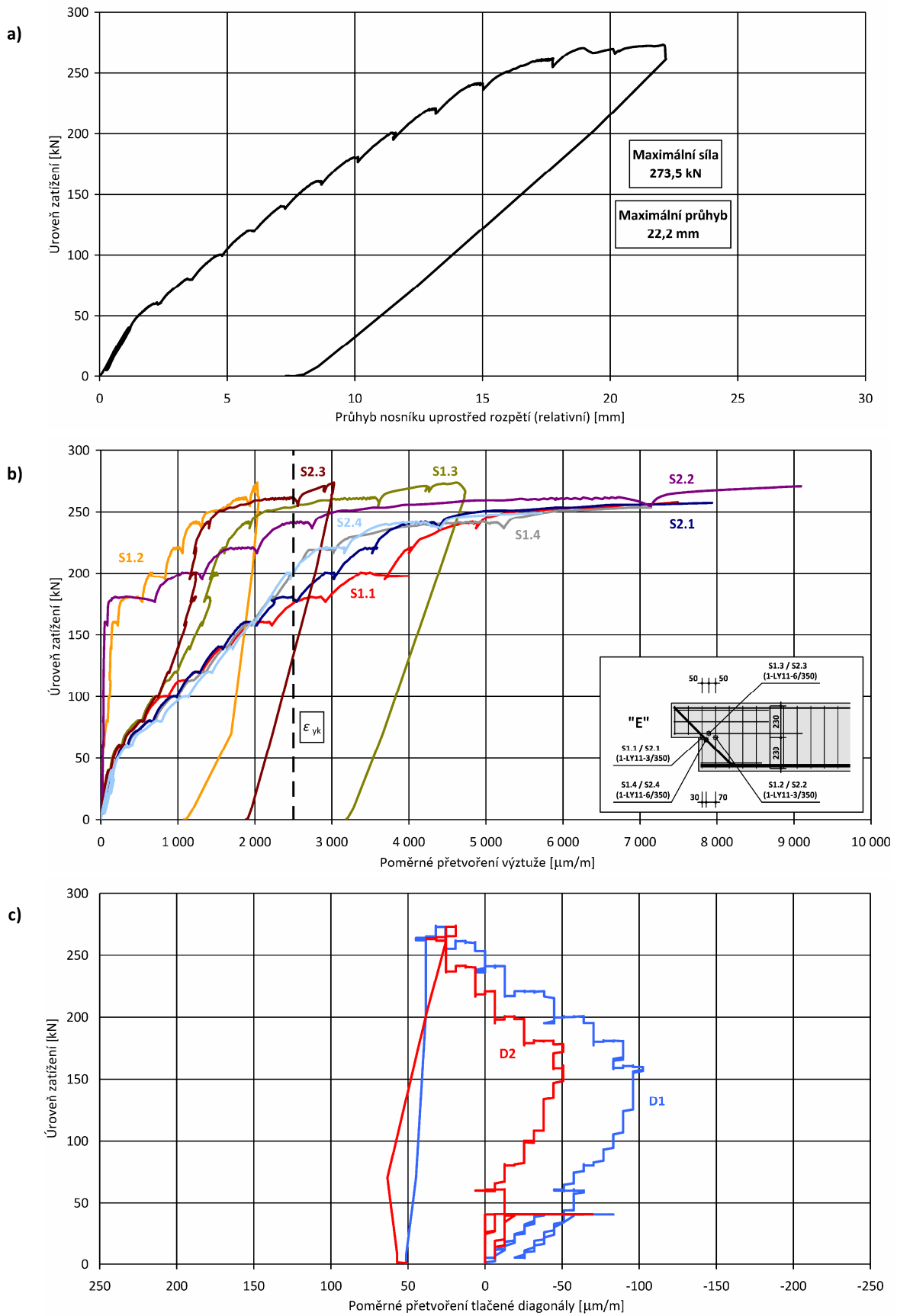
Obr. 6.22 Nosník T1: a) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku, b) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření na vybraných položkách výztuže, c) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření betonu ve směrech předpokládaných hl. tlacených diagonál



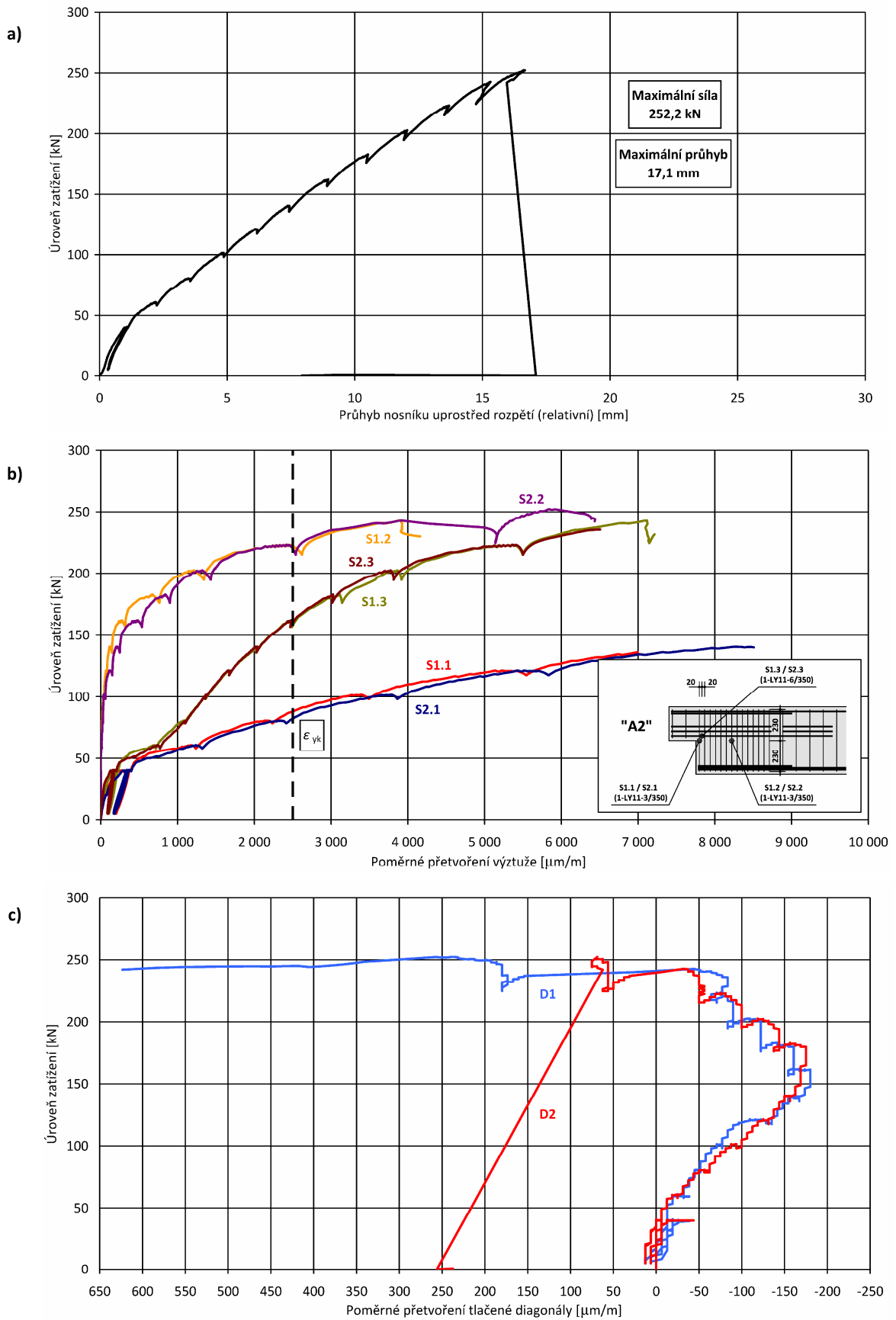
Obr. 6.23 Nosník T2: a) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku, b) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření na vybraných položkách výztuže, c) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření betonu ve směrech předpokládaných hl. tláčených diagonál



Obr. 6.24 Nosník T3: a) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku, b) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření na vybraných položkách výztuže, c) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření betonu ve směrech předpokládaných hl. tláčených diagonál



Obr. 6.25 Nosník T4: a) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku, b) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření na vybraných položkách výztuže, c) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření betonu ve směrech předpokládaných hl. tlacených diagonál



Obr. 6.26 Nosník T5: a) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku, b) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření na vybraných položkách výztuže, c) graf závislosti působící síly a poměrných přetvoření betonu ve směrech předpokládaných hl. tlacených diagonál



Obr. 6.27 Porušení zhlaví E



Obr. 6.28 Porušení zhlaví A2

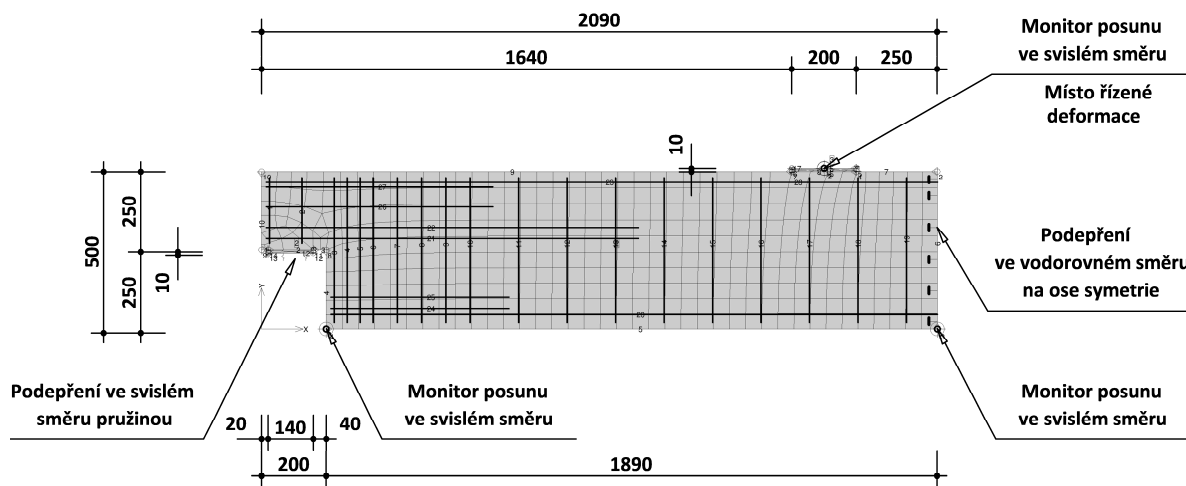
6.5 ZÁVĚRY PLYNOUCÍ Z VÝSLEDKŮ ZATĚŽOVACÍCH ZKOUŠEK

Zatěžovací zkoušky úspěšně ověřily výpočetní postup používaný pro dimenzování prezentovaného detailu, viz příloha A. Z jejich výsledků také vyplývá, že volba poměru svislé a šikmé vyvěšovací výztuže v rámci praktického vyztužování nemá zásadní vliv na mezní únosnost, ale pouze na vznik, rozvoj a výslednou šířku trhlin. Obecně lze prohlásit, že s rostoucím poměrem šikmé vyvěšovací výztuže klesá šířka a hustota trhlin ve všech stádiích zatěžování. S ohledem na jejich omezení v provozním stadiu se doporučuje navrhovat alespoň konstrukční šikmou výztuž. Výrazně negativní vliv nedodržení požadavku na rozmístění svislých třmínků podle kap. 2.3.3 se v tomto případě neprokázal. Nicméně, u zhlaví A2, které tento požadavek nesplňovalo, bylo dosaženo nejnižší únosnosti a také nebylo možné pozorovat prakticky žádné duktilní chování. Z tohoto důvodu se doporučuje výše uvedený požadavek pokud možno dodržovat.

7 NUMERICKÁ ANALÝZA EXPERIMENTU

7.1 POUŽITÝ SOFTWARE A VÝPOČTOVÉ MODEL Y

Pro fyzikálně-nelineární analýzu byl použit program ATENA 2D verze 5 (dále jen ATENA) firmy Červenka Consulting s.r.o [73]. Úloha byla modelována jako rovinná napjatost a bylo využito symetrie geometrie a zatížení, viz Obr. 7.1.



Obr. 7.1 Model v programu ATENA (zhlaví AI)

Pro beton byl použit *materiálový model SBETA* [73] zohledňující:

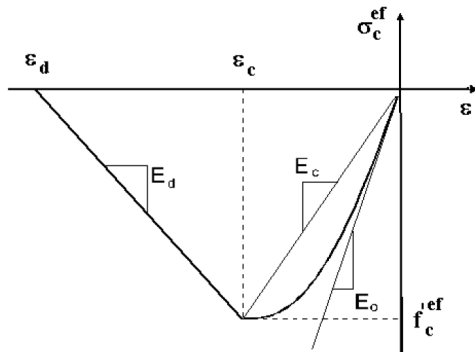
- nelineární chování betonu v tlaku včetně efektu zpevnění (angl. hardening) a změkčení (angl. softening),
- nelineární chování betonu v tahu po vzniku trhlin založené na nelineární lomové mechanice,
- biaxiální kritérium porušení betonu,
- redukci tlakové pevnosti betonu po vzniku trhlin,
- redukci smykové tuhosti betonu po vzniku trhlin,
- efekt tahového zpevnění v betonu porušeném trhlínami.

Materiálové vlastnosti jsou modelovány tzv. *rozetřeným přístupem* (angl. smeared approach), což znamená, že jsou definovány vždy pro určitý objem materiálu, kterým je konečný prvek. Stejný přístup je aplikován i na model trhlin (angl. smeared crack approach).

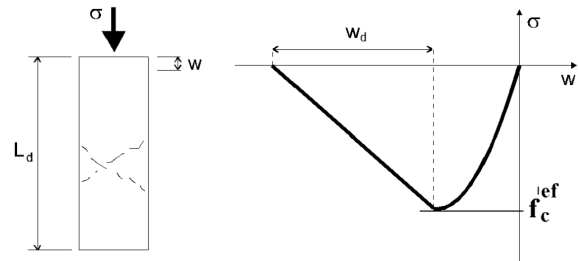
Do vzniku trhlin je beton modelován jako izotropní materiál, po jejich vzniku je do výpočtu zavedena materiálová ortotropie.

Chování betonu v tlaku do úrovně dosažení mezní pevnosti (vzestupná větev pracovního diagramu) včetně efektu zpevnění je modelováno v souladu s modelovou normou [14]. Pro

chování betonu po dosažení mezní pevnosti (za vrcholem napětí – sestupná větev pracovního diagramu) popisující jeho změkčení byl zvolen *model pásu tlakového porušení* (překlad autora – z angl. crush band approach – na základě analogie s modelem pásu trhlin, viz dále) založený na *modelu fiktivní tlakové roviny* (překlad autora – z angl. fictitious compression plane model) s definovaným plastickým posunutím, viz Obr. 7.2 a Obr. 7.3.

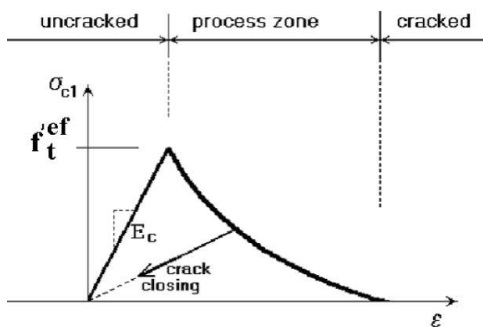


Obr. 7.2 Pracovní diagram betonu v tlaku, převzato z [73]

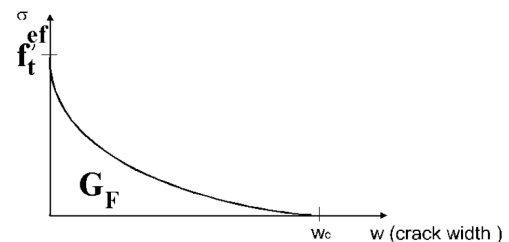


Obr. 7.3 Zákon změkčení betonu v tlaku za vrcholem napětí, převzato z [73]

Chování betonu v tahu do vzniku trhlin je uvažováno jako pružné. Pro chování betonu po vzniku trhlin byl zvolen *model pásu trhlin* (angl. crack band model) s exponenciálním průběhem tahového změkčení. Tento model vychází z *modelu fiktivní trhliny* (angl. fictitious crack model) založeného na pracovním diagramu trhliny (angl. crack opening law) a lomové energii (angl. fracture energy), viz Obr. 7.4 a Obr. 7.5.

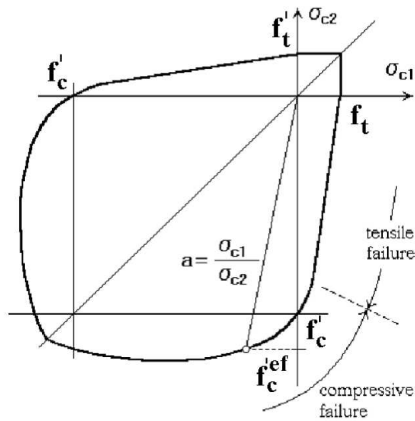


Obr. 7.4 Pracovní diagram betonu v tahu s exponenciálním průběhem změkčení, převzato z [73]

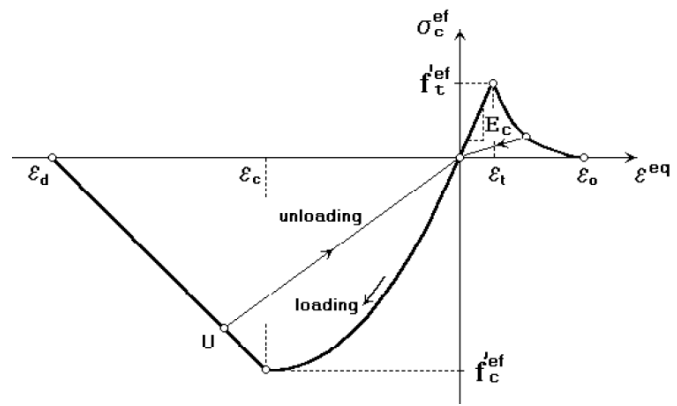


Obr. 7.5 Exponenciální pracovní diagram trhliny, převzato z [73]

Biaxiální namáhání betonu je zohledněno podle kritéria porušení zobrazeného na Obr. 7.6. Toto kritérium slouží pro výpočet mezního efektivního napětí v ekvivalentním jednoosém konstitutivním zákonu, viz Obr. 7.7, který slouží jednak pro výpočet tečného modulu pružnosti v materiálové matici tuhosti při iteračním výpočtu a jednak k výpočtu sečného modulu pružnosti sloužícího pro výpočet napětí při daném stavu přetvoření.

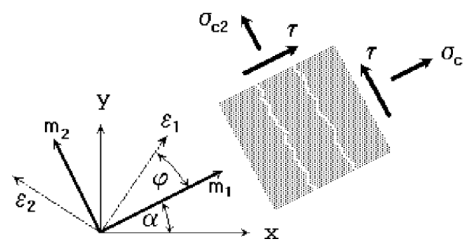


Obr. 7.6 Biaxiální podmínka porušení, převzato z [73]



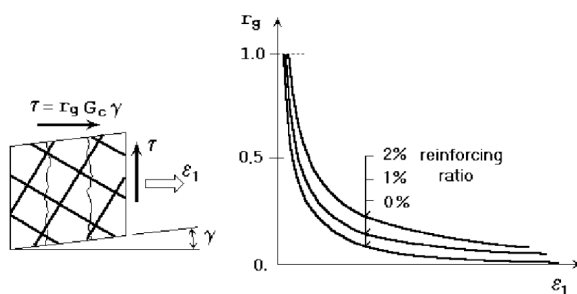
Obr. 7.7 Ekvivalentní jednoosý pracovní diagram betonu, převzato z [73]

Pro výpočet byl zvolen *model fixovaných trhlin* (angl. fixed crack model). V tomto modelu je uvažován směr trhlin od jejich vzniku jako neměnný (fixovaný) a představuje materiálovou osu ortotropie. V obecném případě tedy dochází k přenosu smykového napětí v trhlinách, viz Obr. 7.8.

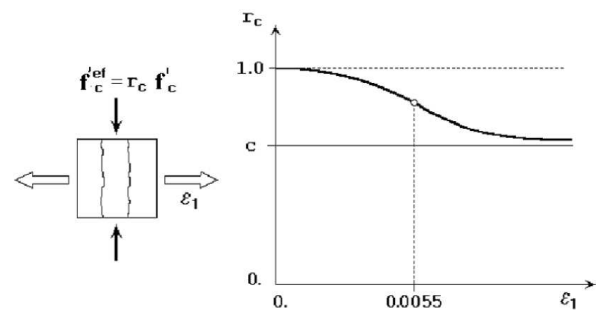


Obr. 7.8 Model fixovaných trhlin (fixed crack model) – stav napětí a přetvoření, převzato z [73]

Smykové ochabnutí vlivem rozevírání trhlin je popsáno závislostí na Obr. 7.9. Redukce tlakové pevnosti betonu vlivem trhlin je zobrazena na Obr. 7.10.



Obr. 7.9 Zákon popisující smykové ochabnutí vlivem rozevírání trhlin, převzato z [73]

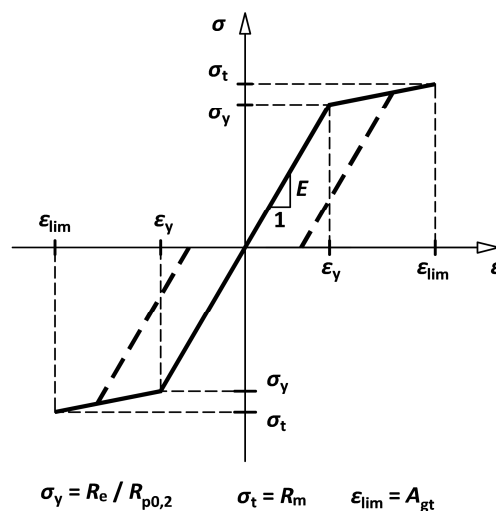


Obr. 7.10 Zákon popisující redukcii tlakové pevnosti betonu vlivem trhlin, převzato z [73]

Efekt tahového zpevnění (angl. tension stiffening), který je chápán jako zvýšení tahové tuhosti výztuže vlivem spolupůsobení betonu mezi trhlinami, je již zohledněn zavedením tahového změkčení betonu založeného na lomové energii.

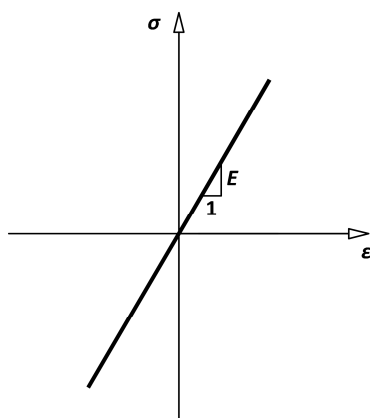
Podrobnější informace k materiálovému modelu SBETA lze nalézt v teoretickém manuálu [73], ale také např. v příspěvcích [48] a [49].

Výztuž byla modelována pomocí bilineárního pracovního diagramu se zpevněním a omezeným poměrným přetvořením, viz Obr. 7.11.

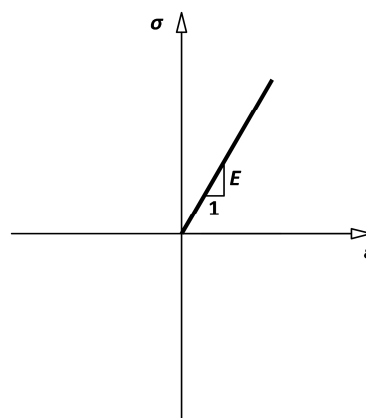


Obr. 7.11 Bilineární model betonářské výztuže se zpevněním a omezeným poměrným přetvořením

Zatěžovací roznášecí ocelová deska byla modelována jako pružný materiál, viz Obr. 7.12. Podepření simulující uložení nosníku na elastomerickém ložisku bylo modelováno zjednodušeně, a to pomocí pružiny s lineárním chováním v tlaku a s vyloučeným přenosem tahu, viz Obr. 7.13.

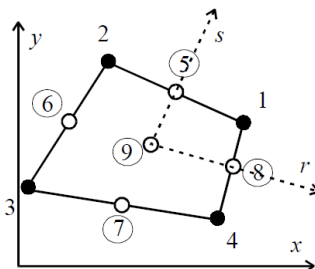


Obr. 7.12 Pracovní diagram modelu zatěžovací roznášecí ocelové desky

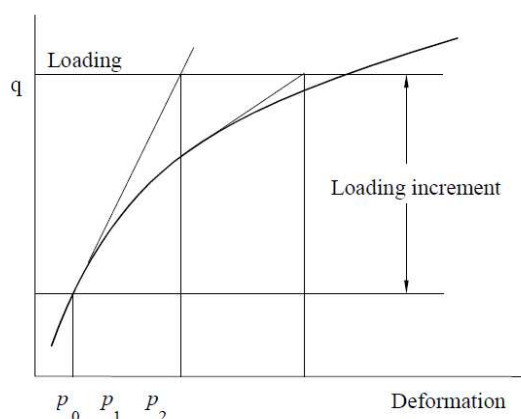


Obr. 7.13 Pracovní diagram modelu elastomerického ložiska

Pro výpočet bylo využito čtyřúhelníkových izoparametrických konečných prvků (v programu ATENA ozn. CCIsoQuad), viz Obr. 7.14. Velikost konečného prvku byla zvolena jako desetina celkové výšky průřezu (50 mm). Pro řešení soustavy nelineárních rovnic byla použita Newton-Raphsonova přírůstková metoda, viz Obr. 7.15.



Obr. 7.14 Čtyřúhelníkový izoparametrický konečný prvek, převzato z [73]



Obr. 7.15 Koncepce Newton-Raphsonovy metody, převzato z [73]

7.2 VSTUPNÍ PARAMETRY MATERIÁLŮ

Program ATENA umožňuje všechny materiálové charakteristiky betonu v materiálovém modelu SBETA získat automatickou generací na základě jediného vstupu, a to krychelné pevnosti v tlaku. Tyto výchozí hodnoty korespondují zejména s modelovou normou Model-Code 1990 [14], viz [73], která je základem dnešní evropské normy [4].

Nicméně, zkoušky pevnosti v tahu za ohybu a modulu pružnosti, které byly také provedeny v rámci experimentu, poukázaly na značné rozdíly mezi naměřenými hodnotami a hodnotami, které by odpovídaly normě [4] s ohledem na naměřenou pevnost v tlaku, viz kap. 6.2. Z tohoto důvodu bylo nutné vybrané výchozí hodnoty v materiálovém modelu SBETA upravit. Vzhledem k tomu, že zkoušky pevnosti v tahu za ohybu a modulu pružnosti nebyly provedeny pro všechny nosníky (zhlaví), byla pro nelineární analýzu uvažována pouze jedna sada, a to průměrných, parametrů betonu shodná pro všechna zhlaví (včetně pevnosti v tlaku), viz Tab. 7.1.

Tab. 7.1 Naměřené průměrné materiálové charakteristiky betonu [78]

Krychelná pevnost v tlaku	$f_{cm,cube}$	78,4	MPa
Hranolová pevnost v tlaku	$f_{cm,prism}$	62,1	MPa
Pevnost v tahu za ohybu	$f_{ctm,fl}$	4,6	MPa
Modul pružnosti	E_c	29750	MPa

Pro stanovení potřebné hodnoty průměrné pevnosti betonu v prostém tahu f_{ctm} byl použit převodní vztah mezi touto pevností a naměřenou průměrnou pevností v tahu za ohybu $f_{ctm,fl}$ z Model-Code 1990 [14]. Pro výpočet lomové energie, která s pevností betonu v tahu přímo souvisí, byl použit výchozí vztah z teoretického manuálu programu ATENA [73]. V Tab. 7.2 jsou uvedeny vybrané parametry modelu SBETA, které byly uvažovány ve výpočtu.

Tab. 7.2 Vybrané parametry materiálového modelu SBETA s označením veličin podle [73]

Krychelná pevnost v tlaku (výchozí)	f_{cu}	78,4	MPa
Tahová pevnost (upravená)	f_t	2,76	MPa
Modul pružnosti (upravený)	E_c	29750	MPa
Lomová energie (upravená)	G_f	69,0	N/m

Jednotlivým položkám výztuže byly přiřazeny parametry odpovídající hodnotám z inspekčních certifikátů od výrobců, viz Tab. 7.3 a také Obr. 6.2 až Obr. 6.6. Poměrné přetvoření na mezi kluzu bylo dopočteno za předpokladu modulu pružnosti betonářské oceli $E = 200$ GPa.

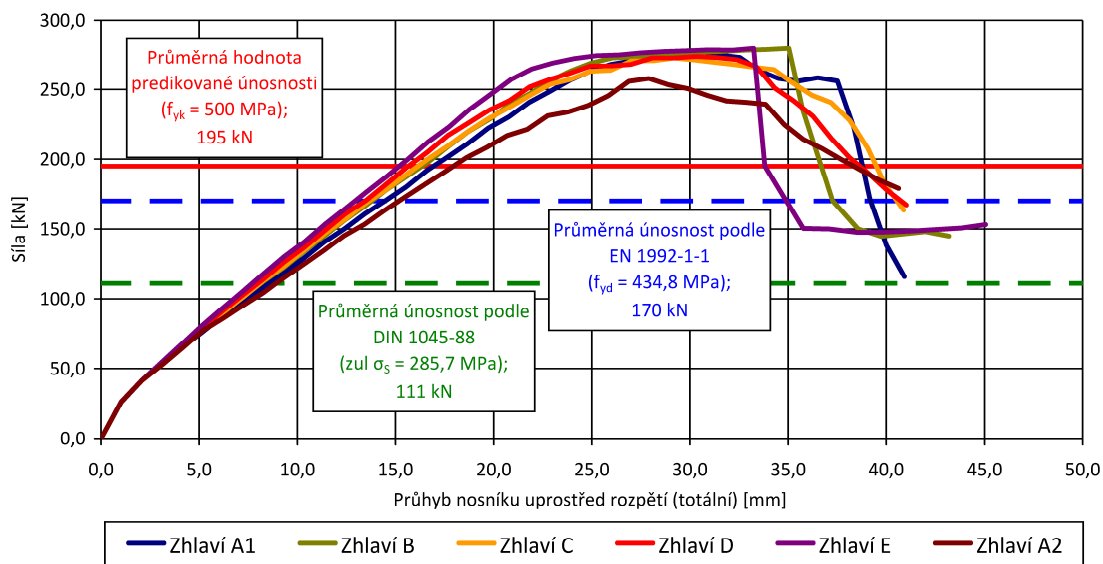
Tab. 7.3 Parametry použité výztuže podle [74], [75], [76] a [77]

Použitá betonářská ocel		Mez kluzu (výrazná / smluvní) $R_e / R_{p0,2} (f_y / f_{0,2})$ [MPa]	Mez pevnosti v tahu $R_m (f_t)$ [MPa]	Celkové prodloužení při max. zatížení $A_{gr} (\epsilon_u)$ [%]
Průměr	Značka oceli			
Ø 6 mm	B500A	548	597	4,4
Ø 8 mm	B500A	574	614	4,4
Ø 10 mm	B500A	580	626	4,3
Ø 12 mm	B500A	574	626	5,0
Ø 10 mm	B500B	559	631	10,0
Ø 12 mm	B500B	554	636	16,5
Ø 14 mm	B500B	562	622	9,7
Ø 16 mm	B500B	580	651	14,0
Ø 25 mm	B500B	536	629	11,9

Materiál zatěžovací roznášecí ocelové desky byl zadán jako konstrukční ocel s modulem pružnosti $E = 210$ GPa a Poissonovým číslem $\mu = 0,3$. Tuhost pružiny simulující elastomerické ložisko byla stanovena reverzní analýzou na základě pozorovaného chování ložiska během zatěžovacích zkoušek a byla uvažována hodnotou $E = 0,03$ GPa (30 MN/m²).

7.3 VÝSLEDKY NUMERICKÉ ANALÝZY A JEJICH SROVNÁNÍ S EXPERIMENTEM

Pro stanovení mezního zatížení bylo použito řízené deformace v místě působící síly, a to s konstantním přírůstkem 1,0 mm/zatěžovací krok, viz Obr. 7.16. Základní výsledky jsou shrnuty v Tab. 7.4 a Tab. 7.5 a také na Obr. 7.17.



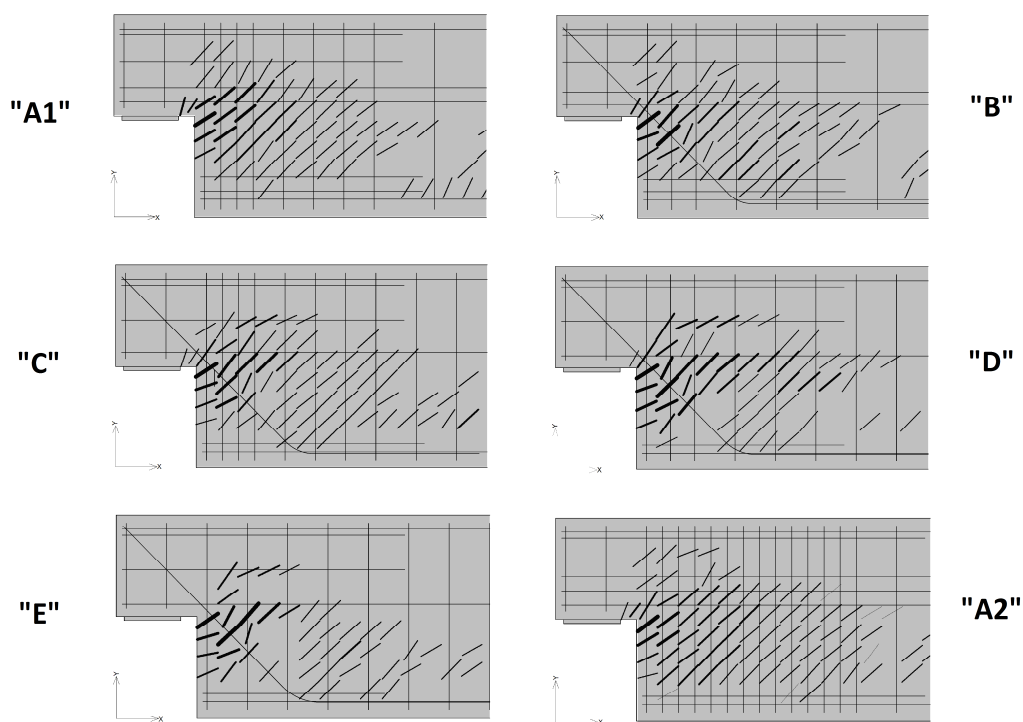
Obr. 7.16 Velikost působící síly v závislosti na průhybu uprostřed nosníku

Tab. 7.4 Tabulka vypočtených mezních únosností

Nosník	Zhlaví	Podíl svislé vyvážovací výztuže [%]	Podíl šikmé vyvážovací výztuže [%]	Predikovaná hodnota únosnosti V_{pred} [kN]	Mezní únosnost stanovená nel. výpočtem V_{NFEA} [kN]	Poměr V_{NFEA}/V_{pred} [-]
T1	A1	100	0	200	275	1,38
T2	B	73	27	205	280	1,37
T3	C	58	42	186	273	1,47
	D	44	56	186	274	1,47
T4	E	28	72	193	280	1,45
T5	A2	100	0	198	258	1,30

Tab. 7.5 Tabulka vypočtených šířek trhlin pro různé intenzity zatížení

Nosník	Zhlaví	Podíl svislé vyvážovací výztuže [%]	Podíl šikmé vyvážovací výztuže [%]	Max. šířka trhlin při zatížení 80 kN [mm]	Max. šířka trhlin při zatížení 140 kN [mm]	Max. šířka trhlin při mezním zatížení [mm]
T1	A1	100	0	0,40	0,55	3,10
T2	B	73	27	0,15	0,40	3,20
T3	C	58	42	0,15	0,35	3,30
	D	44	56	0,15	0,35	3,60
T4	E	28	72	0,10	0,30	1,90
T5	A2	100	0	0,45	1,40	4,40



Obr. 7.17 Tvar trhlin v jednotlivých zhlavích při dosažení mezního zatížení
(zobrazeny jsou pouze trhliny šířky větší než 0,30 mm)

Hodnoty mezních únosností byly stanoveny v rozmezí 258 kN až 280 kN. Tyto hodnoty se velmi dobře shodují s hodnotami naměřenými při zatěžovací zkoušce, viz Tab. 7.6. Nepatrně rozdílné výsledky v porovnání s experimentem byly dosaženy v rámci průhybů a šířek trhlin, viz Tab. 7.7. Detailní průběh sledovaných veličin je pro jednotlivá zhlaví uveden na Obr. 7.18 až Obr. 7.29. Na Obr. 7.18 (e), Obr. 7.20 (e), Obr. 7.22 (e), Obr. 7.24 (e), Obr. 7.26 (e) a Obr. 7.28 (e) lze pozorovat výše zmíněnou velmi dobrou shodu mezi nelineárním výpočtem a experimentem.

Tab. 7.6 Srovnávací tabulka vypočtených a naměřených mezních únosností

Nosník	Zhlaví	Podíl svislé vyvážovací výztuže [%]	Podíl šikmé vyvážovací výztuže [%]	Mezní únosnost stanovená nel. výpočtem V_{NFEA} [kN]	Mezní únosnost stanovená experimentem V_{exp} [kN]	Poměr V_{NFEA}/V_{exp} [-]
T1	A1	100	0	275	266	1,03
T2	B	73	27	280	282	0,99
T3	C	58	42	273	277	0,99
	D	44	56	274		0,99
T4	E	28	72	280	274	1,02
T5	A2	100	0	258	252	1,02

Tab. 7.7 Srovnávací tabulka vypočtených a naměřených průhybů a šířek trhlin při mezním zatížení

Nosník	Zhlaví	Nelineární výpočet		Experiment	
		Průhyb při mezním zatížení – relativní [mm]	Max. šířka trhlin při mezním zatížení [mm]	Průhyb při mezním zatížení – relativní [mm]	Max. šířka trhlin při mezním zatížení [mm]
T1	A1	20,2	3,10	19,4	4,00
T2	B	25,1	3,20	26,2	1,50
T3	C	19,0	3,30	25,7	3,00
	D	19,7	3,60		2,00
T4	E	24,9	1,90	22,2	1,50
T5	A2	16,1	4,40	17,1	4,00

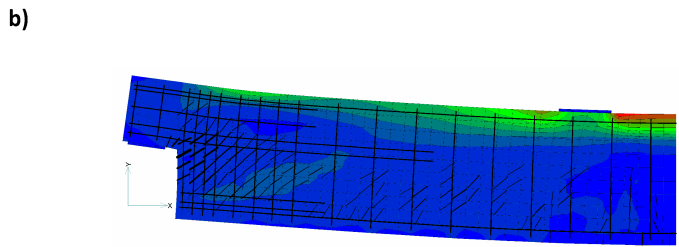
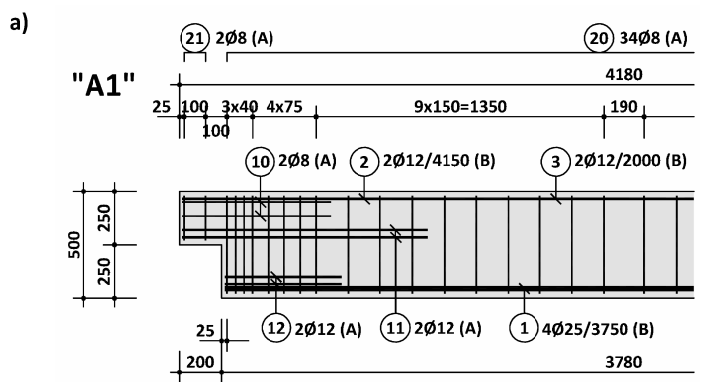
Mírnou neshodu mezi výsledky experimentu a numerické analýzy lze však pozorovat v rámci srovnatelných (viz níže) naměřených a vypočtených poměrných přetvoření na vybraných položkách výztuže, viz:

- Obr. 6.22 (b) vs. Obr. 7.19,
- Obr. 6.23 (b) vs. Obr. 7.21,
- Obr. 6.24 (b) vs. Obr. 7.23 a Obr. 7.25,
- Obr. 6.25 (b) vs. Obr. 7.27,
- Obr. 6.26 (b) vs. Obr. 7.29.

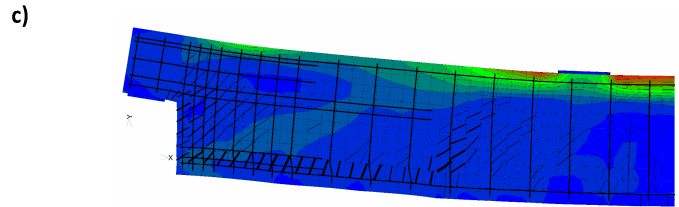
Přestože použité tenzometry měly být svými parametry pro experiment dostačující (výrobce uvádí v technickém listu maximální poměrné přetvoření $\varepsilon_{\max} = 5,0 \%$, tj. $50000 \mu\text{m/m}$), z Obr. 6.22 (b) až Obr. 6.26 (b) je zřejmé, že většina z nich selhala mnohem dříve, než vůbec bylo dosaženo mezního zatížení. Podle výše uvedených obrázků je patrné, že většina z nich přestala měřit již při úrovni poměrného přetvoření cca $0,70$ až $0,80 \%$.

Na Obr. 7.19, Obr. 7.21, Obr. 7.23, Obr. 7.25, Obr. 7.27 a Obr. 7.29 je zobrazen stav poměrného přetvoření a napětí ve výztuži při mezním zatížení pro jednotlivá zhlaví. Z praktického hlediska je možné prohlásit, že předpoklad výpočtu o namáhání veškeré vyvěšovací výztuže a vodorovné výztuže ozubu v mezním stavu napětím na mezi kluzu je splněn.

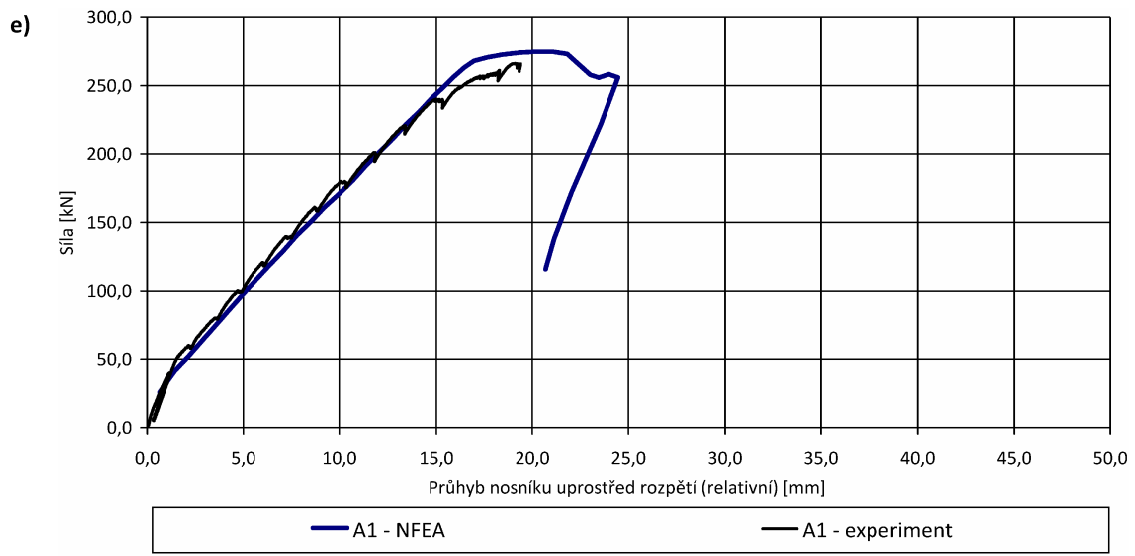
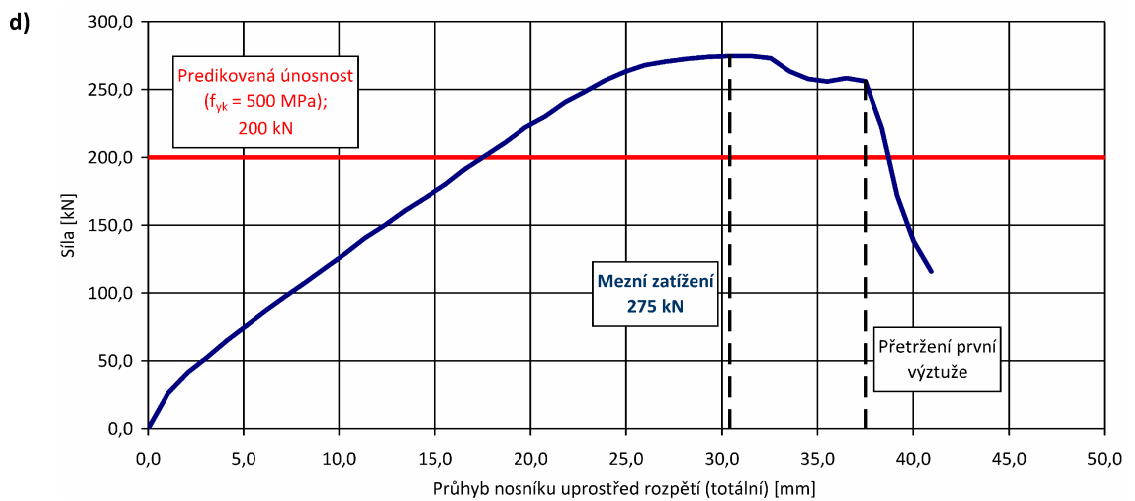
Zatímco u zhlaví A2 se způsob porušení při experimentu a při nelineární analýze shodoval, u zhlaví E se způsob porušení při experimentu nelineární analýzou prokázat nepodařilo.



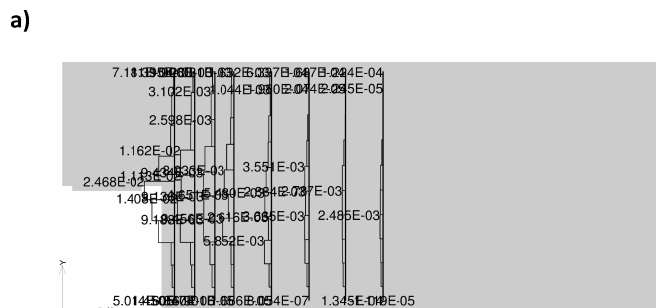
Nejvíce namáhaný první třmínek vyvěšovací výztuže
 $\epsilon = 2,468\%$ ($\epsilon_v = 0,287\%$, $\epsilon_u = 4,4\%$)



Porušení druhého a třetího třmínku druhé sady vyvěšovací výztuže

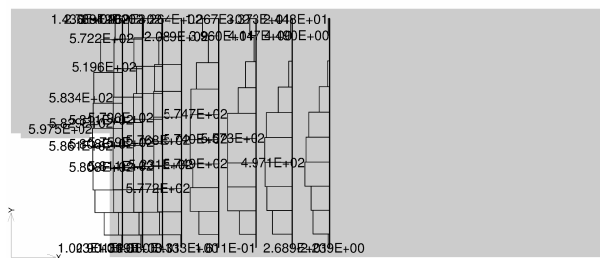


Obr. 7.18 Zhlaví A1: a) schéma vyztužení zhlaví, b) stav při mezním zatížení, c) stav při přetržení první položky výztuže, d) graf závislosti působící síly a totálního průhybu uprostřed nosníku, e) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku



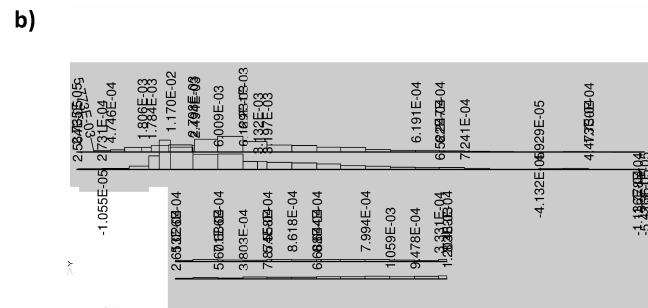
První třmínek I. sady: $\epsilon_{max} = 2,468 \%$
 Poslední třmínek I. sady: $\epsilon_{max} = 0,946 \%$
 První třmínek II. sady: $\epsilon_{max} = 0,585 \%$
 Poslední třmínek II. sady: $\epsilon_{max} = 0,249 \%$

Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,287 \%$, $\epsilon_u = 4,4 \%$



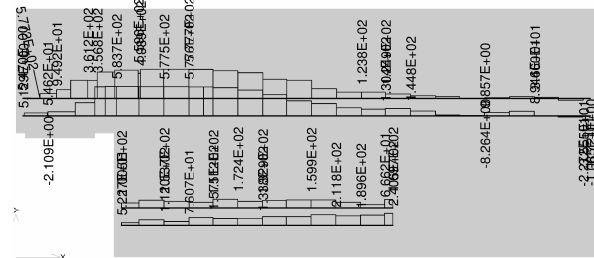
První třmínek I. sady: $\sigma_{max} = 598 \text{ MPa}$
 Poslední třmínek I. sady: $\sigma_{max} = 581 \text{ MPa}$
 První třmínek II. sady: $\sigma_{max} = 577 \text{ MPa}$
 Poslední třmínek II. sady: $\sigma_{max} = 497 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 574 \text{ MPa}$, $f_t = 614 \text{ MPa}$



První smyčka: $\epsilon_{max} = 1,170 \%$
 Druhá smyčka: $\epsilon_{max} = 0,623 \%$

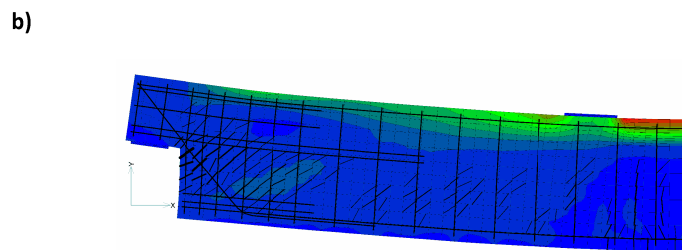
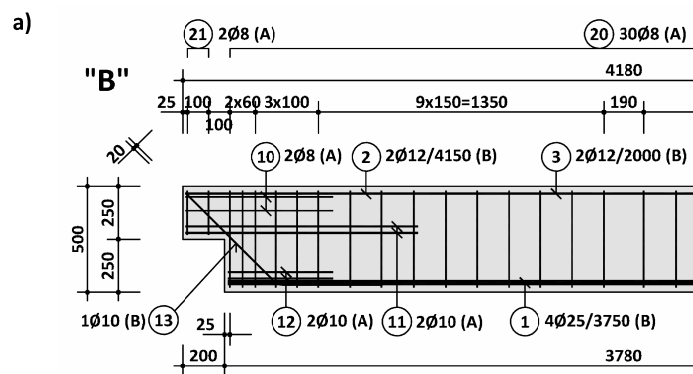
Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,287 \%$, $\epsilon_u = 5,0 \%$



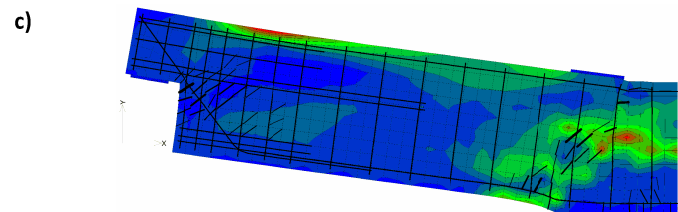
První smyčka: $\sigma_{max} = 584 \text{ MPa}$
 Druhá smyčka: $\sigma_{max} = 578 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 574 \text{ MPa}$, $f_t = 626 \text{ MPa}$

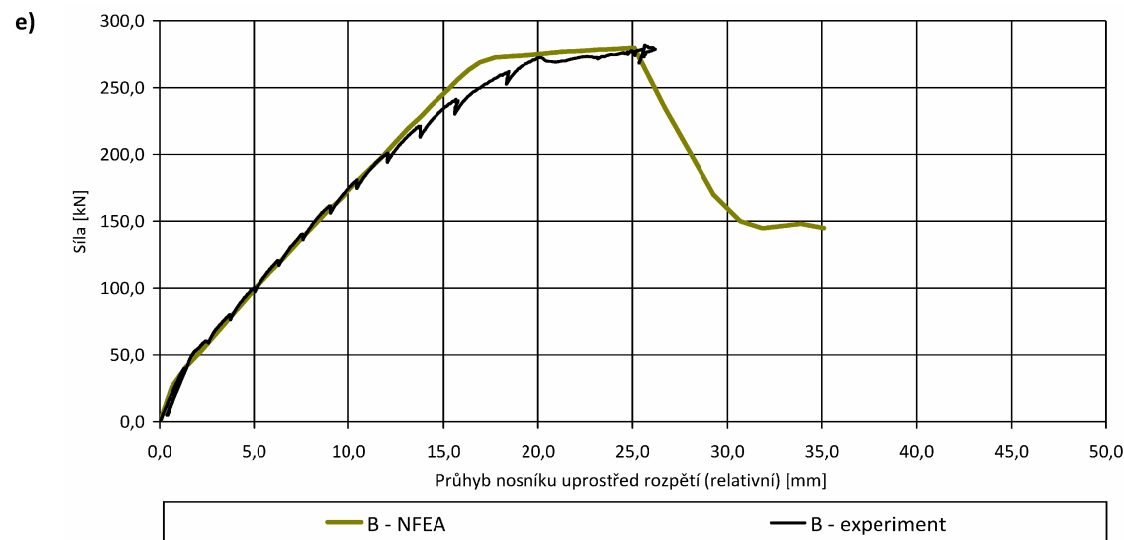
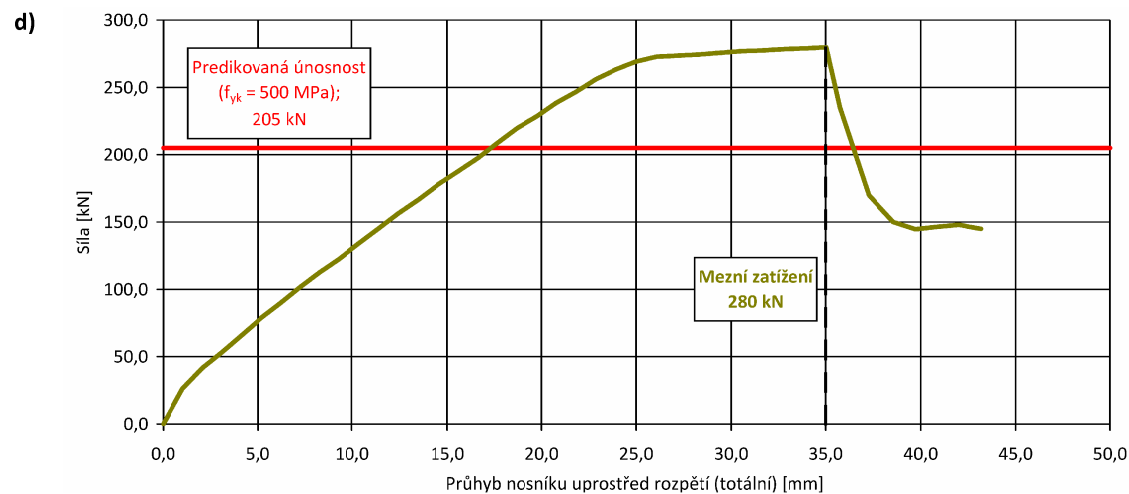
Obr. 7.19 Zhlaví A1 – stav poměrného přetvoření a napětí ve výztuži při mezním zatížení: a) třmínková vyvšovací výztuž, b) tahová výztuž ozubu (informativně je také vykreslena doplňková výztuž v oblasti kotvení hl. tahové výztuže nosníku)



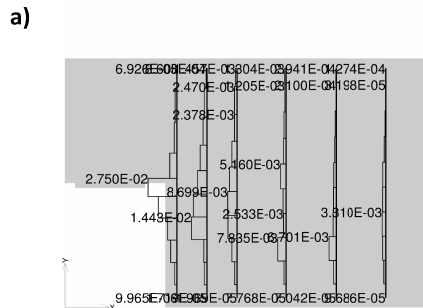
Nejvíce namáhaný první třmínek vyvěšovací výztuže
 $\epsilon = 2,750\%$ ($\epsilon_y = 0,287\%$, $\epsilon_u = 4,4\%$)
 Beton v tlačené zóně základního průřezu na mezi únosnosti



O porušení rozhoduje únosnost základního průřezu

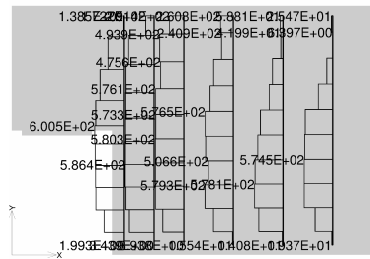


Obr. 7.20 Zhlaví B: a) schéma vyztužení zhlaví, b) stav při mezním zatížení, c) stav prezentující porušení základního průřezu, d) graf závislosti působící síly a totálního průhybu uprostřed nosníku, e) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku



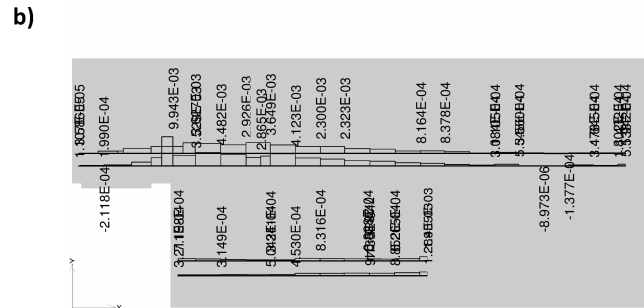
První třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 2,750 \%$
 Posl. třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 0,870 \%$
 První třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,784 \%$
 Posl. třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,331 \%$

Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,287 \%$, $\epsilon_u = 4,4 \%$



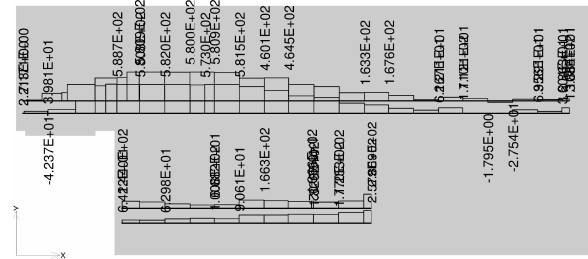
První třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 601 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 580 \text{ MPa}$
 První třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 579 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 575 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 574 \text{ MPa}$, $f_t = 614 \text{ MPa}$



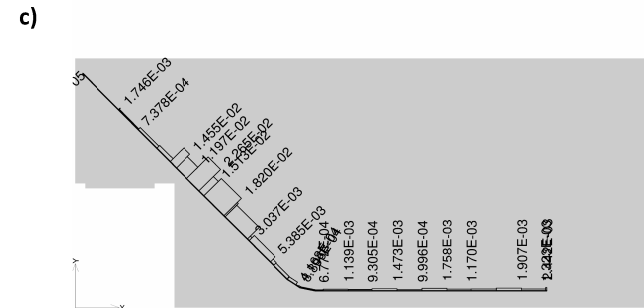
První smyčka: $\epsilon_{\max} = 0,994 \%$
 Druhá smyčka: $\epsilon_{\max} = 0,365 \%$

Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,290 \%$, $\epsilon_u = 4,3 \%$



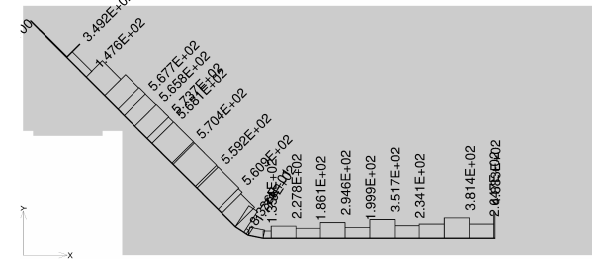
První smyčka: $\sigma_{\max} = 589 \text{ MPa}$
 Druhá smyčka: $\sigma_{\max} = 581 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 580 \text{ MPa}$, $f_t = 626 \text{ MPa}$



$\epsilon_{\max} = 2,265 \%$

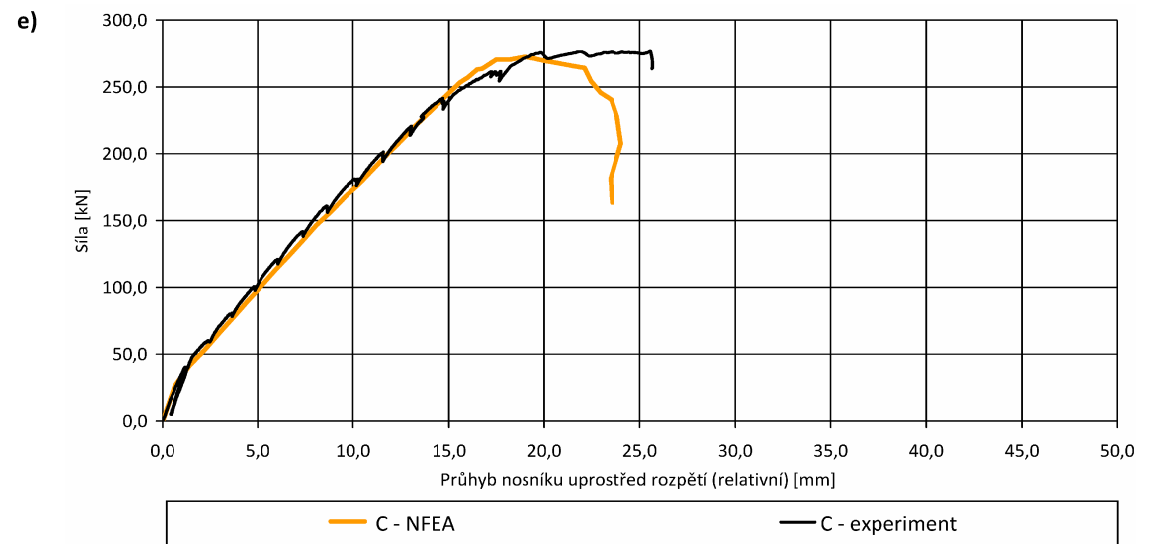
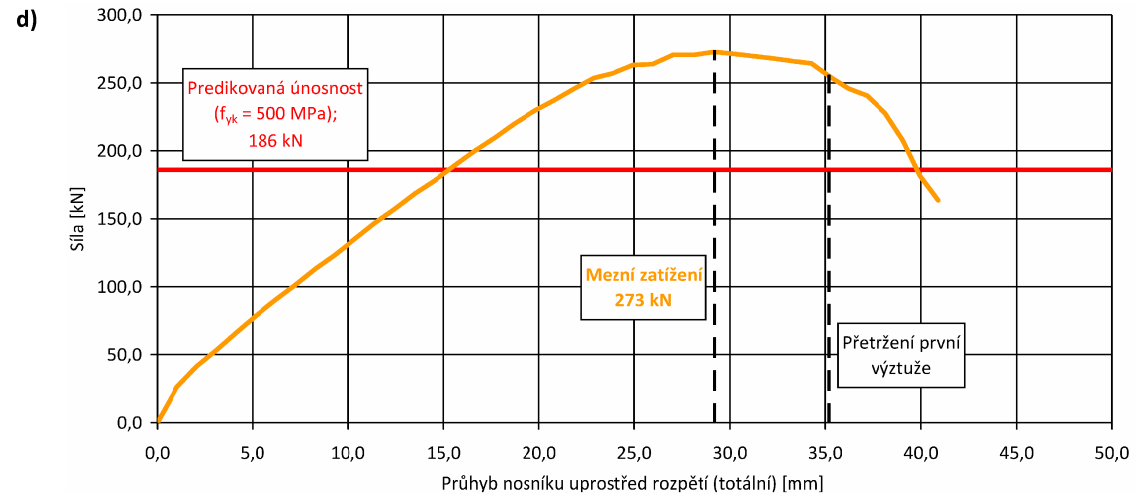
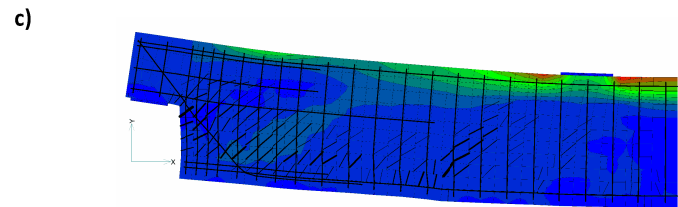
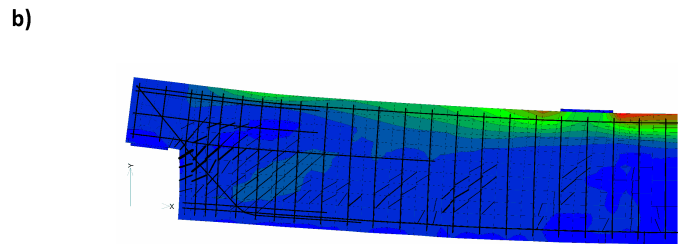
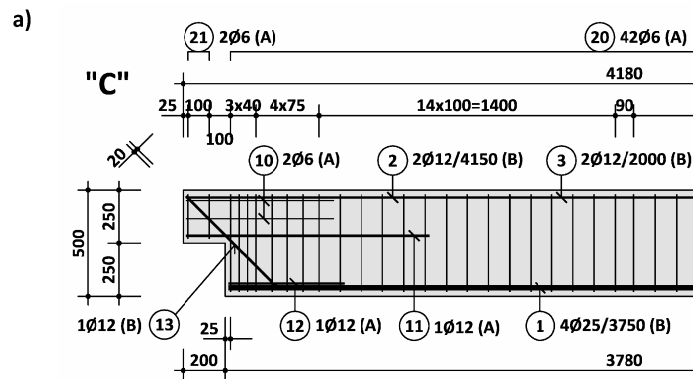
Použitá výztuž:
 B500B, $\epsilon_y = 0,280 \%$, $\epsilon_u = 10,0 \%$



$\sigma_{\max} = 574 \text{ MPa}$

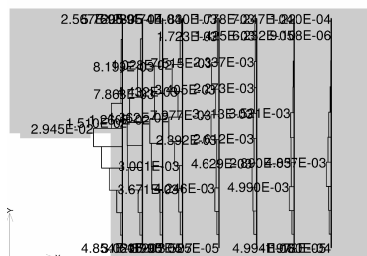
Použitá výztuž:
 B500B, $f_y = 559 \text{ MPa}$, $f_t = 631 \text{ MPa}$

Obr. 7.21 Zhlaví B – stav poměrného přetvoření a napětí ve výztuži při mezním zatížení: a) třmíneková vyvšovací výztuž, b) tahová výztuž ozubu (informativně je také vykreslena doplňková výztuž v oblasti kotvení hl. tahové výztuže nosníku), c) šikmá vyvšovací výztuž



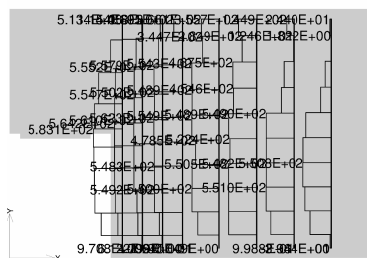
Obr. 7.22 Zhlaví C: a) schéma vyztužení zhlaví, b) stav při mezním zatížení, c) stav při přetržení první položky výztuže, d) graf závislosti působící síly a totálního průhybu uprostřed nosníku, e) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku

a)



První třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 2,945 \%$
 Posl. třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 1,362 \%$
 První třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,798 \%$
 Posl. třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,486 \%$

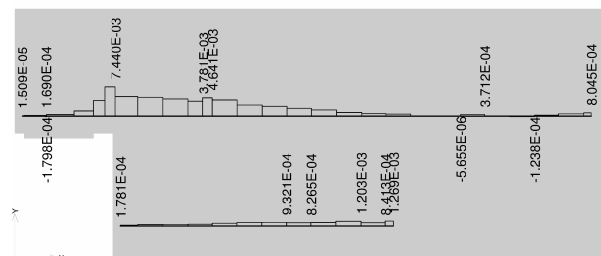
Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,274 \%$, $\epsilon_u = 4,4 \%$



První třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 583 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 562 \text{ MPa}$
 První třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 555 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 551 \text{ MPa}$

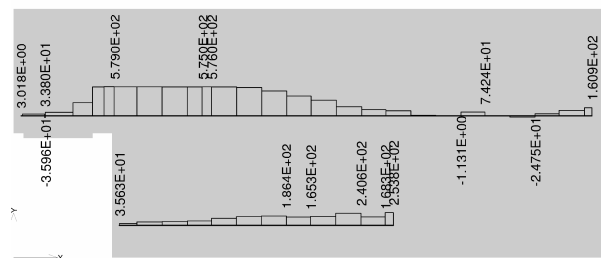
Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 548 \text{ MPa}$, $f_t = 597 \text{ MPa}$

b)



$\epsilon_{\max} = 0,744 \%$

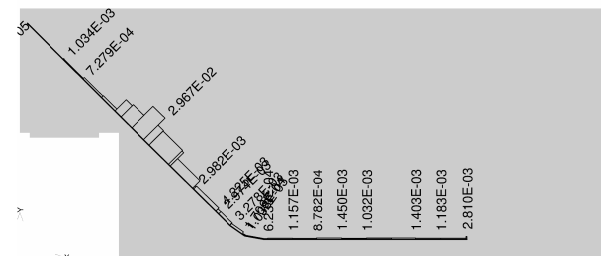
Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,287 \%$, $\epsilon_u = 5,0 \%$



$\sigma_{\max} = 579 \text{ MPa}$

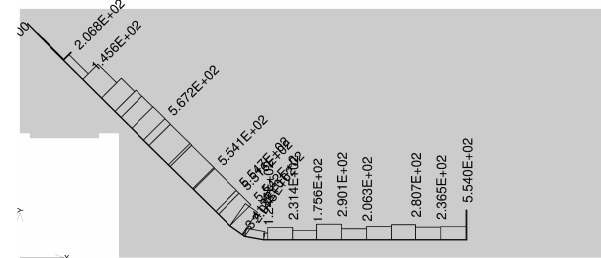
Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 574 \text{ MPa}$, $f_t = 626 \text{ MPa}$

c)



$\epsilon_{\max} = 2,967 \%$

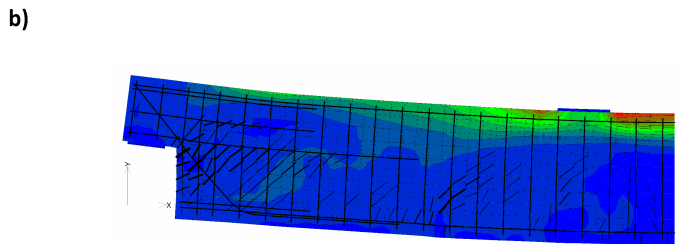
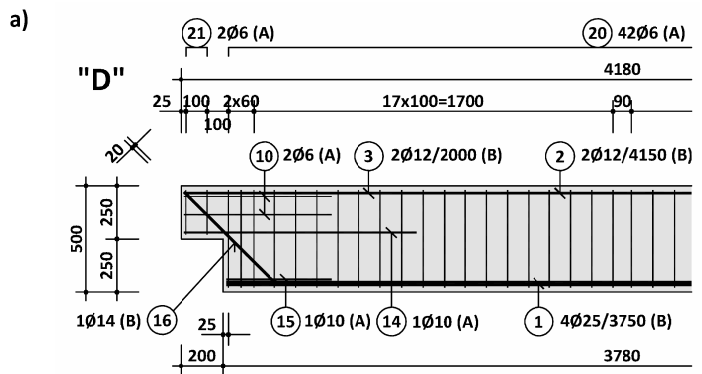
Použitá výztuž:
 B500B, $\epsilon_y = 0,277 \%$, $\epsilon_u = 16,5 \%$



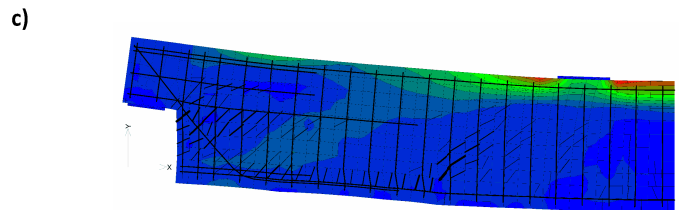
$\sigma_{\max} = 567 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500B, $f_y = 554 \text{ MPa}$, $f_t = 636 \text{ MPa}$

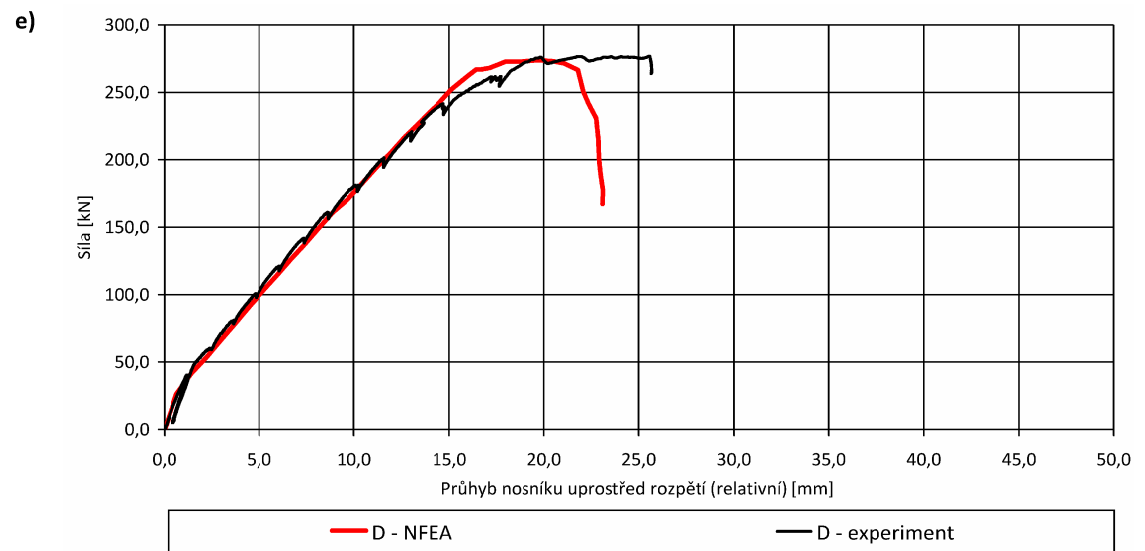
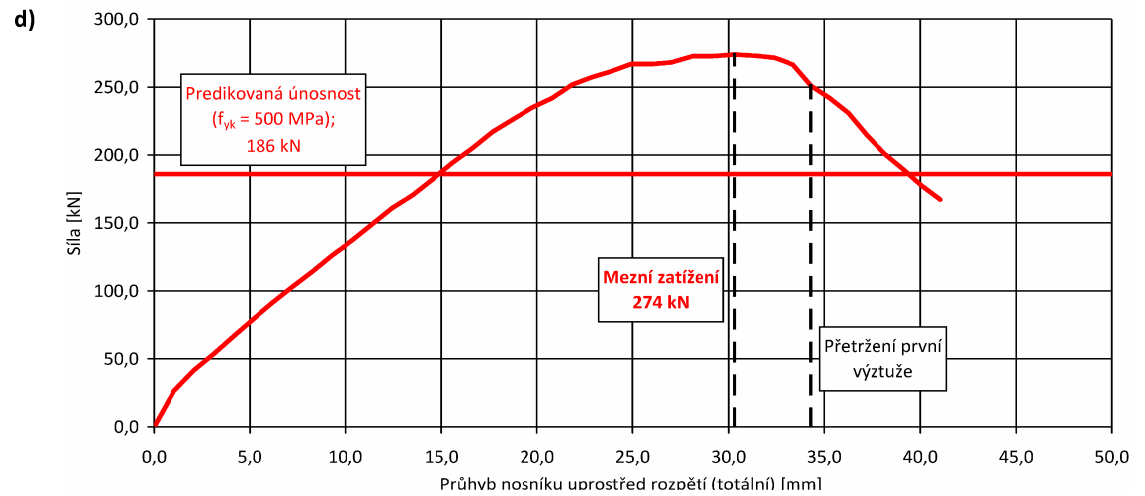
Obr. 7.23 Zhlaví C – stav poměrného přetvoření a napětí ve výztuži při mezním zatížení: a) třmíneková vyvážovací výztuž, b) tahová výztuž ozubu (informativně je také vykreslena doplňková výztuž v oblasti kotvení hl. tahové výztuže nosníku), c) šikmá vyvážovací výztuž



Nejvíce namáhaný první třmínek vyvěšovací výztuže
 $\epsilon = 3,142\%$ ($\epsilon_y = 0,274\%$, $\epsilon_u = 4,4\%$)

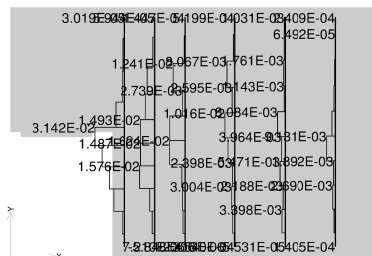


Porušení prvního třmínku první sady vyvěšovací výztuže



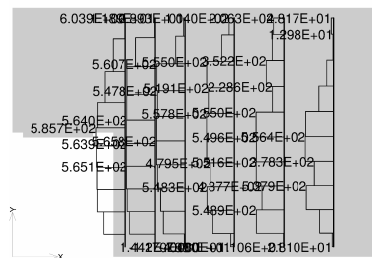
Obr. 7.24 Zhlaví D: a) schéma vyztužení zhlaví, b) stav při mezním zatížení, c) stav při přetržení první položky výztuže, d) graf závislosti působící síly a totálního průhybu uprostřed nosníku, e) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku

a)



První třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 3,142 \%$
 Posl. třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 1,624 \%$
 První třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 1,016 \%$
 Posl. třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,913 \%$

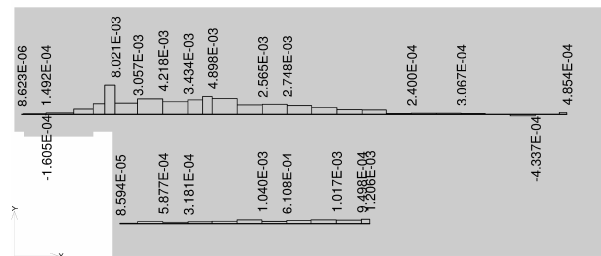
Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,274 \%$, $\epsilon_u = 4,4 \%$



První třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 586 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 566 \text{ MPa}$
 První třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 558 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 556 \text{ MPa}$

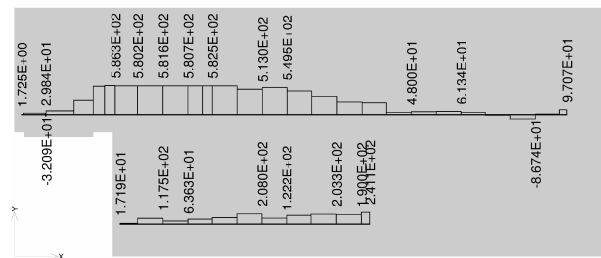
Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 548 \text{ MPa}$, $f_t = 597 \text{ MPa}$

b)



$\epsilon_{\max} = 0,802 \%$

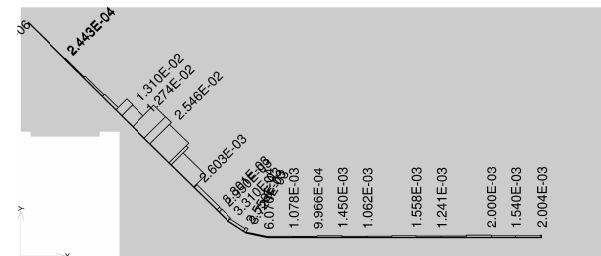
Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,290 \%$, $\epsilon_u = 4,3 \%$



$\sigma_{\max} = 586 \text{ MPa}$

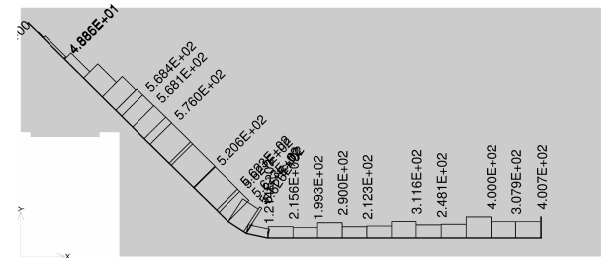
Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 580 \text{ MPa}$, $f_t = 626 \text{ MPa}$

c)



$\epsilon_{\max} = 2,546 \%$

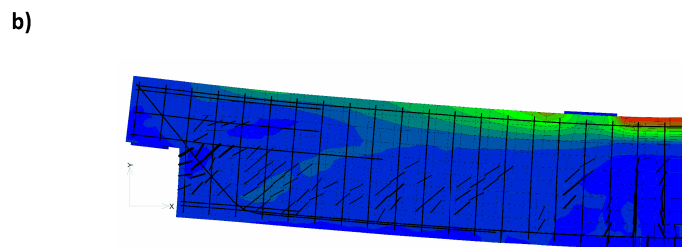
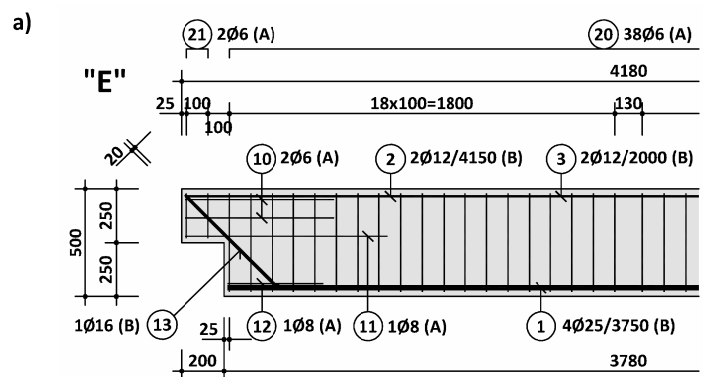
Použitá výztuž:
 B500B, $\epsilon_y = 0,281 \%$, $\epsilon_u = 9,7 \%$



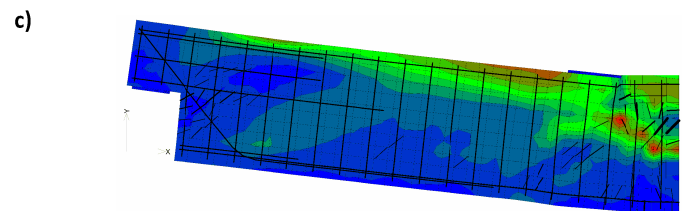
$\sigma_{\max} = 576 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500B, $f_y = 562 \text{ MPa}$, $f_t = 622 \text{ MPa}$

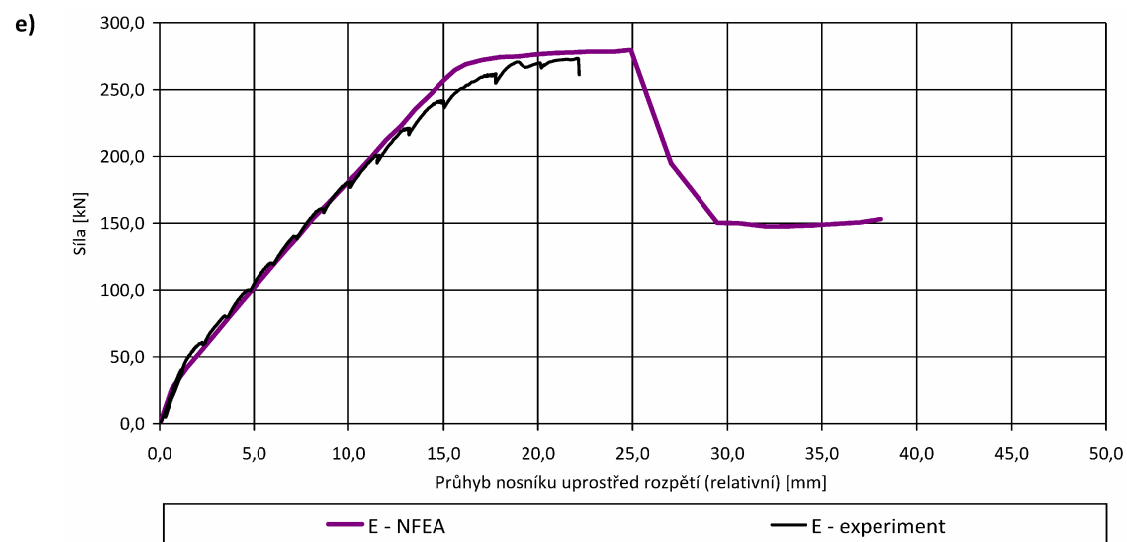
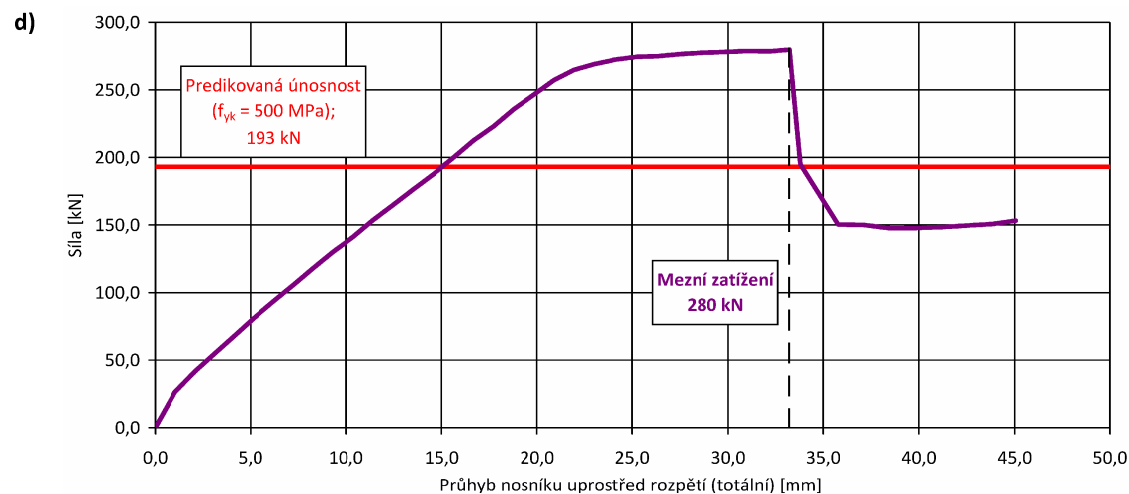
Obr. 7.25 Zhlaví *D* – stav poměrného přetvoření a napětí ve výztuži při mezním zatížení: a) třmíneková vyvšovací výztuž, b) tahová výztuž ozubu (informativně je také vykreslena doplňková výztuž v oblasti kotvení hl. tahové výztuže nosníku), c) šikmá vyvšovací výztuž



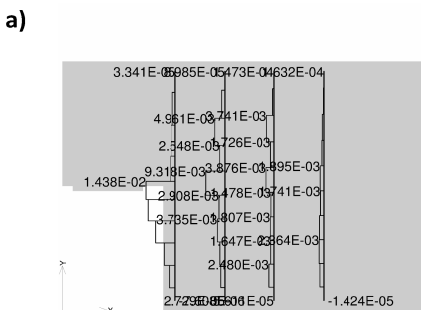
Nejvíce namáhaný první třmínek vyvěšovací výztuže
 $\epsilon = 1,438\%$ ($\epsilon_y = 0,274\%$, $\epsilon_u = 4,4\%$)
 Beton v tlačené zóně základního průřezu na mezi únosnosti



O porušení rozhoduje únosnost základního průřezu

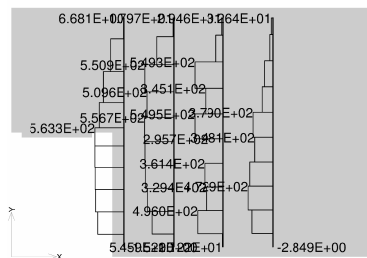


Obr. 7.26 Zhlaví E: a) schéma vyztužení zhlaví, b) stav při mezním zatížení, c) stav prezentující porušení základního průřezu, d) graf závislosti působící síly a totálního průhybu uprostřed nosníku, e) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku



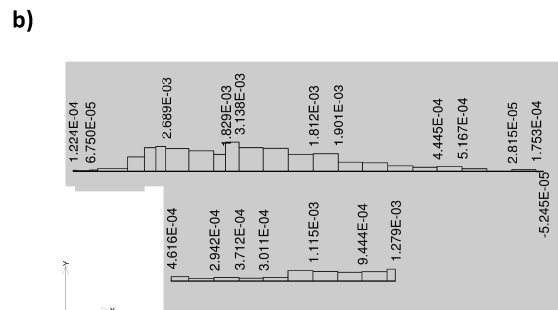
První třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 1,438 \%$
 Posl. třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 0,932 \%$
 První třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,388 \%$
 Posl. třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,236 \%$

Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,274 \%$, $\epsilon_u = 4,4 \%$



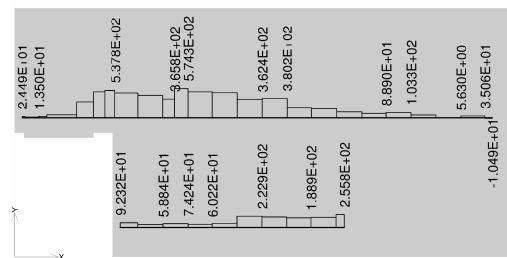
První třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 563 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 557 \text{ MPa}$
 První třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 550 \text{ MPa}$
 Posl. třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 473 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 548 \text{ MPa}$, $f_t = 597 \text{ MPa}$



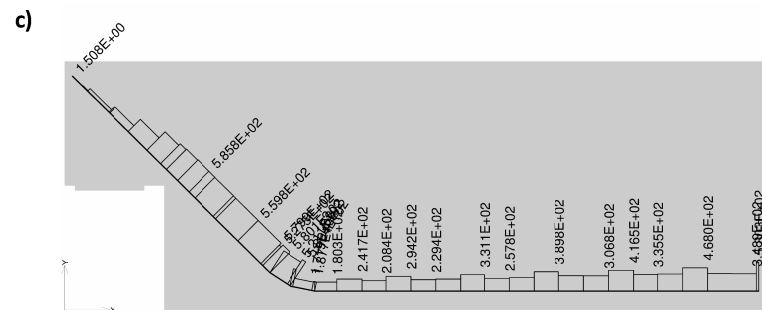
$\epsilon_{\max} = 0,314 \%$

Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,287 \%$, $\epsilon_u = 4,4 \%$



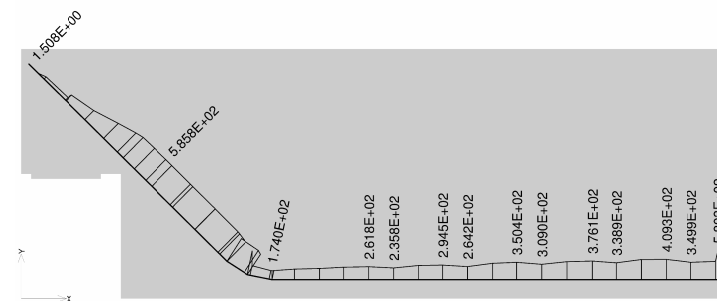
$\sigma_{\max} = 574 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 574 \text{ MPa}$, $f_t = 614 \text{ MPa}$



$\epsilon_{\max} = 1,414 \%$

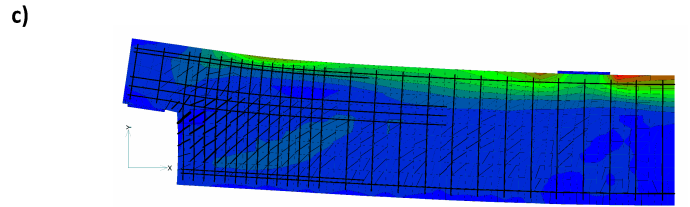
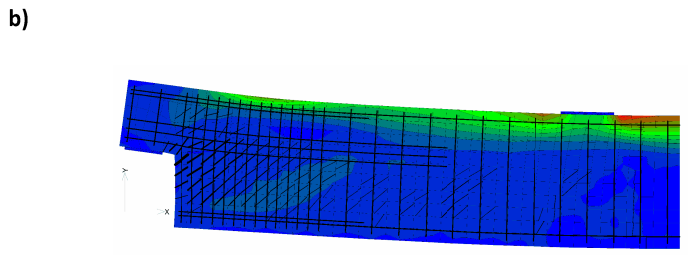
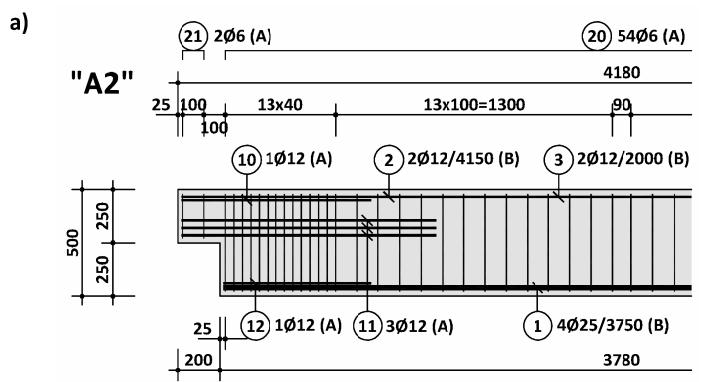
Použitá výztuž:
 B500B, $\epsilon_y = 0,290 \%$, $\epsilon_u = 14,0 \%$



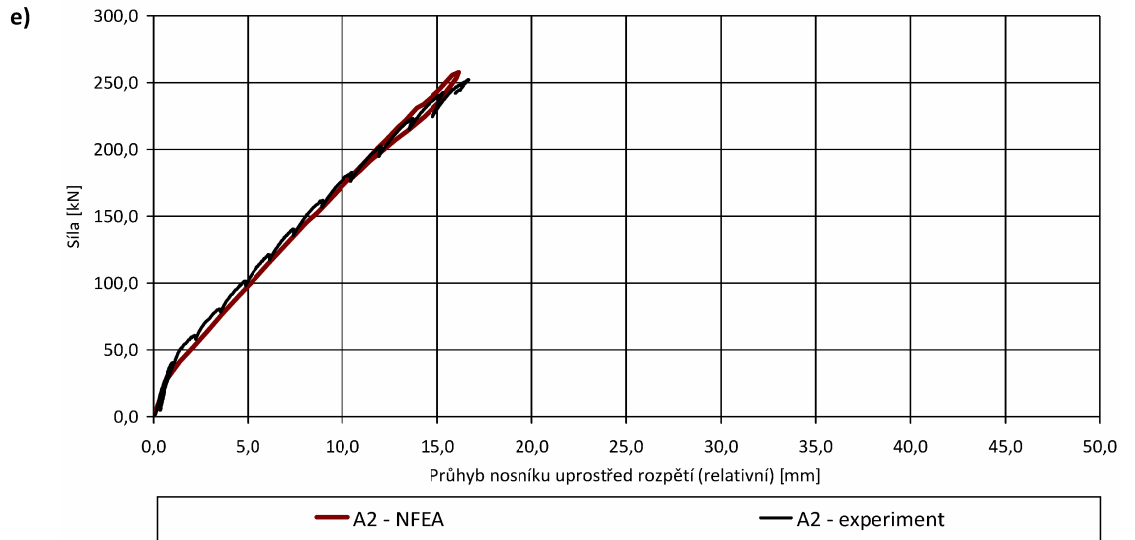
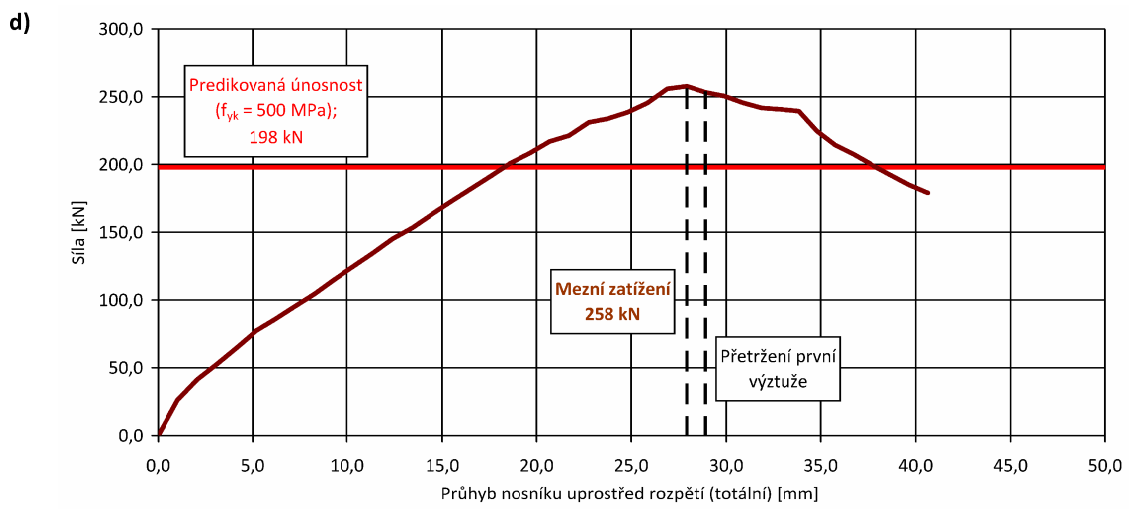
$\sigma_{\max} = 586 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500B, $f_y = 580 \text{ MPa}$, $f_t = 651 \text{ MPa}$

Obr. 7.27 Zhlaví E – stav poměrného přetvoření a napětí ve výztuži při mezním zatížení: a) třmíneková vyvážovací výztuž, b) tahová výztuž ozubu (informativně je také vykreslena doplňková výztuž v oblasti kotvení hl. tahové výztuže nosníku), c) šikmá vyvážovací výztuž

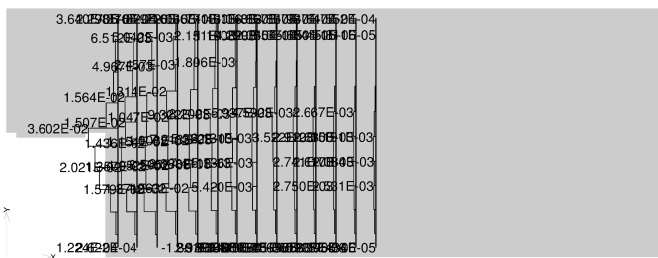


Porušení prvního třmínku první sady vyvěšovací výztuže



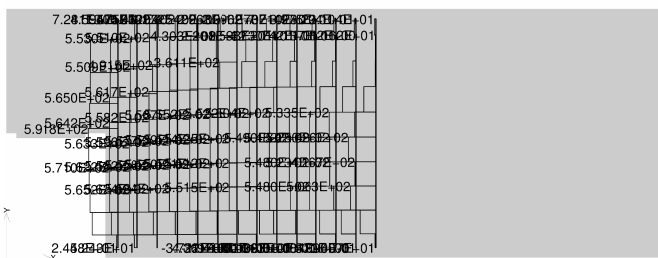
Obr. 7.28 Zhlaví A2: a) schéma vyztužení zhlaví, b) stav při mezním zatížení, c) stav při přetržení první položky výztuže, d) graf závislosti působící síly a totálního průhybu uprostřed nosníku, e) graf závislosti působící síly a relativního průhybu uprostřed nosníku

a)



První třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 3,602 \%$
 Poslední třmínek I. sady: $\epsilon_{\max} = 0,820 \%$
 První třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,613 \%$
 Poslední třmínek II. sady: $\epsilon_{\max} = 0,319 \%$

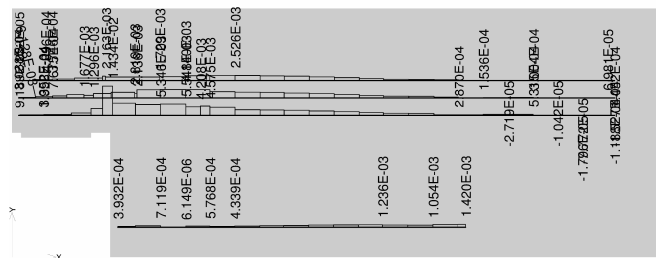
Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,274 \%$, $\epsilon_u = 4,4 \%$



První třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 592 \text{ MPa}$
 Poslední třmínek I. sady: $\sigma_{\max} = 555 \text{ MPa}$
 První třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 553 \text{ MPa}$
 Poslední třmínek II. sady: $\sigma_{\max} = 549 \text{ MPa}$

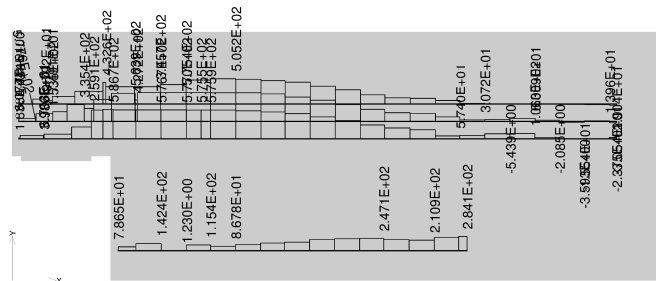
Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 548 \text{ MPa}$, $f_t = 597 \text{ MPa}$

b)



První smyčka: $\epsilon_{\max} = 1,434 \%$
 Druhá smyčka: $\epsilon_{\max} = 0,414 \%$
 Třetí smyčka: $\epsilon_{\max} = 0,253 \%$

Použitá výztuž:
 B500A, $\epsilon_y = 0,287 \%$, $\epsilon_u = 5,0 \%$



První smyčka: $\sigma_{\max} = 587 \text{ MPa}$
 Druhá smyčka: $\sigma_{\max} = 575 \text{ MPa}$
 Třetí smyčka: $\sigma_{\max} = 505 \text{ MPa}$

Použitá výztuž:
 B500A, $f_{0,2} = 574 \text{ MPa}$, $f_t = 626 \text{ MPa}$

Obr. 7.29 Zhlaví A2 – stav poměrného přetvoření a napětí ve výztuži při mezním zatížení: a) třmínková vyvážovací výztuž, b) tahová výztuž ozubu (informativně je také vykreslena doplňková výztuž v oblasti kotvení hl. tahové výztuže nosníku)

7.4 ZÁVĚRY PLYNOUCÍ Z VÝSLEDKŮ NUMERICKÉ ANALÝZY

Provedené výpočty ukázaly velmi dobrou shodu s experimentem v rámci stanovených mezních únosností. Nepatrně rozdílné výsledky byly dosaženy v rámci průhybů a šířek trhlin. Lze však konstatovat, že veškeré závěry plynoucí z výsledků zatěžovacích zkoušek, viz kap. 6.5, byly nelineární analýzou potvrzeny. Na rozdíl od experimentu, kde bylo použito pouze omezené množství tenzometrů pro sledování deformace výztuže a u kterých navíc došlo k jejich předčasnému selhání, bylo při numerické analýze možné detailně zkoumat stav napětí a přetvoření na všech položkách výztuže. Z praktického hlediska je možné prohlásit, že předpoklad výpočtu o namáhání veškeré vyvěšovací výztuže a vodorovné výztuže ozubu napětím na mezi kluzu v mezním stavu únosnosti byl splněn.

8 ZÁVĚR

Disertační práce se zabývá analýzou *detailu uložení prvku ozubem*, který je jedním z nejvíce používaných detailů v oblasti prefabrikovaných konstrukcí pozemních staveb.

V úvodní části disertační práce (kap. 2) byl popsán současný stav řešené problematiky. Nejprve byl vymezen pojem *detail* ze statického hlediska a popsány možné metody jeho řešení. Presentována byla důležitost správného návrhu pro bezpečnost celé konstrukce. Zbývající část této pasáže byla již věnována výhradně detailu uložení prvku ozubem. Byly shrnuty známé způsoby konstrukčního a statického řešení a stručně popsán dosavadní experimentální výzkum v této oblasti. Cílem úvodní části bylo také představit *metodu příhradové analogie* jako vhodný nástroj pro konzistentní řešení detailu, prvku nebo celé konstrukce.

V druhé části disertační práce (kap. 4) byl prezentován teoretický základ výše uvedené metody, který lze využít jako komentář pro praxi. Jedná se o syntetickou kompilaci informací ze zahraniční odborné literatury doplněnou autorovým komentářem. Byla popsána základní koncepce metody a její začlenění v poměrně početné skupině teorií využívajících příhradové analogie při svém popisu chování prvků namáhaných smykem, příp. kroucením. Uvedena byla obecná metodika navrhování a posuzování včetně popisu jednotlivých komponent příhradového modelu. Primární snahou při tvorbě textu bylo popsat podstatu problematiky, nikoli uvádět výčet konkrétních vzorců a čísel, které jsou jednak její pouhou formální interpretací a jednak jsou normově závislé. Autor práce si je vědom českých publikací na toto téma, viz např. [32], [59], [60], [61], [62], [63], [64], [65], [66] a [67], přesto se domnívá, že text podobného charakteru u nás zatím chybí.

Třetí část disertační práce (kap. 5) byla věnována statickému řešení detailu uložení prvku ozubem metodou příhradové analogie. Byly popsány vybrané praktické problémy plynoucí ze známého řešení podle německého přístupu a teoreticky zpracována jeho autorem navržená modifikace zohledňující způsob vyztužování v praxi. Praktická aplikace navrhované úpravy je součástí výpočetního postupu, který je uveden ve formě komplexního komentovaného příkladu v příloze A.

Čtvrtá část disertační práce (kap. 6) se zabývala experimentálním ověřením analyzovaného detailu, které mělo za úkol především verifikovat výpočetní postup používaný pro jeho návrh, vliv použitého poměru svislé a šikmé vyvěšovací výztuže na únosnost a chování detailu během zatěžování a také oprávněnost empirického požadavku na rozmístění vyvěšovacích třmínků podle kap. 2.3.3. Zatěžovací zkoušky úspěšně ověřily výpočet používaný pro dimenzování prezentovaného detailu, který je součástí přílohy A. Z jejich výsledků také vyplývá, že volba poměru svislé a šikmé vyvěšovací výztuže nemá v rámci praktického vyztužování zásadní vliv na mezní únosnost, ale pouze na vznik, rozvoj a výslednou šířku trhlin. Obecně lze prohlásit, že s rostoucím poměrem šikmé vyvěšovací výztuže klesá šířka a hustota trhlin ve všech stádiích zatěžování. S ohledem na jejich omezení v provozním stadiu se doporučuje navrhovat alespoň konstrukční šikmou výztuž. Výrazně negativní vliv

nedodržení požadavku na rozmístění svislých třmínků podle kap. 2.3.3 se v tomto případě neprokázal. Nicméně, u zhlaví A2, které tento požadavek nesplňovalo, bylo dosaženo nejnižší únosnosti a také nebylo možné pozorovat prakticky žádné duktilní chování. Z tohoto důvodu se doporučuje výše uvedený požadavek pokud možno dodržovat.

V poslední části disertační práce (kap. 7) byla provedena numerická simulace experimentu pomocí fyzikálně-nelineární analýzy programem ATENA [73]. Byly popsány použité výpočtové modely a vstupní parametry materiálů. Při výpočtech se vycházelo z reálných materiálových charakteristik betonu a výztuže vycházejících z doprovodných materiálových zkoušek betonu provedených v rámci experimentu a z inspekčních certifikátů výztuže od jejich dodavatelů. Provedené výpočty ukázaly velmi dobrou shodu s experimentem v rámci stanovených mezních únosností. Nepatrně rozdílné výsledky byly dosaženy v rámci průhybů a šířek trhlin. Lze však konstatovat, že veškeré výše uvedené závěry plynoucí z výsledků zatěžovacích zkoušek byly nelineární analýzou potvrzeny. Na rozdíl od experimentu, kde bylo použito pouze omezené množství tenzometrů pro sledování deformace výztuže a u kterých navíc došlo k jejich předčasnému selhání, bylo při numerické analýze možné detailně zkoumat stav napětí a přetvoření na všech položkách výztuže. Z praktického hlediska je možné prohlásit, že předpoklad výpočtu o namáhání veškeré vyvěšovací výztuže a vodorovné výztuže ozubu napětím na mezi kluzu v mezním stavu únosnosti byl splněn.

V dnešní době již nečiní příliš velké potíže provádět poměrně rozsáhlé nelineární výpočty vybraných částí nebo dokonce celých konstrukcí a vývoj jde v této oblasti neustále vpřed. Při praktickém navrhování může být však překážkou nejen nutnost postupovat přes globální součinitel spolehlivosti, ale také zvýšený nárok na teoretické znalosti uživatele oproti „běžným“ normovým výpočetním postupům každodenní inženýrské praxe. Tyto problémy se v současné době snaží odstranit nový a pravděpodobně zcela ojedinělý software pro řešení detailů betonových konstrukcí IDEA StatiCa Detail [50], který byl uveden na trh v samotném závěru zpracování předkládané disertační práce. Na základě autorovi dostupných informací má tento program oprávněné ambice nahradit metodu příhradové analogie v podobě, v jaké je prezentována v této práci. Přesto se autor této práce domnívá, že „zjednodušené“ metody mají stále svoji nezastupitelnou roli v portfoliu každého statika.

Vzhledem k významu detailů u prefabrikovaných konstrukcí, které se na rozdíl od konstrukcí monolitických nevyznačují příliš vysokou statickou neurčitostí a s ní spojenou možnou rezervou, je třeba dále věnovat pozornost této problematice, a to nejen po stránce teoretického modelování, ale také po stránce experimentálního ověřování.

9 LITERATURA

NORMY A PŘEDPISY

- [1] ČSN 73 1201: 1976 *Navrhování betonových konstrukcí*. Praha: Vydavatelství Úřadu pro normalizaci a měření, říjen 1967.
- [2] ČSN 73 1201: 1986 *Navrhování betonových konstrukcí*. Praha: Vydavatelství Úřadu pro normalizaci a měření, srpen 1986.
- [3] ČSN P ENV 1992-1-1: 1994 *Navrhování betonových konstrukcí, Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. Praha: Český normalizační institut, prosinec 1994.
- [4] ČSN EN 1992-1-1: 2011 *Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. Ed. 2. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, červenec 2011.
- [5] DIN 1045-1: 2008 *Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton – Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. Berlin: Normenausschuss Bauwesen (NABau) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., August 2008.
- [6] ACI 318-14: 2014 *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI318-14) and Commentary*. Farmington Hills (Michigan): American Concrete Institute, September 2014 (First Printing). ISBN 978-0-87031-930-3.
- [7] ACI 445R-99: 1999 *Recent Approaches to Shear Design of Structural Concrete*. Farmington Hills (Michigan): American Concrete Institute, November 1999. ISBN 978-0-87031-467-4.
- [8] CSA A23.3-14: 2014 *Design of concrete structures*. Mississauga (Ontario): Canadian Standard Association, June 2004. ISBN 978-1-77139-390-4.
- [9] FIP Recommendations: 1996 *Practical Design of Structural Concrete*. London: SETO, September 1999. ISBN 1-874266-48-4.
- [10] PCI Design Handbook: 1999 *Precast and Prestressed Concrete. 5th edition*. Chicago: Precast/Prestressed Concrete Institute, 1999. ISBN 0-937040-60-6.
- [11] PCI Design Handbook: 2004 *Precast and Prestressed Concrete. 6th edition*. Chicago: Precast/Prestressed Concrete Institute, 2004. ISBN 90-937040-71-1.
- [12] PCI Design Handbook: 2010 *Precast and Prestressed Concrete. 7th edition*. Chicago: Precast/Prestressed Concrete Institute, 2010. ISBN 978-0-937040-87-4.
- [13] CPCI Design Manual 4: 2007 *Precast and Prestressed Concrete. 4th edition*. Ottawa: Canadian Precast/Prestressed Concrete Institute, 2007. ISBN 978-0-9691816-8-2.

- [14] CEB-FIP Model Code: 1990 *Design Code*. London: Thomas Telford, 1993. ISBN 0-7277-1696-4.
- [15] DIN 1045: 1988 *Beton und Stahlbeton: Bemessung und Ausführung*. Berlin: Normenausschuss Bauwesen (NABau) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Juli 1988.
- [16] DIN EN 1992-1-1: 2011 *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Berlin: Normenausschuss Bauwesen (NABau) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Januar 2011.

KNIŽNÍ PUBLIKACE, MONOGRAFIE A UČEBNICE

- [17] Elliott, K. S. – Jolly, C. K.: *Multi-storey Precast Concrete Framed Structures. Second Edition*. Chichester (West Sussex, UK): Wiley Blackwell, 2013. ISBN 978-1-4051-0614-6.
- [18] Hsu, T.T.C.: *Unified Theory of Reinforced Concrete*. Boca Raton (Florida): CRC Press, 1993. ISBN 0-8493-8613-6.
- [19] Muttoni, A. – Schwarz, J. – Thürlimann, B.: *Design of Concrete Structures with Stress Fields*. Basel: Birkhäuser Verlag, 1997. ISBN 3-7643-5491-7.
- [20] Collins, M. P. – Mitchell, D.: *Prestressed Concrete Structures*. Englewood Cliffs (New Jersey): Prentice-Hall, 1991. ISBN 0-13-691635-X.
- [21] Reineck, K.-H. (Editor): *SP-208: Examples for the Design of Structural Concrete with Strut-and-Tie Models*. Farmington Hills (Michigan): American Concrete Institute, 2002. ISBN 0-87031-086-0.
- [22] Reineck, K.-H. – Novak, L. C. (Editors): *SP-273: Further Examples for the Design of Structural Concrete with Strut-and-Tie Models*. Farmington Hills (Michigan): American Concrete Institute, February 2011 (Second Printing). ISBN 978-0-87031-392-9.
- [23] Hawkins, N. M. – Kuchma, D. A. – Mast, R. F. – March, M. L. – Reineck, K.-H.: *Simplified Shear Design of Structural Concrete Members: Appendixes: NCHRP Web-Only Document 78* [online]. Transportation Research Board of the National Academies, July 2005 [cit. 2017-12-31]. Dostupné z: <http://www.trb.org/>
- [24] Duthinh, D. – Carino, N. J.: *Shear Design of High-Strength Concrete Beams: A Review of the State-of-the-Art*. [online]. National Institute of Standards and Technology, August 1996 [cit. 2017-12-31]. Dostupné z: <http://www.nist.gov/>
- [25] Jirásek, M. – Zeman, J.: *Přetváření a porušování materiálů: Dotvarování, plasticita, lom a poškození*. Praha: České vysoké učení technické v Praze, prosinec 2008 (dotisk prvního vydání). ISBN 978-80-01-03555-9.

- [26] Thürlimann, B. – Marti, P. – Pralong, J. – Ritz, P. – Zimmerli, B.: *Anwendung der Plastizitätstheorie auf Stahlbeton*. Zürich: ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, März 1983.
- [27] Leonhardt, F. – Mönning, E.: *Vorlesungen über Massivbau. Dritter Teil: Grundlagen zum Bewehren im Stahlbetonbau*. Berlin: Springer Verlag, 1977 (3. Auflage). ISBN 3-540-08121-6.
- [28] Eligehausen, R. – Gerster, R.: *Das Bewehren von Stahlbetonbautailen: Erläuterungen zu verschiedenen gebräuchlichen Bauteilen*. (DafStb-Heft 399). Berlin: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, 1993. ISBN 3-410-65599-9.
- [29] Deutscher Beton-Verein e. V.: *Beispiele zur Bemessung nach DIN 1045*. Wiesbaden: Bauverlag, 1991 (5. neubearbeitete und erweiterte Auflage). ISBN 3-7625-2652-4.
- [30] Bachmann, H. – Steinle, A.: *Precast concrete structures*. Berlin: Ernst&Sohn, 2011. ISBN 978-3-433-02960-2.
- [31] Tilmann, M.: *Knotenverbindungen für Betonfertigteile. Hinweise für Bemessung und Konstruktion*. Bonn: Fachvereinigung Deutscher Betonfertigteilebau e.V., 2011.
- [32] Navrátil, J.: *Předpjaté betonové konstrukce*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, květen 2004. ISBN 80-214-2649-7.
- [33] Bilčík, J. – Fillo, L.: *Betónové konštrukcie. Konštruovanie pomocou prútových modelov*. Bratislava: Slovenská technická univerzita v Bratislavě, 2002 (2. vydanie). ISBN 80-227-1687-1.

KAPITOLY V MONOGRAFIÍCH

- [34] Schäfer, K.: Nodes. In: Fédération Internationale du Béton (fib). *Structural Concrete: Textbook on Behaviour, Design and Performance: Updated knowledge of the CEB/FIP Model Code 1990: Volume 2*. Lausanne: fib, July 1999. s. 257-275. ISBN 2-88394-042-8.
- [35] Schäfer, K.: Deep beams and discontinuity regions. In: Fédération Internationale du Béton (fib). *Structural Concrete: Textbook on Behaviour, Design and Performance: Updated knowledge of the CEB/FIP Model Code 1990: Volume 3*. Lausanne: fib, December. s. 141-184. ISBN 2-88394-043-6.
- [36] Kuchma, D. A. – Foster, S. – Tjhin, T.: Strut-and-tie modelling. In: Fédération Internationale du Béton (fib). *Practitioners' guide to finite element modelling of reinforced concrete structures*. Lausanne: fib, June 2008. s. 265-306. ISBN 978-2-88394-085-7.
- [37] Schlaich, J. – Schäfer, K.: Konstruieren im Stahlbetonbau. In: J. Eibl (Hrsg.). *Beton-Kalender 2001*. Berlin: Ernst&Sohn, 2001. Teil II, Abschnitt E, s. 311-492. ISBN 3-433-01583-X.

- [38] Schlaich, J. – Schäfer, K.: Konstruieren im Stahlbetonbau. In: G. Franz (Hrsg.). *Beton-Kalender 1989*. Berlin: Ernst&Sohn, 1989. Teil II, Abschnitt E, s. 536-715. ISBN 3-433-01106-0.
- [39] Reineck, K.-H.: Modellierung der D-Bereiche von Fertigteilen. In: K. Bergmeister und J.-D. Wörner (Hrsg.). *Beton-Kalender 2005: Fertigteile – Tunnelbauwerke*. Berlin: Ernst&Sohn, 2005. Band 2, Abschnitt XI, s. 243-296. ISBN 3-433-01670-4.
- [40] Reineck, K.-H.: Strut-and-tie models utilizing concrete tension fields. In: Fédération Internationale du Béton (fib). *Design Examples for Strut-and-tie Models*. Lausanne: fib, September 2011. s. 185-195. ISBN 978-2-88394-101-4.
- [41] Reineck, K.-H. – Lourenço, M. S. – Almeida J. F. – Haugerud S. A.: Gaining experience with strut-and-tie models for the design of concrete structures. In: Fédération Internationale du Béton (fib). *Design Examples for Strut-and-tie Models*. Lausanne: fib, September 2011. s. 197-216. ISBN 978-2-88394-101-4.
- [42] Sigrist, V. – Alvarez, M. – Kaufmann, W.: Shear and Flexure in Structural Concrete Beams. Comité Euro-International du Béton (CEB). *CEB Bulletin d'Information No. 223: Ultimate Limit State Design Models: A state-of-art report by CEB Task Group 2.3*. Lausanne: CEB, June 1995, s. 7-49. ISBN 2-88394-026-0.
- [43] Fingerloos, F. – Stenzel, G.: Konstruktion und Bemessung von Details nach DIN 1045. In: K. Bergmeister und J.-D. Wörner (Hrsg.). *Beton-Kalender 2007: Verkehrsbauten – Flächentragwerke*. Berlin: Ernst&Sohn, 2007. Band 2, Abschnitt XI, s. 323-374. ISBN 3-433-01833-2.
- [44] Steinle, A. – Bachmann, H. – Tillmann, M.: Bauen mit Betonfertigteilen im Hochbau. In: K. Bergmeister, F. Fingerloos und J.-D. Wörner (Hrsg.). *Beton-Kalender 2016: Beton im Hochbau, Silos und Behälter*. Berlin: Ernst&Sohn, 2016. Band 1, Abschnitt III, s. 237-472. ISBN 978-3-433-03074-5.

ODBORNÉ ČLÁNKY A PŘÍSPĚVKY

- [45] Schlaich, J. – Schäfer, K. – Jennewein, M.: Towards a Consistent Design of Structural Concrete. *PCI Journal*. May-June 1987, Vol. 32, No. 3, s. 74-150.
- [46] Schlaich, J. – Schäfer, K.: Design and Detailing of Structural Concrete Using Strut-and-Tie Models. *The Structural Engineer*. March 1991, Vol. 69, No. 6, s. 113-125.
- [47] Marti, P.: Basic Tools of Reinforced Concrete Beam Design. *ACI Journal*. January-February 1985, Vol. 82, No. 1, s. 46-56.
- [48] Červenka, V. – Červenka, J.: Computer Simulation as a Design Tool for Concrete Structures. In: *Proceedings of The Second International Conference in Civil Engineering on Computer Applications, Research and Practice (ICCE-96)*. Bahrain: 1996.

- [49] Červenka, V. – Eligehausen, R. – Pukl, R.: Computer Models of Concrete Structures. Computer Models of Concrete Structures. In: *IABSE Reports Vol. 62: Colloquium Stuttgart 1991: Structural Concrete*. Zürich: IABSE, 1991, s. 311-320. ISBN 3-85748-063-7.
- [50] Navrátil, J. – Ševčík, P. – Michalčík, L. – Foltyn, P. – Kabeláč, J.: Řešení stěn a detailů betonových konstrukcí. In.: *24. Betonářské dny 2017: Sborník ke konferenci*. Litomyšl: Česká betonářská společnost ČSSI, 2017. ISBN 978-80-906759-0-2.
- [51] Steinle, A. – Rostásy, F. S.: Zum Tragverhalten ausgeklingter Trägerenden. *Betonwerk + Fertigteil-Technik*. Heft 6/1975, s. 270-277. Heft 7/1975, s. 337-341.
- [52] Mattock, A. H. – Chan, T., C.: Design and Behaviour of Dapped-End Beams. *PCI Journal*. November-December 1979, Vol. 24, No. 6, s. 28-45.
- [53] Mattock, A. H. – Theryo, T., S.: Strength of Precast Prestressed Concrete Members with Dapped-End. *PCI Journal*. September-October 1986, Vol. 31, No. 5, s. 58-75.
- [54] Nagrodzka-Godycka, K. – Piotrkowski, P.: Experimental Study of Dapped-End Beams Subjected to Inclined Load. *ACI Journal*. January-February 2012, Vol. 109, No. 1, s. 11-20.
- [55] Lu, W.-Y. – Chen, T.-C. – Lin, I.-J.: Shear Strength of Reinforced Concrete Dapped-End Beams with Shear Span-To-Depth Ratios Larger than Unity. *Journal of Marine Science and Technology*. Vol. 23, No. 4, s. 431-442 (2015).
- [56] Desnerck, P. – Lees, J. M. – Morley, Ch. T.: Impact of the Reinforcement Layout on the Load Capacity of Reinforced Concrete Half-Joints. *Engineering Structures*. Vol. 127, s. 227-239 (2016).
- [57] Botros, W. A. – Klein, G. J. – Lucier G. W. – Rizkalla S. H. – Zia, P.: Dapped Ends of Prestressed Concrete Thin-Stemmed Members: Part 1, Experimental Testing and Behaviour. *PCI Journal*. March-April 2017, Vol. 62, No. 2, s. 61-82.
- [58] Klein, G. – Botros, A. – Andrews, B. – Holloway, K.: Dapped Ends of Prestressed Concrete Thin-Stemmed Members: Part 2, Design. *PCI Journal*. March-April 2017, Vol. 62, No. 2, s. 83-100.
- [59] Kohoutková, A. – Vašková, J.: Zavádění EN 1992: „Navrhování betonových konstrukcí“ do praxe – Poruchové oblasti. *Beton TKS*. 6/2004, s.32-36.
- [60] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 5/2009, s. 80-85.
- [61] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování konzol s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 6/2009, s. 48-53.
- [62] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování nepřímou uložených a složených konzol s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 1/2010, s. 46-53.

- [63] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování ozubů nosníků a desek s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 2/2010, s. 102-106.
- [64] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování prostupů nosníků s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 3/2010, s. 48-56.
- [65] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování rámových rohů s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 5/2010, s. 66-73.
- [66] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování stěnových nosníků s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 6/2010, s. 52-59.
- [67] Procházka, J. – Šmejkal, J.: Navrhování základových konstrukcí s použitím modelů náhradní příhradoviny. *Beton TKS*. 2/2011, s. 76-86.

OSTATNÍ

- [68] Cook, W. D.: *Studies of Reinforced Concrete near Discontinuities*. Montreal: McGill University, 1987. PhD Thesis, Faculty of Graduate Studies and Research, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics.
- [69] So, K. M. P.: *The Behaviour of Thin Stemmed Precast Prestressed Concrete Members with Dapped Ends*. Montreal: McGill University, 1989. M.Eng. Thesis, Faculty of Graduate Studies and Research, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics.
- [70] Barton, D. L. – Anderson, R. B. – Bouadi, A. – Jirsa, J. O. – Breen, J. E.: *An Investigation of Strut-and-Tie Models for Dapped Beam Details*. Research Report No. 1127-1. Austin: The University of Texas at Austin, Center for Transportation Research, 1991.
- [71] Peng, T.: *Influence of Detailing on Response of Dapped End Beams*. Montreal: McGill University, 2009. M.Eng. Thesis, Faculty of Graduate Studies and Research, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics.
- [72] Falcón, J. M.: *Estudio del comportamiento en servicio y rotura de los apoyos a medie madera*. València : Universitat Politècnica de València, 2015. PhD Thesis, Universitat Politècnica de València, Departamento de Ingeniería de la Construcción y de Proyectos de Ingeniería Civil. Departamento de Ingeniería de la Construcción y de Proyectos de Ingeniería Civil. ISBN 978-84-9048-436-4.
- [73] Červenka, V. – Jendele, L. – Červenka, J.: *ATENA Program Documentation. Part 1. Theory*. Prague: Červenka Consulting, 2016.
- [74] *Inspekční certifikát č. 924/13/a, 1104/13/a, 1143/13/a a 1169/13/a*. Železárný-Annahütte, spol. s r.o., 2013.
- [75] *Inspection certificate no. 1000086550, 1000134024 a 1000123215*. ArcelorMittal Ostrava a.s., 2013.

- [76] *Inspection certificate no. 73525009*. CELSA Huta Ostrowiec Sp. z o.o., 2013.
- [77] *Inspection certificate no. 80995165 125800E726*. CMC Poland Sp. z o.o., 2013.
- [78] Zich, M. – Daněk, P. – Slánský, B.: *Experimentální ověření únosnosti smykových ozubů prefabrikovaných nosníků. Výzkumná zpráva*. Brno: VUT v Brně. Fakulta stavební. Ústav betonových a zděných konstrukcí, 2014.
- [79] Johnson, P.-M. – Couture, A. – Nicolet, R.: *Commission of Inquiry into the Collapse of a Portion of the de la Concorde Overpass. Report*. Montreal: Gouvernement du Québec, 2017. ISBN 978-2-550-50961-5.
- [80] *PFEIFER-Stahlaufleger PS-A*. PFEIFER Seil- und Habetechnik GmbH, 11/2015.

PUBLIKACE AUTORA

- [81] Hasa, M. – Zich, M.: Experimentální ověření únosnosti ozubů prefabrikovaných nosníků. In.: *21. Betonářské dny 2014: Sborník ke konferenci*. Hradec Králové: Česká betonářská společnost ČSSI, 2014. ISBN 978-80-903806-7-7.
- [82] Hasa, M. – Zich, M.: Experimental Verification of Precast Dapped-End Beams. In.: *Advanced Materials Research, Volume 1106, Proceedings from 21st Czech Concrete Day 2014*. Pfaffikon: Trans Tech Publications, 2014. ISBN 978-0-00003-132-7.
- [83] Zich, M. – Hasa, M.: Vyztužování ozubů prefabrikovaných nosníků. In.: *Betonářské dny 2016. Zborník príspevkov*. Bratislava: Slovenská technická univerzita v Bratislavě, 2016. ISBN 978-80-227-4622-9.
- [84] Hasa, M. – Zich, M.: Nelineární analýza únosnosti ozubů prefabrikovaných nosníků. In.: *23. Betonářské dny 2016: Sborník ke konferenci*. Litomyšl: Česká betonářská společnost ČSSI, 2016. ISBN 978-80-906097-6-1.
- [85] Hasa, M. – Zich, M.: Nonlinear Analysis of Precast Dapped-End Beams. In.: *23rd Concrete Days 2016, Solid State Phenomena, Vol. 259*. Zurich: Trans Tech Publications, 2016. ISBN 978-3-0357-1105-9, ISSN 1012-0394.

PŘÍLOHA A

PŘÍKLAD POSOUZENÍ ULOŽENÍ PRVKU OZUBEM

V této příloze je prezentováno dimenzování detailu uložení prvku ozubem v podobě detailního komentovaného příkladu, a to jednak podle současně platné evropské normy ČSN EN 1992-1-1 [4] a jednak podle německé normy DIN 1045 [15] z roku 1988. Výpočet podle německé normy je zde uveden zejména z důvodu jeho mnohaletého používání v autorově projekční praxi a může tak posloužit pro srovnání. Předkládaný způsob posouzení vychází z velké části z postupu uvedeného v publikaci [29] a příspěvku [51], který byl postupem času autorem modifikován do podoby uvedené v této práci. Za zmínku stojí srovnání obou posudků zejména v oblasti výpočtu kotvení (stykování) výztuže, které je pro tento detail jedním z determinujících parametrů.

V příkladech je prezentována praktická aplikace autorem navrhované úpravy německého přístupu podle kap. 5.2. Tento výpočet je v příkladech označen jako *alternativní* a je řazen vždy až za výpočet vycházejícího z původního německého přístupu zohledňujícího sklon první tlačené diagonály při posuzování délky vodorovné výztuže ozubu.

Vyjma označení geometrických veličin a legendy výztuže použité na Obr. A.1, který je shodný s Obr. 2.20 v kap. 2.3.3, je v příkladech snaha v maximální možné míře dodržovat názvosloví a normové označení veličin v souladu s výše uvedenými normami.

Všechna zhlaví z experimentální části (kap. 6) byla posouzena dále uvedeným způsobem. Pro detailní prezentaci výpočtu v této práci bylo vybráno zhlaví B.

Výpočet predikované únosnosti V_{pred} pro potřeby zatěžovacích zkoušek byl vztažen k charakteristické mezi kluzu $f_{yk} = 500$ MPa, viz Tab. A.1. Její hodnota odpovídá zhruba (viz poznámka níže) účinné ploše vyvěšovací výztuže namáhané napětím rovným charakteristické mezi kluzu výztuže a lze ji tedy vypočítat ze vztahu:

$$V_{\text{pred}} = (A_{\text{sv}} + A_{\text{si}} \cdot \sin \alpha_{\text{si}}) \cdot f_{yk}$$

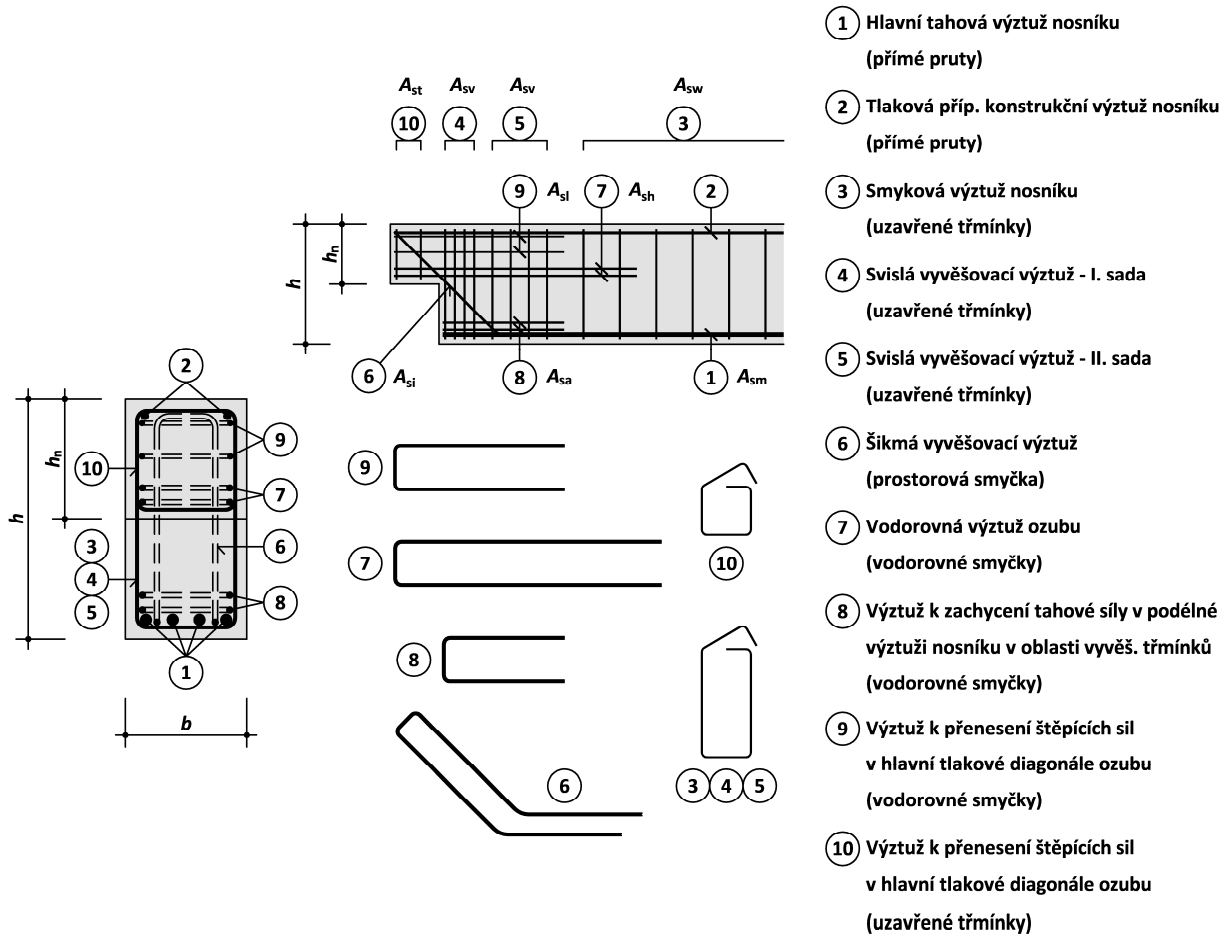
kde: A_{sv} je plocha I. sady svislé vyvěšovací výztuže

A_{si} plocha šikmé vyvěšovací výztuže

α_{si} odklon šikmé vyvěšovací výztuže od osy nosníku

f_{yk} charakteristická mez kluzu výztuže

Poznámka: Jak bylo v kap. 6.1 uvedeno, způsob vyztužení jednotlivých zhlaví byl zvolen tak, aby o teoretickém (výpočetně stanoveném) porušení zhlaví vždy rozhodovala téměř současně únosnost vyvěšovací výztuže a vodorovné výztuže ozubu, resp. její zakotvení. Konfiguraci geometrie ozubu a vyztužení jednotlivých zhlaví bylo nutné nejprve ladit iteračně. Veškeré tyto výpočty probíhaly v tabulkovém procesoru Microsoft Excel podle postupu uvedeného v této příloze.



Obr. A.1 Legenda výztuže a jejího značení

Tab. A.1 Tabulka vyztužení jednotlivých zhlaví a odpovídajících predikovaných únosností

Zhlaví	Způsob vyztužení, viz Obr. A.1						V_{pred} [kN]
	A_{sv} [mm ²]	A_{si} [mm ²]	A_{sh} [mm ²]	A_{sa} [mm ²]	A_{st} [mm ²]	A_{sl} [mm ²]	
A1	4x 2Ø8 402	-	2x 2Ø12 452	2x 2Ø12 452	2x 2Ø8 201	2x 2Ø8 201	200
B	3x 2Ø8 302	1x 2Ø10 157	2x 2Ø10 314	2x 2Ø10 314	2x 2Ø8 201	2x 2Ø8 201	205
C	4x 2Ø6 226	1x 2Ø12 226	1x 2Ø12 226	1x 2Ø12 226	2x 2Ø6 113	2x 2Ø6 113	186
D	3x 2Ø6 170	1x 2Ø14 308	1x 2Ø10 157	1x 2Ø10 157	2x 2Ø6 113	2x 2Ø6 113	186
E	2x 2Ø6 113	1x 2Ø16 402	1x 2Ø8 101	1x 2Ø8 101	2x 2Ø6 113	2x 2Ø6 113	193
A2	2x 7Ø6 396	-	3x 2Ø12 679	1x 2Ø12 226	2x 2Ø6 113	1x 2Ø12 226	198

Redukční součinitel pevnosti betonu:

$$\nu' = 1 - \frac{f_{ck}}{250} = 1 - \frac{35}{250} = 0,860$$

Charakteristická pevnost betonu v dostředném tahu – 5% kvantil:

$$f_{ctk,0,05} = 2,2 \text{ MPa}$$

Návrhová pevnost betonu v tahu:

$$f_{ctd} = \frac{\alpha_{ct} \cdot f_{ctk,0,05}}{\gamma_C} = \frac{1,0 \cdot 2,2}{1,50} = 1,467 \text{ MPa}$$

■ Výztuž B500

Charakteristická mez kluzu výztuže:

$$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

Návrhová mez kluzu výztuže:

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_S} = \frac{500}{1,15} = 434,783 \text{ MPa}$$

■ Kotvení výztuže

Návrhová hodnota mezního napětí v soudržnosti – dobré podmínky soudržnosti (oblast I):

$$\eta_1 = 1,0$$

$$\eta_2 = 1,0 \quad (\phi \leq 32 \text{ mm})$$

$$f_{bd} = 2,25 \cdot \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot f_{ctd} = 2,25 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,467 = 3,300 \text{ MPa}$$

Návrhová hodnota mezního napětí v soudržnosti – špatné podmínky soudržnosti (oblast II):

$$\eta_1 = 0,7$$

$$\eta_2 = 1,0 \quad (\phi \leq 32 \text{ mm})$$

$$f_{bd} = 2,25 \cdot \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot f_{ctd} = 2,25 \cdot 0,7 \cdot 1,0 \cdot 1,467 = 2,310 \text{ MPa}$$

■ Rozdělení zatížení

Rozdělení zatížení na příhradové modely A a B provedeme v tomto případě podle poměru plochy svislé a šikmé (účinné) vyvšovací výztuže podle součinitele:

$$k = \frac{A_{sv,prov}}{A_{sv,prov} + \sin \alpha_{si} \cdot A_{si,prov}} = \frac{302}{302 + \sin 45^\circ \cdot 157} = 0,731$$

→ 73,1 % přiřadíme modelu A, 26,9 % přiřadíme modelu B

Síla přenášená modelem A:

$$R_{A,Ed} = k \cdot R_{Ed} = 0,731 \cdot 167 = 122,1 \text{ kN}$$

Síla přenášená modelem B:

$$R_{B,Ed} = (1 - k) \cdot R_{Ed} = (1 - 0,731) \cdot 167 = 44,9 \text{ kN}$$

■ Posouzení namáhání betonu v místě ozubu

■ Posouzení hlavní tlačené diagonály – zjednodušený posudek

Statická výška ozubu:

$$d_n = h_n - d_{1,n} = 250 - 45 = 205 \text{ mm}$$

Minimální statická výška ozubu podle [44]:

$$d_{n,min} = \frac{4 \cdot R_{Ed}}{b \cdot f_{cd}} = \frac{4 \cdot 167 \cdot 10^3}{250 \cdot 23,333} = 114,5 \text{ mm}$$

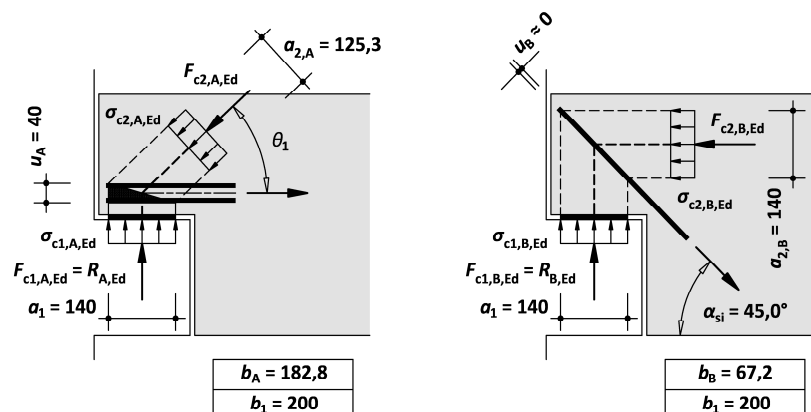
→ vyhovuje

■ Posouzení hlavní tlačené diagonály – posudek metodou příhradové analogie

Vzhledem ke kombinaci příhradových modelů A a B předpokládáme pro posouzení napětí v betonu náhradní šířky nosníku (ozubu) pro jednotlivé modely:

$$b_A = k \cdot b = 0,731 \cdot 250 = 182,8 \text{ mm}$$

$$b_B = (1 - k) \cdot b = (1 - 0,731) \cdot 250 = 67,2 \text{ mm}$$



Obr. A.3 K posouzení napětí v betonu

□ *Napětí pod ložiskem*

Pro oba modely platí relace:

$$\sigma_{c1,A,Ed} = \frac{R_{A,Ed}}{a_1 \cdot (k) \cdot b_1} = \sigma_{c1,B,Ed} = \frac{R_{B,Ed}}{a_1 \cdot (1-k) \cdot b_1} = \sigma_{c1,Ed} = \frac{R_{Ed}}{a_1 \cdot b_1} = \frac{167 \cdot 10^3}{140 \cdot 200} = 5,964 \text{ MPa}$$

Maximální povolené napětí na hranici styčnicku CCT :

$$\sigma_{Rd,max} = 0,85 \cdot \nu \cdot f_{cd} = 0,85 \cdot 0,860 \cdot 23,333 = 17,056 \text{ MPa}$$

Maximální povolené napětí ve svislé vzpěře:

$$\sigma_{Rd,max} = 0,60 \cdot \nu \cdot f_{cd} = 0,60 \cdot 0,860 \cdot 23,333 = 12,039 \text{ MPa}$$

→ vyhovuje (viz poznámka níže)

□ *Napětí pod druhou vzpěrou – model A*

Účinná výška styčnicku CCT (vícevrstvá výztuž nesplňující požadavek na přesah za konec ložiska, viz např. Obr. 4.29 v kap. 4.8.3 – srovnej s Obr. 6.27 normy [4]):

$$u_A = s_{sh} + 2 \cdot \frac{\phi}{2} = 30 + 2 \cdot \frac{10}{2} = 40 \text{ mm}$$

Sklon hlavní tlačené diagonály:

$$\theta_1 = 43,4^\circ \text{ (viz posouzení výztuže dále)}$$

Šířka vzpěry:

$$a_{2,A} = a_1 \cdot \sin \theta_1 + u_A \cdot \cos \theta_1 = 140 \cdot \sin 43,4^\circ + 40 \cdot \cos 43,4^\circ = 125,3 \text{ mm}$$

Síla ve vzpěře:

$$F_{c2,A,Ed} = \frac{R_{A,Ed}}{\sin \theta_1} = \frac{122,1}{\sin 43,4^\circ} = 177,7 \text{ kN}$$

Napětí na hranici styčnicku (za předpokladu náhradní šířky nosníku/ozubu):

$$\sigma_{c2,A,Ed} = \frac{F_{c2,A,Ed}}{a_{2,A} \cdot b_A} = \frac{177,7 \cdot 10^3}{125,3 \cdot 182,8} = 7,758 \text{ MPa}$$

Maximální povolené napětí na hranici styčnicku CCT:

$$\sigma_{Rd,max} = 17,056 \text{ MPa (viz výše)}$$

Maximální povolené napětí v šikmé vzpěře:

$$\sigma_{Rd,max} = 12,039 \text{ MPa (viz výše)}$$

→ vyhovuje (viz poznámka níže)

□ *Napětí pod druhou vzpěrou – model B*

Účinná výška styčnicku CCT:

$$u_B = \phi \approx 0$$

Šířka vzpěry (zjednodušeně za předpokladu vodorovného tlačného pásu):

$$a_{2,B} = a_1 \cdot \tan \alpha_{si} = 140 \cdot \tan 45^\circ = 140 \text{ mm}$$

Síla ve vzpěře:

$$F_{c2,B,Ed} = R_{B,Ed} \cdot \cot \alpha_{si} = 44,9 \cdot \cot 45^\circ = 44,9 \text{ kN}$$

Napětí na hranici styčnicku (za předpokladu náhradní šířky nosníku/ozubu):

$$\sigma_{c2,B,Ed} = \frac{F_{c2,B,Ed}}{a_{2,B} \cdot b_B} = \frac{44,9 \cdot 10^3}{140 \cdot 67,2} = 4,773 \text{ MPa}$$

Maximální povolené napětí na hranici styčnicku CCT:

$$\sigma_{Rd,max} = 17,056 \text{ MPa (viz výše)}$$

Maximální povolené napětí ve vodorovné vzpěře:

$$\sigma_{Rd,max} = 12,039 \text{ MPa (viz výše)}$$

→ vyhovuje (viz poznámka níže)

Poznámka: Norma [4] uvažuje rozdílné maximální povolené napětí pro namáhání styčnicku a vzpěry, přestože se jedná ve skutečnosti o posudek jednoho a téhož napětí – napětí na styčné ploše mezi styčnickem a vzpěrou. Např. německá verze této normy [16] zmiňovaný nedostatek odstraňuje v rámci úpravy doporučených koeficientů a také redukčního součinitele ν v národní příloze a je tedy v rámci posuzování konzistentní.

■ Posouzení svislé vyvážovací výztuže – A_{sv}

Síla ve výztuži:

$$F_{sv,Ed} = R_{A,Ed} = 122,1 \text{ kN}$$

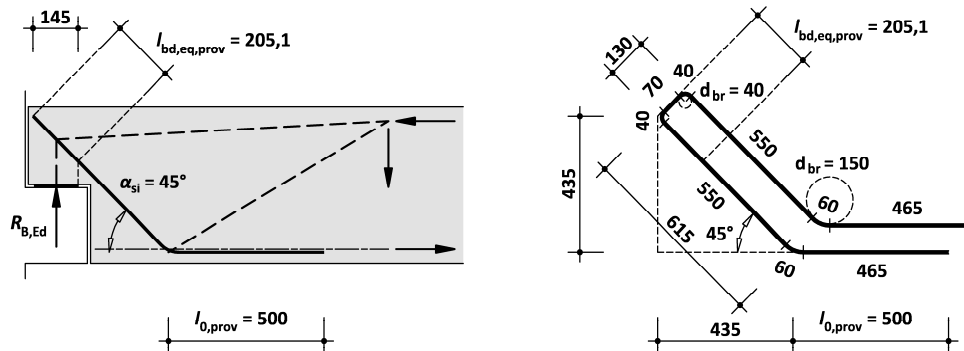
Požadovaná plocha svislé vyvážovací výztuže:

$$A_{sv,req} = \frac{F_{sv,Ed}}{f_{yd}} = \frac{122,1 \cdot 10^3}{434,783} = 281 \text{ mm}^2$$

Navrženo: 3x třímínek $\varnothing 8$ dvoustržňný $\rightarrow A_{sv,prov} = 302 \text{ mm}^2$

→ plocha výztuže vyhovuje, využití 93,0 %

■ Posouzení šikmé vyvěšovací výztuže – A_{si}



Obr. A.4 K posouzení šikmé vyvěšovací výztuže

Síla ve výztuži:

$$F_{si,Ed} = \frac{R_{B,Ed}}{\sin \alpha_{si}} = \frac{44,9}{\sin 45^\circ} = 63,5 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha šikmé vyvěšovací výztuže:

$$A_{si,req} = \frac{F_{si,Ed}}{f_{yd}} = \frac{63,5 \cdot 10^3}{434,783} = 146 \text{ mm}^2$$

Navrženo: 1x prostorová smyčka $\varnothing 10 \rightarrow A_{si,prov} = 157 \text{ mm}^2$

\rightarrow plocha výztuže vyhovuje, využití 93,0 %

■ Zakotvení výztuže v místě uložení

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = \frac{F_{si,Ed}}{A_{si,prov}} = \frac{63,5 \cdot 10^3}{157} = 404,459 \text{ MPa}$$

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy, navíc je skloněna pod úhlem $45^\circ \rightarrow$ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,reqd} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}} = \frac{10}{4} \cdot \frac{404,459}{3,300} = 306,4 \text{ mm}$$

Zjednodušené posouzení pomocí ekvivalentní kotevní délky

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 0,7$ (smyčka)

Ekvivalentní kotevní délka:

$$l_{b,eq} = \alpha_1 \cdot l_{b,rqd} = 0,7 \cdot 306,4 = 214,5 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 306,4 = 91,9 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 100 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{bd,eq,req} = 214,5 \text{ mm}$$

K dispozici (viz také Obr. A.4):

$$l_{b,eq,prov} = \frac{a - \Delta a - c}{\cos \alpha_{si}} = \frac{190 - 30 - 15}{\cos 45^\circ} = 205,1 \text{ mm}$$

\rightarrow zakotvení nevyhovuje

Přesnější posouzení podle skutečné délky prutu

Součinitel krycí vrstvy: $\alpha_2 = 0,7$

Příčná výztuž v oblasti kotevní délky (konstrukční třmínky a smyčky) nepřiléhá bezprostředně k položce šikmé výztuže a navíc k ní není kolmá \rightarrow bezpečně uvažujeme součinitel ovinutí nepřivařenou příčnou výztuží $\alpha_3 = 1,0$.

Součinitel ovinutí přivařenou příčnou výztuží α_4 se neuplatní, resp. lze psát $\alpha_4 = 1,0$.

Příčný tlak v oblasti kotevní délky ve směru kolmém na rovinu koncové úpravy:

$$p = \frac{R_{Ed}}{a_1 \cdot b_1} \cdot \cos \alpha_{si} = \frac{167 \cdot 10^3}{140 \cdot 200} \cdot \cos 45^\circ = 4,217 \text{ MPa}$$

Součinitel ovinutí příčným tlakem:

$$\alpha_5 = 1 - 0,04 \cdot p = 1 - 0,04 \cdot 4,217 = 0,831 > 0,7 \rightarrow \alpha_5 = 0,831$$

Musí platit omezení $\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 > 0,7$:

$$\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 = 0,7 \cdot 1,0 \cdot 0,831 = 0,582 < 0,7 \rightarrow \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 = 0,7$$

Návrhová kotevní délka:

$$l_{bd} = \alpha_1 \cdot \alpha_4 \cdot (\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5) \cdot l_{b,rqd} = 0,7 \cdot 1,0 \cdot (0,7) \cdot 306,4 = 150,1 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 306,4 = 91,9 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 100 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{bd,req} = 150,1 \text{ mm}$$

Ekvivalentní kotevní délka k dispozici – vnější rozměr vložky (viz Obr. A.4):

$$l_{b,eq,prov} = 205,1 \text{ mm}$$

Šířka prostorové smyčky – vnější rozměr vložky (viz Obr. A.4):

$$B = 130 \text{ mm}$$

Průměr zakřivení smyčky – osově (viz Obr. A.4):

$$D = d_{br} + \phi = 40 + 10 = 50 \text{ mm}$$

Kotevní délka k dispozici:

$$l_{bd,prov} = l_{b,eq,prov} + \frac{B}{2} - \phi - D + \frac{\pi \cdot D}{4} = 205,1 + \frac{130}{2} - 10 - 50 + \frac{\pi \cdot 50}{4} = 249,4 \text{ mm}$$

→ zakotvení vyhovuje

■ Stykování výztuže

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = 404,459 \text{ MPa (viz kotvení výše)}$$

Vložka je v oblasti stykovací délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy
→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,rqd} = 306,4 \text{ mm (viz kotvení výše)}$$

Procento stykované výztuže: $\rho_1 = 100$

Součinitel procenta stykované výztuže:

$$\alpha_6 = \sqrt{\frac{\rho_1}{25}} = \sqrt{\frac{100}{25}} = 2,0$$

Musí platit omezení $1,0 \leq \alpha_6 \leq 1,5$:

$$\rightarrow \alpha_6 = 1,5$$

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Součinitel krycí vrstvy, součinitel ovinutí nepřivařenou příčnou výztuží a součinitel ovinutí příčným tlakem uvažujeme bezpečně $\alpha_2 = \alpha_3 = \alpha_5 = 1,0$.

Návrhová délka přesahu:

$$l_0 = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 \cdot \alpha_6 \cdot l_{b,rqd} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,5 \cdot 306,4 = 459,6 \text{ mm}$$

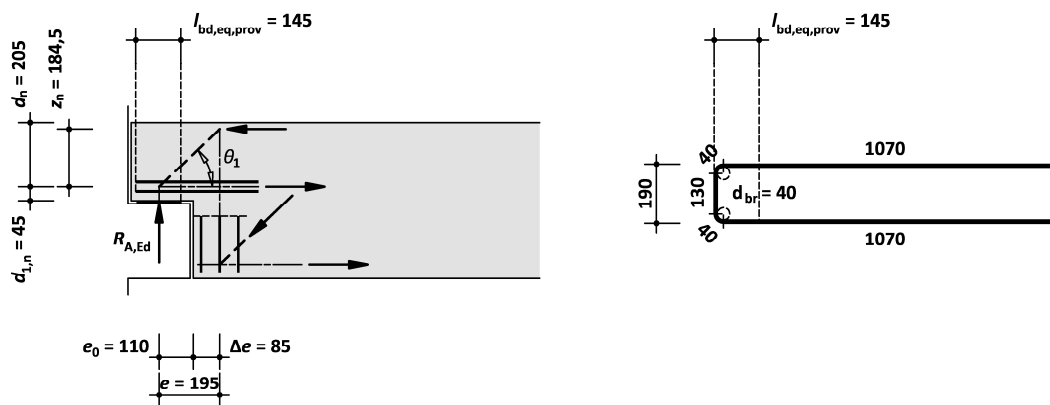
$$l_{0,\min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot \alpha_6 \cdot l_{b,\text{rqd}} = 0,3 \cdot 1,5 \cdot 306,4 = 137,9 \text{ mm} \\ 15 \cdot \phi = 15 \cdot 10 = 150 \text{ mm} \\ 200 \text{ mm} \end{array} \right\} = 200 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{0,\text{req}} = 459,6 \text{ mm}$$

Navrženo (viz Obr. A.4): $l_{0,\text{prov}} = 500 \text{ mm}$

→ stykování vyhovuje

■ Posouzení vodorovné výztuže ozubu – A_{sh}



Obr. A.5 K posouzení vodorovné výztuže ozubu

Vzdálenost těžiště vodorovné výztuže ozubu:

$$d_{1,n} = \Delta s_{\text{sh}} + \frac{(n_{\text{sh}} - 1) \cdot s_{\text{sh}}}{2} = 30 + \frac{(2 - 1) \cdot 30}{2} = 45 \text{ mm}$$

Statická výška ozubu:

$$d_n = h_n - d_{1,n} = 250 - 45 = 205 \text{ mm}$$

Excentricita působící síly k těžišti svislé vyvážovací výztuže:

$$e_0 = \frac{a_1}{2} + \Delta a + (l_n - a) = \frac{140}{2} + 30 + (200 - 190) = 110 \text{ mm}$$

$$\Delta e = \Delta s_{\text{sv}} + \frac{(n_{\text{sv}} - 1) \cdot s_{\text{sv}}}{2} = 25 + \frac{(3 - 1) \cdot 60}{2} = 85 \text{ mm}$$

$$e = e_0 + \Delta e = 110 + 85 = 195 \text{ mm}$$

Rameno vnitřních sil ozubu (zjednodušeně):

$$z_n = 0,9 \cdot d_{1,n} = 0,9 \cdot 205 = 184,5 \text{ mm}$$

Síla výztuži:

$$F_{sh,Ed} = R_{A,Ed} \cdot \frac{e}{z_n} = R_{A,Ed} \cdot \cot \theta_1 = 122,1 \cdot \frac{195}{184,5} = 129,0 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha vodorovné výztuže ozubu:

$$A_{sh,req} = \frac{F_{sh,Ed}}{f_{yd}} = \frac{129,0 \cdot 10^3}{434,783} = 297 \text{ mm}^2$$

Navrženo: 2x smyčka $\varnothing 10 \rightarrow A_{sh,prov} = 314 \text{ mm}^2$

\rightarrow plocha výztuže vyhovuje, využití 94,6 %

■ Zakotvení výztuže v místě uložení

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = \frac{F_{sh,Ed}}{A_{sh,prov}} = \frac{129,0 \cdot 10^3}{314} = 410,828 \text{ MPa}$$

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy
 \rightarrow dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,rqd} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}} = \frac{10}{4} \cdot \frac{410,828}{3,300} = 311,2 \text{ mm}$$

Zjednodušené posouzení pomocí ekvivalentní kotevní délky

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 0,7$ (smyčka)

Ekvivalentní kotevní délka:

$$l_{b,eq} = \alpha_1 \cdot l_{b,rqd} = 0,7 \cdot 311,2 = 217,8 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 311,2 = 93,4 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 100 \text{ mm}$$

$\rightarrow l_{bd,eq,req} = 217,8 \text{ mm}$

K dispozici (viz také Obr. A.5):

$$l_{b,eq,prov} = a - \Delta a - c = 190 - 30 - 15 = 145 \text{ mm}$$

\rightarrow zakotvení nevyhovuje

□ *Přesnější posouzení podle skutečné délky prutu*

Součinitel krycí vrstvy: $\alpha_2 = 1,0$

Plocha kotveného prutu s největším průměrem: $A_s = 78,5 \text{ mm}^2$

Plocha minimální příčné výztuže: $\sum A_{st,min} = 0,25 \cdot A_s = 0,25 \cdot 78,5 = 19,6 \text{ mm}^2$

Příčná výztuž v oblasti kotevní délky: 2x třmínek $\varnothing 8$

Plocha příčné výztuže v oblasti kotevní délky: $\sum A_{st} = 2 \cdot 50,3 = 100,6 \text{ mm}^2$

Součinitel podle obr. 8.4 normy [4]: $K = 0,1$

Součinitel podle tab. 8.2 normy [4]:

$$\lambda = \left(\sum A_{st} - \sum A_{st,min} \right) / A_s = (100,6 - 19,6) / 78,5 = 1,032$$

Součinitel ovinutí nepřivařenou příčnou výztuží:

$$\alpha_3 = 1 - K \cdot \lambda = 1 - 0,1 \cdot 1,032 = 0,897 > 0,7 \rightarrow \alpha_3 = 0,897$$

Součinitel ovinutí přivařenou příčnou výztuží α_4 se neuplatní, resp. lze psát $\alpha_4 = 1,0$.

Příčný tlak v oblasti kotevní délky ve směru kolmém na rovinu koncové úpravy:

$$p = \frac{R_{Ed}}{a_1 \cdot b_1} = \frac{167 \cdot 10^3}{140 \cdot 200} = 5,964 \text{ MPa}$$

Součinitel ovinutí příčným tlakem:

$$\alpha_5 = 1 - 0,04 \cdot p = 1 - 0,04 \cdot 5,964 = 0,761 > 0,7 \rightarrow \alpha_5 = 0,761$$

Musí platit omezení $\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 > 0,7$:

$$\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 = 1,0 \cdot 0,897 \cdot 0,761 = 0,683 < 0,7 \rightarrow \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 = 0,7$$

Návrhová kotevní délka:

$$l_{bd} = \alpha_1 \cdot \alpha_4 \cdot (\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5) \cdot l_{b,rqd} = 0,7 \cdot 1,0 \cdot (0,7) \cdot 311,2 = 152,5 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 311,2 = 93,4 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 100 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{bd,req} = 152,5 \text{ mm}$$

Ekvivalentní kotevní délka k dispozici – vnější rozměr vložky (viz Obr. A.5):

$$l_{b,eq,prov} = 145 \text{ mm}$$

Šířka smyčky – vnější rozměr vložky (viz Obr. A.5):

$$B = 190 \text{ mm}$$

Průměr zakřivení smyčky – osově (viz Obr. A.5):

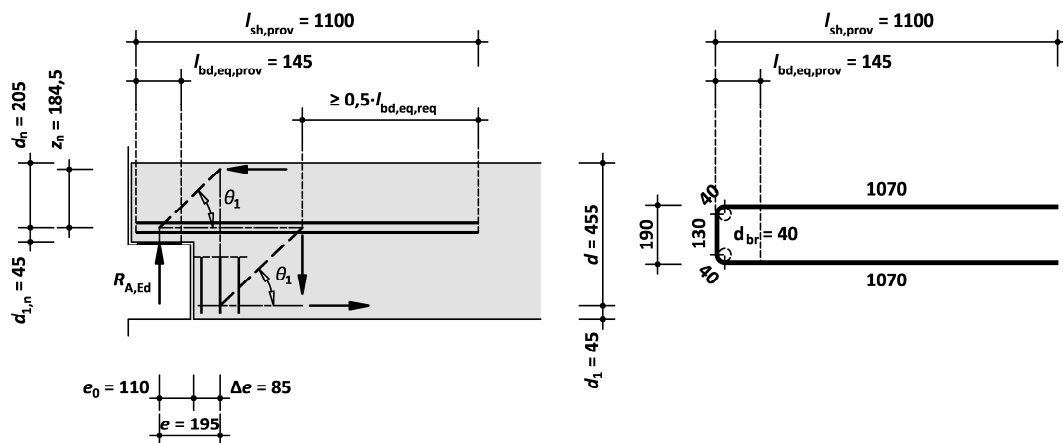
$$D = d_{br} + \phi = 40 + 10 = 50 \text{ mm}$$

Kotevní délka k dispozici:

$$l_{bd,prov} = l_{b,eq,prov} + \frac{B}{2} - \phi - D + \frac{\pi \cdot D}{4} = 145 + \frac{190}{2} - 10 - 50 + \frac{\pi \cdot 50}{4} = 219,3 \text{ mm}$$

→ zakotvení vyhovuje

■ Minimální délka smyček s ohledem na sklon první tlačené diagonály



Obr. A.6 K výpočtu minimální délky vodorovné výztuže ozubu

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = 410,828 \text{ MPa (viz kotvení výše)}$$

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti větší než 250 mm nade dnem formy a zároveň ve vzdálenosti menší než 300 mm od horního povrchu betonu → špatné podmínky soudržnosti (oblast II)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,rqd} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}} = \frac{10}{4} \cdot \frac{410,828}{2,310} = 444,6 \text{ mm}$$

□ Zjednodušené posouzení pomocí ekvivalentní kotevní délky

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Ekvivalentní kotevní délka:

$$l_{b,eq} = \alpha_1 \cdot l_{b,rqd} = 1,0 \cdot 444,6 = 444,6 \text{ mm}$$

$$l_{b,\min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,\text{rqd}} = 0,3 \cdot 444,6 = 133,4 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 133,4 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{\text{bd,eq,req}} = 444,6 \text{ mm}$$

Statická výška plného průřezu:

$$d = h - d_1 = 500 - 45 = 455 \text{ mm}$$

Minimální celková délka smyček:

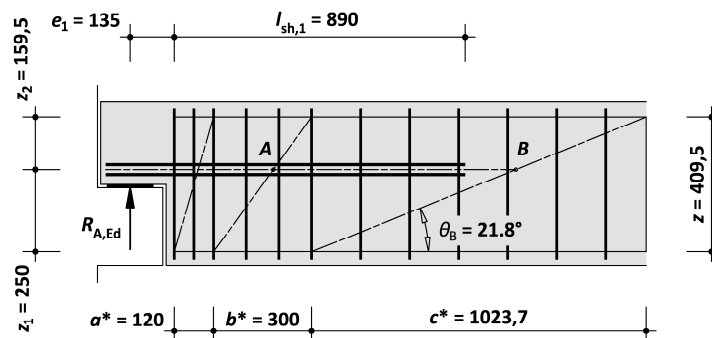
$$\begin{aligned} l_{\text{sh,req}} &= l_n - c + \Delta e + (d - d_n) \cdot \cot \theta_1 + \frac{l_{\text{bd,eq,req}}}{2} = \\ &= 200 - 15 + 85 + (455 - 205) \cdot \frac{195}{184,5} + \frac{444,6}{2} = 756,5 \text{ mm} \end{aligned}$$

Navrženo (viz Obr. A.6): $l_{\text{sh,prov}} = 1100 \text{ mm}$

→ délka smyček vyhovuje

■ Alternativní posouzení délky smyček podle kap. 5.2

Vzhledem ke shodnému použitému značení geometrických veličin v kap. 5.2 a v zadání tohoto příkladu, jsou veličiny a , b , c z kap. 5.2 z důvodu možné zaměnitelnosti označeny v tomto příkladu jako a^* , b^* , c^* . Svislé síle V z kap. 5.2 v tomto případě odpovídá síla $R_{A,\text{Ed}}$.



Obr. A.7 K posouzení délky vodorovné výztuže ozubu podle kap. 5.2

Délka oblasti rozmístění vyvěšovacích třmíneků I. sady:

$$a^* = 120 \text{ mm}$$

Délka oblasti rozmístění vyvěšovacích třmíneků II. sady:

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

Pro posouzení v rámci experimentu uvažujeme $\cot \theta_B = 2,5$, tj. nejhorší případ z hlediska namáhání podélné výztuže vlivem vzniku šikmých trhlin (viz závěrečná část posouzení věnující se zakotvení hlavní tahové výztuže nosníku).

Délka teoretického šikmého řezu pro návrh smykové výztuže:

$$c^* = z \cdot \cot \theta_B = 409,5 \cdot 2,5 = 1023,7 \text{ mm}$$

Ramena vnitřních sil:

$$z_1 = 250 \text{ mm}$$

$$z_2 = 159,5 \text{ mm}$$

Délka vodorovné výztuže zasahující do oblasti třmínkových polí:

$$l_{sh,1} = l_{sh,prov} + c - l_n - \Delta s_{sv} = 1100 + 15 - 200 - 25 = 890 \text{ mm}$$

Excentricita síly:

$$e_1 = 135 \text{ mm}$$

Rozdělovací součinitel:

$$\xi = \frac{z \cdot (l_{sh,1} - a^*) - z_1 \cdot b^*}{z_1 \cdot c^* + z_2 \cdot b^*} = \frac{409,5 \cdot (890 - 120) - 250 \cdot 300}{250 \cdot 1023,7 + 159,5 \cdot 300} = 0,791$$

Substituční koeficienty:

$$\begin{aligned} p_1 &= l_{sh,1} \cdot z \cdot (1 + \xi) - a^* \cdot \left(\frac{3}{2} \cdot z_1 + \frac{z_2}{2} + \xi \cdot z \right) - b^* \cdot \left(\frac{z_1}{2} + \xi \cdot z_1 + \xi^2 \cdot \frac{z_2}{2} \right) - c^* \cdot \xi^2 \cdot \frac{z_1}{2} - e_1 \cdot z_1 = \\ &= 890 \cdot 409,5 \cdot (1 + 0,791) - 120 \cdot \left(\frac{3}{2} \cdot 250 + \frac{159,5}{2} + 0,791 \cdot 409,5 \right) - \\ &- 300 \cdot \left(\frac{250}{2} + 0,791 \cdot 250 + 0,791^2 \cdot \frac{159,5}{2} \right) - 1023,7 \cdot 0,791^2 \cdot \frac{250}{2} - 135 \cdot 250 = \\ &= 333683,221 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} q_1 &= l_{sh,1} \cdot z - a^* \cdot \left(z_1 + \frac{z_2}{2} \right) - b^* \cdot \frac{z_1}{2} + \xi \cdot (l_{sh,1} \cdot z - a^* \cdot z - b^* \cdot z_1) - \xi^2 \cdot \left(b^* \cdot \frac{z_2}{2} + c^* \cdot \frac{z_1}{2} \right) = \\ &= 890 \cdot 409,5 - 120 \cdot \left(250 + \frac{159,5}{2} \right) - 300 \cdot \frac{250}{2} + 0,791 \cdot (890 \cdot 409,5 - 120 \cdot 409,5 - 300 \cdot 250) - \\ &- 0,791^2 \cdot \left(300 \cdot \frac{159,5}{2} + 1023,7 \cdot \frac{250}{2} \right) = \\ &= 382433,221 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} r_1 &= \xi \cdot (a^* \cdot z + b^* \cdot z_1 - l_{sh,1} \cdot z) + \xi^2 \cdot \left(b^* \cdot \frac{z_2}{2} + c^* \cdot \frac{z_1}{2} \right) = \\ &= 0,791 \cdot (120 \cdot 409,5 + 300 \cdot 250 - 890 \cdot 409,5) + 0,791^2 \cdot \left(300 \cdot \frac{159,5}{2} + 1023,7 \cdot \frac{250}{2} \right) = \\ &= -95048,221 \end{aligned}$$

Součinitelé kvadratické rovnice:

$$A = (1 + \xi) \cdot \left(-\frac{p_1}{2} + \frac{q_1}{2} \right) = (1 + 0,791) \cdot \left(-\frac{333683,221}{2} + \frac{382433,221}{2} \right) = 43655,625$$

$$B = -\frac{p_1}{2} \cdot (1 - \xi) + \frac{q_1}{2} + \frac{r_1}{2} \cdot (1 + \xi) =$$

$$= -\frac{333683,221}{2} \cdot (1 - 0,791) + \frac{382433,221}{2} - \frac{95048,221}{2} \cdot (1 + 0,791) = 71231,032$$

$$C = \frac{r_1}{2} = -\frac{95048,221}{2} = -47524,111$$

Jak se lze snadno přesvědčit, řešení kvadratické rovnice je $\psi = 0,509$

Délka zakotvení výztuže:

$$x = \frac{2 \cdot p_1}{z \cdot [\psi \cdot (1 + \xi) + 1]} = \frac{2 \cdot 333683,221}{409,5 \cdot [0,509 \cdot (1 + 0,791) + 1]} = 852,5 \text{ mm}$$

Kontrola platnosti řešení:

$$x_{\max} = l_{sh,1} - \frac{a^* \cdot z_1}{z} = 890 - \frac{120 \cdot 250}{409,5} = 816,7 \text{ mm}$$

→ nevyhovuje okrajovým podmínkám řešení!

→ nelze nalézt proporcionální namáhání výztuže → nutno postupovat iteračně!

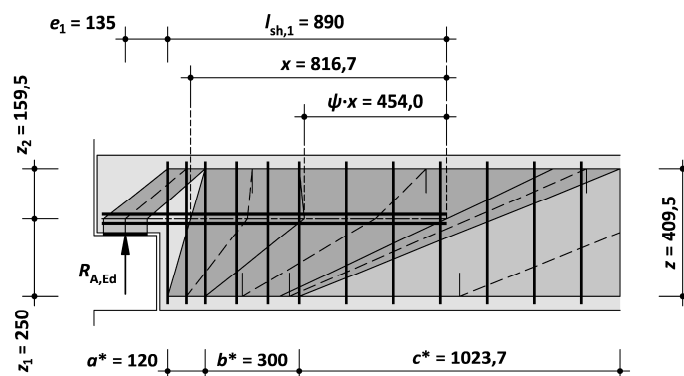
Zvolíme: $x = x_{\max} = 816,7 \text{ mm}$

Dopočítáme součinitel ψ :

$$\psi = \frac{2 \cdot p_1 - x \cdot z}{x \cdot z \cdot (1 + \xi)} = \frac{2 \cdot 333683,221 - 816,7 \cdot 409,5}{816,7 \cdot 409,5 \cdot (1 + 0,791)} = 0,556$$

→ vyhovuje okrajovým podmínkám řešení

→ délku zakotvení výztuže není možné porovnávat s kotevní délkou



Obr. A.8 Výsledný příhradový model podle kap. 5.2

Geometrické charakteristiky modelu:

$$\cot \theta_{11} = \frac{l_{\text{sh},1} - \frac{a^*}{2} - \frac{x}{2} - \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_1} = \frac{890 - \frac{120}{2} - \frac{816,7}{2} - \frac{0,556 \cdot 816,7}{2}}{250} =$$

$$= 0,77843$$

$$\cot \theta_{12} = \frac{a^* + \frac{b^*}{2} - l_{\text{sh},1} + \frac{x}{2} + \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_2} = \frac{120 + \frac{300}{2} - 890 + \frac{816,7}{2} + \frac{0,556 \cdot 816,7}{2}}{159,5} =$$

$$= 0,09651$$

$$\cot \theta_{21} = \frac{l_{\text{sh},1} - a^* - \frac{\xi \cdot b^*}{2} - \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_1} = \frac{890 - 120 - \frac{0,791 \cdot 300}{2} - \frac{0,556 \cdot 816,7}{2}}{250} =$$

$$= 1,69722$$

$$\cot \theta_{22} = \frac{a^* + b^* + \frac{\xi \cdot c^*}{2} - l_{\text{sh},1} + \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_2} = \frac{120 + 300 + \frac{0,791 \cdot 1023,7}{2} - 890 + \frac{0,556 \cdot 816,7}{2}}{159,5} =$$

$$= 1,01539$$

Poměrná síla vznikající zalomením tlakových polí ve vodorovné výztuži ozubu na délce $(1 - \psi) \cdot x$:

$$f_{\text{Ed},1} = \frac{R_{\text{A,Ed}} \cdot (\cot \theta_{11} - \cot \theta_{12})}{(1 - \psi) \cdot x} = \frac{122,1 \cdot 10^3 \cdot (0,77843 - 0,09651)}{(1 - 0,556) \cdot 816,7} = 229,6 \text{ N/mm}$$

Poměrná síla vznikající zalomením tlakových polí ve vodorovné výztuži ozubu na délce $\psi \cdot x$:

$$f_{\text{Ed},2} = \frac{\xi \cdot R_{\text{A,Ed}} \cdot (\cot \theta_{21} - \cot \theta_{22})}{\psi \cdot x} = \frac{0,791 \cdot 122,1 \cdot 10^3 \cdot (1,69722 - 1,01539)}{0,556 \cdot 816,7} = 145,0 \text{ N/mm}$$

Povrch vodorovné výztuže ozubu na 1 mm její délky:

$$a_{\text{sh}} = 2 \cdot n_{\text{sh}} \cdot \pi \cdot \phi = 2 \cdot 2 \cdot \pi \cdot 10 = 126 \text{ mm}^2/\text{mm}$$

Styčné napětí na délce $(1 - \psi) \cdot x$:

$$\tau_{\text{Ed},1} = \frac{f_{\text{Ed},1}}{a_{\text{sh}}} = \frac{229,6}{126} = 1,822 \text{ MPa}$$

Styčné napětí na délce $\psi \cdot x$:

$$\tau_{\text{Ed},2} = \frac{f_{\text{Ed},2}}{a_{\text{sh}}} = \frac{145,0}{126} = 1,151 \text{ MPa}$$

Povolené napětí v soudržnosti pro oblast špatných podmínek soudržnosti (oblast II):

$$f_{bd} = 2,310 \text{ MPa} \rightarrow \text{vyhovuje}$$

■ Posouzení zakotvení hlavní tahové výztuže nosníku – A_{sm} – v oblasti vyvšovacíh třmínků

Síla vznikající v podélné výztuži:

$$F_{sm,Ed} = F_{sv,Ed} \cdot \cot \theta_1 = F_{sv,Ed} \cdot \frac{e}{z_n} = 122,1 \cdot \frac{195}{184,5} = 129,0 \text{ kN}$$

Poznámka: V případě posouzení podle kap. 5.2 by byla síla ve výztuži:

$$F_{sm,Ed} = F_{sv,Ed} \cdot \cot \theta_{11} = 122,1 \cdot 0,80608 = 98,4 \text{ kN}$$

→ pro další posudek budeme uvažovat konzervativně $F_{sm,Ed} = 129,0 \text{ kN}$

Požadovaná plocha podélné výztuže:

$$A_{sm,req} = \frac{F_{sm,Ed}}{f_{yd}} = \frac{129,0 \cdot 10^3}{434,783} = 297 \text{ mm}^2$$

Do podpory je dotaženo 100 % výztuže z pole, tj. $4\text{Ø} 25 \rightarrow A_{sm} = 1964 \text{ mm}^2$

Předpokládáme, že 26,9 % z dotažené plochy podélné výztuže je využíváno modelem B – bude stykováno s položkou šikmé vyvšovací výztuže, pro model A tedy zůstává 73,1 %:

$$A_{sm,vorh} = 0,731 \cdot 1964 = 1436 \text{ mm}^2$$

→ plocha výztuže vyhovuje, využití 20,7 %

■ Zakotvení výztuže v oblasti vyvšovacíh třmínků

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = \frac{F_{sm,Ed}}{A_{sm,prov}} = \frac{129,0 \cdot 10^3}{1436} = 89,833 \text{ MPa}$$

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy
→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,rqd} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}} = \frac{25}{4} \cdot \frac{89,833}{3,300} = 170,1 \text{ mm}$$

Zjednodušené posouzení pomocí ekvivalentní kotevní délky

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Ekvivalentní kotevní délka:

$$l_{b,eq} = \alpha_1 \cdot l_{b,rqd} = 1,0 \cdot 170,1 = 170,1 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 170,1 = 51,0 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 25 = 250 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 250 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{bd,eq,req} = 250 \text{ mm}$$

K dispozici (viz také Obr. A.9):

$$l_{bd,eq,prov} = (n_{sv} - 1) \cdot s_{sv} + \Delta s_{sv} - c = (3 - 1) \cdot 60 + 25 - 15 = 130 \text{ mm}$$

\rightarrow zakotvení nevyhovuje

Přesnější výpočet nemá význam provádět, protože je zřejmé, že vzhledem k velkému průměru hlavní výztuže je rozhodující minimální kotevní délka. Abychom zohlednili alespoň částečně zakotvení hlavní výztuže, budeme pracovat s fiktivním (náhradním/maximálním) profilem vložky:

$$\phi_{sm,max} = \frac{l_{bd,eq,prov}}{10} = \frac{130}{10} = 13,0 \text{ mm}$$

$$4\text{Ø } 13,0 \rightarrow A_{sm,max} = 531 \text{ mm}^2 > A_{sm,req} = 297 \text{ mm}^2 \rightarrow \text{vyhovuje}$$

Napětí ve fiktivní vložce:

$$\sigma_{sd} = \frac{F_{sm,Ed}}{A_{sm,max}} = \frac{129,0 \cdot 10^3}{531} = 242,938 \text{ MPa}$$

Základní kotevní délka fiktivní vložky:

$$l_{b,rqd} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}} = \frac{13}{4} \cdot \frac{242,938}{3,300} = 239,3 \text{ mm}$$

Zjednodušené posouzení pomocí ekvivalentní kotevní délky

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Ekvivalentní kotevní délka:

$$l_{b,eq} = \alpha_1 \cdot l_{b,rqd} = 1,0 \cdot 239,3 = 239,3 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 239,3 = 71,8 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 13 = 130 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 130 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{bd,eq,req} = 239,3 \text{ mm}$$

K dispozici (viz výše): $l_{bd,eq,prov} = 130,0 \text{ mm}$

→ zakotvení nevyhovuje, výztuž je zakotvena na 54,3 %

→ nutno navrhnout přídatnou výztuž

□ *Přesnější posouzení podle skutečné délky prutu*

Součinitel krycí vrstvy: $\alpha_2 = 1,0$

Plocha kotveného prutu s největším průměrem: $A_s = 490,9 \text{ mm}^2$

Plocha minimální příčné výztuže: $\sum A_{st,min} = 0,25 \cdot A_s = 0,25 \cdot 490,9 = 122,7 \text{ mm}^2$

Příčná výztuž v oblasti kotevní délky: 3x třmínek $\varnothing 8$

Plocha příčné výztuže v oblasti kotevní délky: $\sum A_{st} = 3 \cdot 50,3 = 150,9 \text{ mm}^2$

Součinitel podle obr. 8.4 normy [4]: $K = 0,1$

Součinitel podle tab. 8.2 normy [4]:

$$\lambda = \left(\sum A_{st} - \sum A_{st,min} \right) / A_s = (150,9 - 122,7) / 490,9 = 0,057$$

Součinitel ovinutí nepřivařenou příčnou výztuží:

$$\alpha_3 = 1 - K \cdot \lambda = 1 - 0,1 \cdot 0,057 = 0,994 > 0,7 \rightarrow \alpha_3 = 0,994$$

Součinitel ovinutí přivařenou příčnou výztuží α_4 se neuplatní, resp. lze psát $\alpha_4 = 1,0$.

Součinitel ovinutí příčným tlakem α_5 se neuplatní, resp. lze psát $\alpha_5 = 1,0$.

Musí platit omezení $\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 > 0,7$:

$$\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 = 1,0 \cdot 0,994 \cdot 1,0 = 0,994 > 0,7 \rightarrow \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 = 0,994$$

Návrhová kotevní délka:

$$l_{bd} = \alpha_1 \cdot \alpha_4 \cdot (\alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5) \cdot l_{b,rqd} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot (0,994) \cdot 239,3 = 237,9 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 239,3 = 71,8 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 13 = 130 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 130 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{bd,req} = 237,9 \text{ mm}$$

Ekvivalentní kotevní délka k dispozici (viz výše):

$$l_{b,eq,prov} = 130 \text{ mm}$$

Kotevní délka k dispozici:

$$l_{bd,prov} = l_{b,eq,prov} = 130 \text{ mm}$$

→ zakotvení nevyhovuje, výztuž je zakotvena na 54,6 %

→ nutno navrhnout přídatnou výztuž

■ Posouzení výztuže pro dokotvení hlavní tahové výztuže nosníku – A_{sa}

Je třeba zachytit sílu:

$$F_{sa,Ed} = (1 - 0,546) \cdot F_{sm,Ed} = (1 - 0,546) \cdot 129,0 = 58,6 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha přídatné výztuže:

$$A_{sa,req} = \frac{F_{sa,Ed}}{f_{yd}} = \frac{58,6 \cdot 10^3}{434,783} = 135 \text{ mm}^2$$

Navrženo: 2x smyčka $\varnothing 10$ → $A_{sa,prov} = 314 \text{ mm}^2$

→ plocha výztuže vyhovuje, využití 43,0 %

■ Zakotvení výztuže v oblasti vyvšovacíh třmínků

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = \frac{F_{sa,Ed}}{A_{sa,prov}} = \frac{58,6 \cdot 10^3}{314} = 186,624 \text{ MPa}$$

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy
→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,rqd} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}} = \frac{10}{4} \cdot \frac{186,624}{3,300} = 141,4 \text{ mm}$$

Zjednodušené posouzení pomocí ekvivalentní kotevní délky

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 0,7$ (smyčka)

Ekvivalentní kotevní délka:

$$l_{b,eq} = \alpha_1 \cdot l_{b,rqd} = 0,7 \cdot 141,4 = 99,0 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 141,4 = 42,4 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 100 \text{ mm}$$

→ $l_{bd,eq,req} = 100 \text{ mm}$

K dispozici (viz výše): $l_{bd,eq,prov} = 130 \text{ mm}$

→ zakotvení vyhovuje

■ Minimální délka smyček s ohledem na jejich stykování s hlavní tahovou výztuží nosníku

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = 186,624 \text{ MPa (viz kotvení výše)}$$

Vložka je v oblasti stykovací délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy
→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,rqd} = 141,4 \text{ mm (viz kotvení výše)}$$

Procento stykované výztuže: $\rho_1 = 100$

$$\alpha_6 = \sqrt{\frac{\rho_1}{25}} = \sqrt{\frac{100}{25}} = 2,0$$

Musí platit omezení $1,0 \leq \alpha_6 \leq 1,5$:

$$\rightarrow \alpha_6 = 1,5$$

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímé pruty)

Součinitel krycí vrstvy, součinitel ovinutí nepřivařenou příčnou výztuží a součinitel ovinutí příčným tlakem uvažujeme bezpečně $\alpha_2 = \alpha_3 = \alpha_5 = 1,0$.

Návrhová délka přesahu:

$$l_0 = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_5 \cdot \alpha_6 \cdot l_{b,rqd} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,5 \cdot 141,4 = 212,1 \text{ mm}$$

$$l_{0,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot \alpha_6 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 1,5 \cdot 141,4 = 63,6 \text{ mm} \\ 15 \cdot \phi = 15 \cdot 10 = 150 \text{ mm} \\ 200 \text{ mm} \end{array} \right\} = 200 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{0,req} = 212,1 \text{ mm}$$

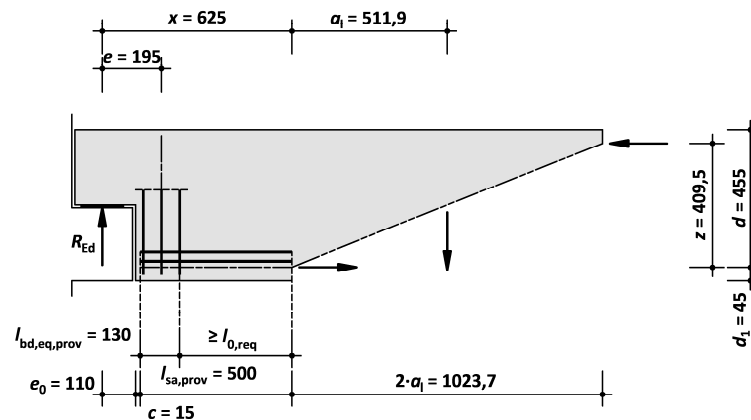
Minimální celková délka smyček:

$$l_{sa,req} = l_{bd,eq,prov} + l_{0,req} = 130 + 212,1 = 342,1 \text{ mm}$$

Navrženo (viz Obr. A.9): $l_{sa,prov} = 500 \text{ mm}$

→ délka smyček vyhovuje

■ Kontrola délky smyček s ohledem na zakotvení hlavní tahové výztuže nosníku na jejich konci



Obr. A.9 K posouzení zakotvení hlavní výztuže nosníku

Vzdálenost začátku posuzovaného šikmého řezu:

$$x = e_0 + c + l_{sa,prov} = 110 + 15 + 500 = 625 \text{ mm}$$

Pro posouzení v rámci experimentu uvažujme nejhorší případ z hlediska namáhání podélné výztuže vlivem vzniku šikmých trhlin $\rightarrow \cot \theta_B = 2,5$.

Rameno vnitřních sil plného průřezu (zjednodušeně):

$$z = 0,9 \cdot d = 0,9 \cdot 455 = 409,5 \text{ mm}$$

Posun momentového obrazce:

$$a_1 = \frac{z}{2} \cdot \cot \theta_B = \frac{409,5}{2} \cdot 2,5 = 511,9 \text{ mm}$$

Moment k těžišti třmíkové výztuže v šikmém řezu (vlastní váha nosníku zanedbána):

$$M_{Ed,(x+a_1)} = R_{Ed} \cdot (x + a_1) = 167 \cdot (0,625 + 0,512) = 189,9 \text{ kNm}$$

Síla ve výztuži:

$$F_{sm,Ed} = \frac{M_{Ed,(x+a_1)}}{z} = \frac{189,9}{0,409} = 464,3 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha podélné výztuže:

$$A_{sm,req} = \frac{F_{sm,Ed}}{f_{yd}} = \frac{464,3 \cdot 10^3}{434,783} = 1068 \text{ mm}^2$$

K dispozici: $4\text{Ø} 25 \rightarrow A_{sm,prov} = 1964 \text{ mm}^2$

\rightarrow plocha výztuže vyhovuje, využití 54,4 %

■ Zakotvení výztuže

Napětí ve výztuži:

$$\sigma_{sd} = \frac{F_{sm,Ed}}{A_{sm,prov}} = \frac{464,3 \cdot 10^3}{1964} = 236,405 \text{ MPa}$$

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy
→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Základní kotevní délka:

$$l_{b,rqd} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}} = \frac{25}{4} \cdot \frac{236,405}{3,300} = 447,7 \text{ mm}$$

Zjednodušené posouzení pomocí ekvivalentní kotevní délky

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Ekvivalentní kotevní délka:

$$l_{b,eq} = \alpha_1 \cdot l_{b,rqd} = 1,0 \cdot 447,7 = 447,7 \text{ mm}$$

$$l_{b,min} = \max \left\{ \begin{array}{l} 0,3 \cdot l_{b,rqd} = 0,3 \cdot 447,7 = 134,3 \text{ mm} \\ 10 \cdot \phi = 10 \cdot 25 = 250 \text{ mm} \\ 100 \text{ mm} \end{array} \right\} = 250 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{bd,eq,req} = 447,7 \text{ mm}$$

K dispozici (viz Obr. A.9): $l_{bd,eq,prov} = 500 \text{ mm}$

→ zakotvení vyhovuje, délka smyček je dostačující

A.2 POSOUZENÍ PODLE DIN 1045 [15]

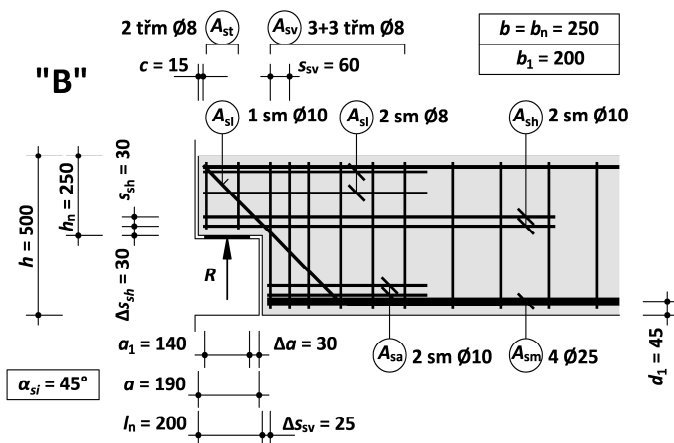
■ Zatížení

Hodnota podporové reakce:

$$R = 117 \text{ kN}$$

Poznámka: Ve smyslu dnešního konceptu navrhování, tj. mezních stavů, se jedná o charakteristickou hodnotu. Tato hodnota odpovídá predikované hodnotě únosnosti V_{pred} (viz Tab. A.1 a také Tab. 6.1 v kap. 6.1) vydělené součinitelem spolehlivosti $\gamma = 1,75$ podle [15].

■ Geometrie a vyztužení



Obr. A.10 Geometrie a vyztužení zhlaví B

■ Materiálové charakteristiky

■ Beton B45

Výpočtová hodnota pevnosti betonu v tlaku:

$$\beta_R = 27 \text{ MPa}$$

Dovolené namáhání betonu v tlaku:

$$\text{zul } \sigma_b = \frac{\beta_R}{\gamma} = \frac{27}{1,75} = 15,429 \text{ MPa}$$

■ Výztuž BSt 500

Výpočtová hodnota meze kluzu výztuže:

$$\beta_s = 500 \text{ MPa}$$

Dovolené namáhání výztuže:

$$\text{zul } \sigma_s = \frac{\beta_s}{\gamma} = \frac{500}{1,75} = 285,714 \text{ MPa}$$

■ Kotvení výztuže

Dovolené napětí v soudržnosti a koeficient základní kotevní délky pro oblast I – dobré podmínky soudržnosti:

$$\text{zul } \tau_1 = 2,6 \text{ MPa} \rightarrow \alpha_0 = \frac{\beta_s}{7 \cdot \text{zul } \tau_1} = \frac{500}{7 \cdot 2,6} = 27,5$$

Dovolené napětí v soudržnosti a koeficient základní kotevní délky pro oblast II – špatné podmínky soudržnosti:

$$\text{zul } \tau_1 = 1,3 \text{ MPa} \rightarrow \alpha_0 = \frac{\beta_s}{7 \cdot \text{zul } \tau_1} = \frac{500}{7 \cdot 1,3} = 54,9$$

■ Rozdělení zatížení

Rozdělení zatížení na příhradové modely A a B provedeme v tomto případě podle poměru plochy navržené svíslé a šikmé (účinné) vyvážovací výztuže podle součinitele:

$$k = \frac{A_{\text{sv,vorh}}}{A_{\text{sv,vorh}} + \sin \alpha_{\text{si}} \cdot A_{\text{si,vorh}}} = \frac{302}{302 + \sin 45^\circ \cdot 157} = 0,731$$

→ 73,1 % přiřadíme modelu A, 26,9 % přiřadíme modelu B

Síla přenášená modelem A:

$$R_A = k \cdot R = 0,731 \cdot 117 = 85,5 \text{ kN}$$

Síla přenášená modelem B:

$$R_B = (1 - k) \cdot R = (1 - 0,731) \cdot 117 = 31,5 \text{ kN}$$

■ Posouzení namáhání betonu v místě ozubu

■ Posouzení hlavní tlačené diagonály – zjednodušený posudek

Statická výška ozubu:

$$d_n = h_n - d_{1,n} = 250 - 45 = 205 \text{ mm}$$

Minimální statická výška ozubu podle [29] a [51]:

$$d_{n,\text{min}} = \frac{4 \cdot R}{b \cdot \text{zul } \sigma_b} = \frac{4 \cdot 117 \cdot 10^3}{250 \cdot 15,429} = 121,3 \text{ mm}$$

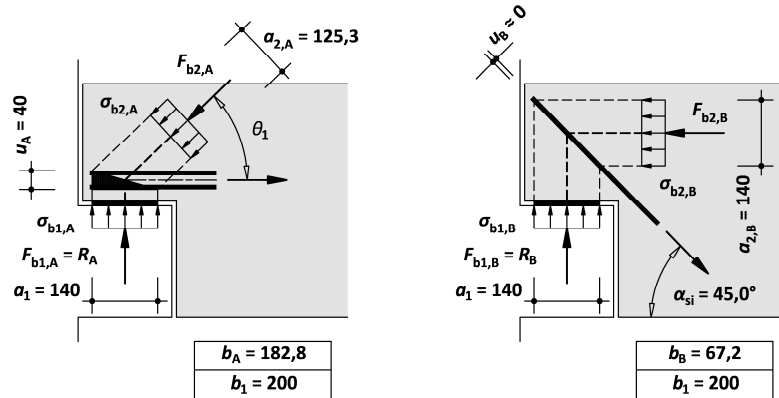
→ vyhovuje

■ Posouzení hlavní tlačené diagonály – posudek metodou příhradové analogie

Vzhledem ke kombinaci příhradových modelů A a B předpokládejme pro posouzení napětí v betonu náhradní šířky nosníku (ozubu) pro jednotlivé modely:

$$b_A = k \cdot b = 0,731 \cdot 250 = 182,8 \text{ mm}$$

$$b_B = (1 - k) \cdot b = (1 - 0,731) \cdot 250 = 67,2 \text{ mm}$$



Obr. A.11 K posouzení napětí v betonu

□ Napětí pod ložiskem

Pro oba modely platí relace:

$$\sigma_{b1,A} = \frac{R_A}{a_1 \cdot (k) \cdot b_1} = \sigma_{b1,B} = \frac{R_B}{a_1 \cdot (1-k) \cdot b_1} = \sigma_{b1} = \frac{R}{a_1 \cdot b_1} = \frac{117 \cdot 10^3}{140 \cdot 200} = 4,179 \text{ MPa}$$

Maximální povolené napětí na hranici styčnicku CCT a ve svislé vzpěře podle [38]:

$$\text{zul } \sigma_b^* = \frac{\beta_R^*}{\gamma} = 0,8 \cdot \frac{\beta_R}{\gamma} = 0,8 \cdot \frac{27}{1,75} = 12,343 \text{ MPa}$$

→ vyhovuje

□ Napětí pod druhou vzpěrou – model A

Účinná výška styčnicku CCT (vícevrstvá výztuž nesplňující požadavek na přesah za konec ložiska, viz např. Obr. 4.29 v kap. 4.8.3):

$$u_A = s_{sh} + 2 \cdot \frac{d_s}{2} = 30 + 2 \cdot \frac{10}{2} = 40 \text{ mm}$$

Sklon hlavní tlačené diagonály:

$$\theta_1 = 43,4^\circ \text{ (viz posouzení výztuže dále)}$$

Šířka vzpěry:

$$a_{2,A} = a_1 \cdot \sin \theta_1 + u_A \cdot \cos \theta_1 = 140 \cdot \sin 43,4^\circ + 40 \cdot \cos 43,4^\circ = 125,3 \text{ mm}$$

Síla ve vzpěře:

$$F_{b2,A} = \frac{R_A}{\sin \theta_1} = \frac{85,5}{\sin 43,4^\circ} = 124,4 \text{ kN}$$

Napětí na hranici styčnicku (za předpokladu náhradní šířky nosníku/ozubu):

$$\sigma_{b2,A} = \frac{F_{b2,A}}{a_{2,A} \cdot b_A} = \frac{124,4 \cdot 10^3}{125,3 \cdot 182,8} = 5,431 \text{ MPa}$$

Maximální povolené napětí na hranici styčnicku CCT a v šikmé vzpěře podle [38]:

$$\text{zul } \sigma_b^* = 12,343 \text{ MPa (viz výše)}$$

→ vyhovuje

□ *Napětí pod druhou vzpěrou – model B*

Účinná výška styčnicku CCT:

$$u_B = d_s \approx 0$$

Šířka vzpěry (zjednodušeně za předpokladu vodorovného tlačného pásu):

$$a_{2,B} = a_1 \cdot \tan \alpha_{si} = 140 \cdot \tan 45^\circ = 140 \text{ mm}$$

Síla ve vzpěře:

$$F_{b2,B} = R_B \cdot \cot \alpha_{si} = 31,5 \cdot \cot 45^\circ = 31,5 \text{ kN}$$

Napětí na hranici styčnicku (za předpokladu náhradní šířky nosníku/ozubu):

$$\sigma_{b2,B} = \frac{F_{b2,B}}{a_{2,B} \cdot b_B} = \frac{31,5 \cdot 10^3}{140 \cdot 67,2} = 3,348 \text{ MPa}$$

Maximální povolené napětí na hranici styčnicku CCT a v šikmé vzpěře podle [38]:

$$\text{zul } \sigma_b^* = 12,343 \text{ MPa (viz výše)}$$

→ vyhovuje

■ Posouzení svislé vyvážovací výztuže – A_{sv}

Síla ve výztuži:

$$F_{sv} = R_A = 85,5 \text{ kN}$$

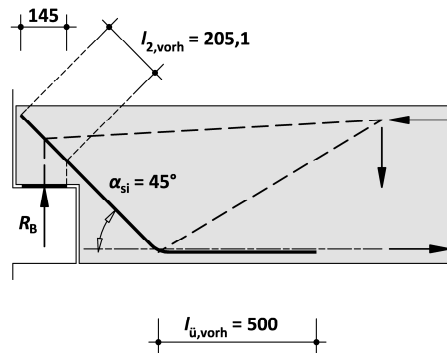
Požadovaná plocha svislé vyvážovací výztuže:

$$A_{sv,erf} = \frac{F_{sv}}{\text{zul } \sigma_s} = \frac{85,5 \cdot 10^3}{285,714} = 299 \text{ mm}^2$$

Navrženo: 3x třmínek $\varnothing 8$ dvoustřížný $\rightarrow A_{sv,vorh} = 302 \text{ mm}^2$

\rightarrow plocha výztuže vyhovuje, využití 99,0 %

■ Posouzení šikmé vyvěšovací výztuže – A_{si}



Obr. A.12 K posouzení šikmé vyvěšovací výztuže

Síla ve výztuži:

$$F_{si} = \frac{R_B}{\sin \alpha_{si}} = \frac{31,5}{\sin 45^\circ} = 44,5 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha šikmé vyvěšovací výztuže:

$$A_{si,erf} = \frac{F_{si}}{\text{zul } \sigma_s} = \frac{44,5 \cdot 10^3}{285,714} = 156 \text{ mm}^2$$

Navrženo: 1x prostorová smyčka $\varnothing 10$ $\rightarrow A_{si,vorh} = 157 \text{ mm}^2$

\rightarrow plocha výztuže vyhovuje, využití 99,4 %

■ Zakotvení výztuže v místě uložení

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy, navíc je skloněna pod úhlem 45° \rightarrow dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 0,7$ (smyčka)

Požadovaná kotevní délka pro přímé uložení:

$$l_2 = \frac{2}{3} \cdot l_1 = \frac{2}{3} \cdot \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = \frac{2}{3} \cdot 0,7 \cdot \frac{156}{157} \cdot 27,5 \cdot 10 = 127,5 \text{ mm}$$

$$l_{2,min} = 6 \cdot d_s = 6 \cdot 10 = 60 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{2,erf} = 127,5 \text{ mm}$$

K dispozici (viz také Obr. A.12):

$$l_{2,\text{vorh}} = \frac{a - \Delta a - c}{\cos \alpha_{\text{si}}} = \frac{190 - 30 - 15}{\cos 45^\circ} = 205,1 \text{ mm}$$

→ zakotvení vyhovuje

■ Stykování výztuže

Vložka je v oblasti stykovací délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy

→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Stykujeme více než 50 % plochy výztuže a průměr stykované výztuže $d_s < 16 \text{ mm}$

→ součinitel $\alpha_{\text{ii}} = 1,6$

Požadovaná stykovací délka:

$$l_{\text{ii}} = \alpha_{\text{ii}} \cdot l_1 = \alpha_{\text{ii}} \cdot \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = 1,6 \cdot 1,0 \cdot \frac{156}{157} \cdot 27,5 \cdot 10 = 437,2 \text{ mm}$$

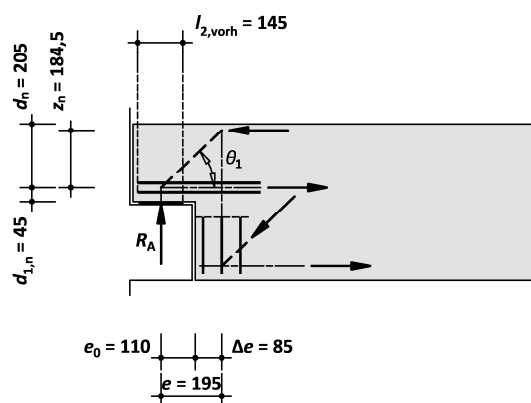
$$l_{\text{ii,min}} = \max \left\{ \begin{array}{l} 15 \cdot d_s = 15 \cdot 10 = 150 \text{ mm} \\ 200 \text{ mm} \end{array} \right\} = 200 \text{ mm}$$

→ $l_{\text{ii,erf}} = 437,2 \text{ mm}$

Navrženo (viz Obr. A.12): $l_{\text{ii,vorh}} = 500 \text{ mm}$

→ stykování vyhovuje

■ Posouzení vodorovné výztuže ozubu – A_{sh}



Obr. A.13 K posouzení vodorovné výztuže ozubu

Vzdálenost těžiště vodorovné výztuže ozubu:

$$d_{1,n} = \Delta s_{\text{sh}} + \frac{(n_{\text{sh}} - 1) \cdot s_{\text{sh}}}{2} = 30 + \frac{(2 - 1) \cdot 30}{2} = 45 \text{ mm}$$

Statická výška ozubu:

$$d_n = h_n - d_{1,n} = 250 - 45 = 205 \text{ mm}$$

Excentricita působící síly k těžišti svislé vyvážovací výztuže:

$$e_0 = \frac{a_1}{2} + \Delta a + (l_n - a) = \frac{140}{2} + 30 + (200 - 190) = 110 \text{ mm}$$

$$\Delta e = \Delta s_{sv} + \frac{(n_{sv} - 1) \cdot s_{sv}}{2} = 25 + \frac{(3 - 1) \cdot 60}{2} = 85 \text{ mm}$$

$$e = e_0 + \Delta e = 110 + 85 = 195 \text{ mm}$$

Rameno vnitřních sil ozubu (zjednodušeně):

$$z_n = 0,9 \cdot d_{1,n} = 0,9 \cdot 205 = 184,5 \text{ mm}$$

Síla výztuži:

$$F_{sh} = R_A \cdot \frac{e}{z_n} = R_A \cdot \cot \theta_1 = 85,5 \cdot \frac{195}{184,5} = 90,4 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha vodorovné výztuže ozubu:

$$A_{sh,erf} = \frac{F_{sh}}{\text{zul } \sigma_s} = \frac{90,4 \cdot 10^3}{285,714} = 316 \text{ mm}^2$$

Navrženo: 2x smyčka $\varnothing 10 \rightarrow A_{sh,vorh} = 314 \text{ mm}^2$

\rightarrow plocha výztuže vyhovuje, využití $\sim 100 \%$

■ Zakotvení výztuže v místě uložení

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy

\rightarrow dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 0,7$ (smyčka)

Požadovaná kotevní délka pro přímé uložení:

$$l_2 = \frac{2}{3} \cdot l_1 = \frac{2}{3} \cdot \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = \frac{2}{3} \cdot 0,7 \cdot \frac{\sim 314}{314} \cdot 27,5 \cdot 10 = 128,3 \text{ mm}$$

$$l_{2,min} = 6 \cdot d_s = 6 \cdot 10 = 60 \text{ mm}$$

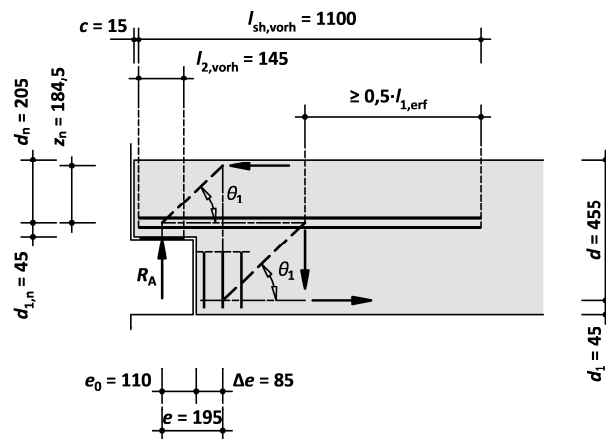
$\rightarrow l_{2,erf} = 128,3 \text{ mm}$

K dispozici (viz také Obr. A.13):

$$l_{2,vorh} = a - \Delta a - c = 190 - 30 - 15 = 145 \text{ mm}$$

\rightarrow zakotvení vyhovuje

■ Minimální délka smyček s ohledem na sklon první tlačené diagonály



Obr. A.14 K výpočtu minimální délky vodorovné výztuže ozubu

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti větší než 250 mm nade dnem formy a zároveň ve vzdálenosti menší než 300 mm od horního povrchu betonu → špatné podmínky soudržnosti (oblast II)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Požadovaná kotevní délka:

$$l_1 = \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = 1,0 \cdot \frac{\sim 314}{314} \cdot 55,0 \cdot 10 = 550,0 \text{ mm}$$

$$l_{1,\min} = 10 \cdot d_s = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{1,\text{erf}} = 550,0 \text{ mm}$$

Statická výška plného průřezu:

$$d = h - d_1 = 500 - 45 = 455 \text{ mm}$$

Minimální celková délka smyček (kotvení za první tlakovou diagonálu):

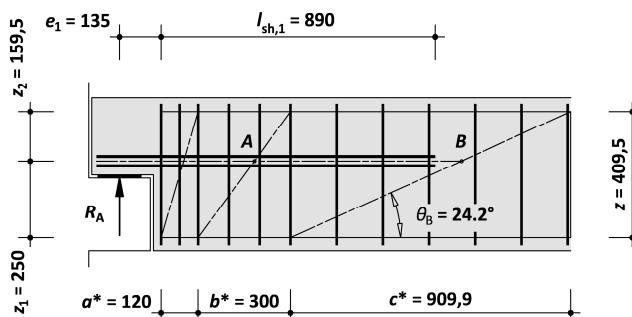
$$\begin{aligned} l_{\text{sh,erf}} &= l_n - c + \Delta e + (d - d_n) \cdot \cot \theta_1 + \frac{l_{1,\text{erf}}}{2} = \\ &= 200 - 15 + 85 + (455 - 205) \cdot \frac{195}{184,5} + \frac{550}{2} = 809,2 \text{ mm} \end{aligned}$$

Navrženo (viz Obr. A.14): $l_{\text{sh,vorh}} = 1100 \text{ mm}$

→ délka smyček vyhovuje

■ Alternativní posouzení délky smyček podle kap. 5.2

Vzhledem ke shodnému použitému značení geometrických veličin v kap. 5.2 a v zadání tohoto příkladu, jsou veličiny a , b , c z kap. 5.2 z důvodu možné zaměnitelnosti označeny v tomto příkladu jako a^* , b^* , c^* . Svislé síle V z kap. 5.2 v tomto případě odpovídá síla R_A .



Obr. A.15 K posouzení délky vodorovné výztuže ozubu podle kap. 5.2

Délka oblasti rozmístění vyvěšovacích třmínek I. sady:

$$a^* = 120 \text{ mm}$$

Délka oblasti rozmístění vyvěšovacích třmínek II. sady:

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

Vzhledem k tomu, že norma DIN 1045 [15] neuvažuje pro návrh smykové výztuže koncept metody příhradové analogie, provedeme nejprve výpočet fiktivního úhlu tlakových diagonál na základě známého (normou definovaného) posunu momentového obrazce:

$$\alpha_v = 1,00 \text{ (konzervativně)}$$

$$v = \alpha_v \cdot d = 1,00 \cdot 455 = 455 \text{ mm}$$

Rameno vnitřních sil plného průřezu (zjednodušeně):

$$z = 0,9 \cdot d = 0,9 \cdot 455 = 409,5 \text{ mm}$$

Fiktivní úhel tlakových diagonál:

$$\cot \theta_B = \frac{2 \cdot v}{z} = \frac{2 \cdot 455}{409,5} = 2,222 \rightarrow \theta_B = 24,2^\circ$$

→ nyní již postupujeme standardně podle kap. 5.2

Délka teoretického šikmého řezu pro návrh smykové výztuže:

$$c^* = z \cdot \cot \theta_B = 409,5 \cdot 2,222 = 909,9 \text{ mm}$$

Ramena vnitřních sil:

$$z_1 = 250 \text{ mm}$$

$$z_2 = 159,5 \text{ mm}$$

Délka vodorovné výztuže zasahující do oblasti třmínkových polí:

$$l_{sh,1} = l_{sh,prov} + c - l_n - \Delta s_{sv} = 1100 + 15 - 200 - 25 = 890 \text{ mm}$$

Excentricita síly:

$$e_1 = 135 \text{ mm}$$

Rozdělovací součinitel:

$$\xi = \frac{z \cdot (l_{sh,1} - a^*) - z_1 \cdot b^*}{z_1 \cdot c^* + z_2 \cdot b^*} = \frac{409,5 \cdot (890 - 120) - 250 \cdot 300}{250 \cdot 909,9 + 159,5 \cdot 300} = 0,873$$

Substituční koeficienty:

$$\begin{aligned} p_1 &= l_{sh,1} \cdot z \cdot (1 + \xi) - a^* \cdot \left(\frac{3}{2} \cdot z_1 + \frac{z_2}{2} + \xi \cdot z \right) - b^* \cdot \left(\frac{z_1}{2} + \xi \cdot z_1 + \xi^2 \cdot \frac{z_2}{2} \right) - c^* \cdot \xi^2 \cdot \frac{z_1}{2} - e_1 \cdot z_1 = \\ &= 890 \cdot 409,5 \cdot (1 + 0,873) - 120 \cdot \left(\frac{3}{2} \cdot 250 + \frac{159,5}{2} + 0,873 \cdot 409,5 \right) - \\ &- 300 \cdot \left(\frac{250}{2} + 0,873 \cdot 250 + 0,873^2 \cdot \frac{159,5}{2} \right) - 909,9 \cdot 0,873^2 \cdot \frac{250}{2} - 135 \cdot 250 = \\ &= 343513,412 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} q_1 &= l_{sh,1} \cdot z - a^* \cdot \left(z_1 + \frac{z_2}{2} \right) - b^* \cdot \frac{z_1}{2} + \xi \cdot (l_{sh,1} \cdot z - a^* \cdot z - b^* \cdot z_1) - \xi^2 \cdot \left(b^* \cdot \frac{z_2}{2} + c^* \cdot \frac{z_1}{2} \right) = \\ &= 890 \cdot 409,5 - 120 \cdot \left(250 + \frac{159,5}{2} \right) - 300 \cdot \frac{250}{2} + 0,873 \cdot (890 \cdot 409,5 - 120 \cdot 409,5 - 300 \cdot 250) - \\ &- 0,873^2 \cdot \left(300 \cdot \frac{159,5}{2} + 909,9 \cdot \frac{250}{2} \right) = \\ &= 392263,412 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} r_1 &= \xi \cdot (a^* \cdot z + b^* \cdot z_1 - l_{sh,1} \cdot z) + \xi^2 \cdot \left(b^* \cdot \frac{z_2}{2} + c^* \cdot \frac{z_1}{2} \right) = \\ &= 0,873 \cdot (120 \cdot 409,5 + 300 \cdot 250 - 890 \cdot 409,5) + 0,873^2 \cdot \left(300 \cdot \frac{159,5}{2} + 909,9 \cdot \frac{250}{2} \right) = \\ &= -104878,412 \end{aligned}$$

Součinitelé kvadratické rovnice:

$$A = (1 + \xi) \cdot \left(-\frac{p_1}{2} + \frac{q_1}{2} \right) = (1 + 0,873) \cdot \left(-\frac{343513,412}{2} + \frac{392263,412}{2} \right) = 45654,375$$

$$\begin{aligned} B &= -\frac{p_1}{2} \cdot (1 - \xi) + \frac{q_1}{2} + \frac{r_1}{2} \cdot (1 + \xi) = \\ &= -\frac{343513,412}{2} \cdot (1 - 0,873) + \frac{392263,412}{2} - \frac{104878,412}{2} \cdot (1 + 0,873) = 76099,972 \end{aligned}$$

$$C = \frac{r_1}{2} = -\frac{104878,412}{2} = -52439,206$$

Jak se lze snadno přesvědčit, řešení kvadratické rovnice je $\psi = 0,524$

Délka zakotvení výztuže:

$$x = \frac{2 \cdot p_1}{z \cdot [\psi \cdot (1 + \xi) + 1]} = \frac{2 \cdot 343513,412}{409,5 \cdot [0,524 \cdot (1 + 0,873) + 1]} = 846,7 \text{ mm}$$

Kontrola platnosti řešení:

$$x_{\max} = l_{\text{sh},1} - \frac{a^* \cdot z_1}{z} = 890 - \frac{120 \cdot 250}{409,5} = 816,7 \text{ mm}$$

→ nevyhovuje okrajovým podmínkám řešení!

→ nelze nalézt proporcionální namáhání výztuže → nutno postupovat iteračně!

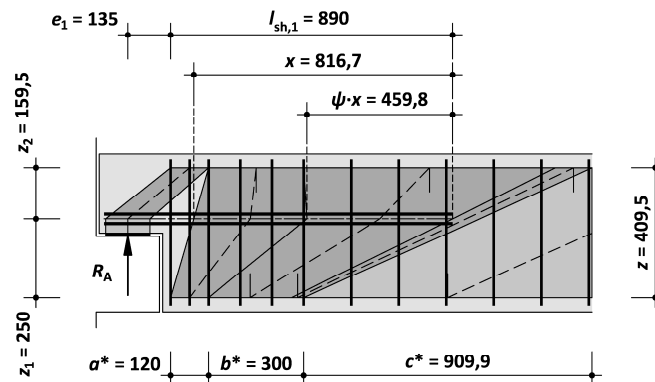
Zvolíme: $x = x_{\max} = 816,7 \text{ mm}$

Dopočítáme součinitel ψ :

$$\psi = \frac{2 \cdot p_1 - x \cdot z}{x \cdot z \cdot (1 + \xi)} = \frac{2 \cdot 343513,412 - 816,7 \cdot 409,5}{816,7 \cdot 409,5 \cdot (1 + 0,873)} = 0,563$$

→ vyhovuje okrajovým podmínkám řešení

→ délku zakotvení výztuže není možné porovnávat s kotevní délkou



Obr. A.16 Výsledný příhradový model podle kap. 5.2

Geometrické charakteristiky modelu:

$$\cot \theta_{11} = \frac{l_{\text{sh},1} - \frac{a^*}{2} - \frac{x}{2} - \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_1} = \frac{890 - \frac{120}{2} - \frac{816,7}{2} - \frac{0,563 \cdot 816,7}{2}}{250} = 0,76700$$

$$\cot \theta_{12} = \frac{a^* + \frac{b^*}{2} - l_{sh,1} + \frac{x}{2} + \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_2} = \frac{120 + \frac{300}{2} - 890 + \frac{816,7}{2} + \frac{0,563 \cdot 816,7}{2}}{159,5} =$$

$$= 0,11443$$

$$\cot \theta_{21} = \frac{l_{sh,1} - a^* - \frac{\xi \cdot b^*}{2} - \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_1} = \frac{890 - 120 - \frac{0,873 \cdot 300}{2} - \frac{0,563 \cdot 816,7}{2}}{250} =$$

$$= 1,63659$$

$$\cot \theta_{22} = \frac{a^* + b^* + \frac{\xi \cdot c^*}{2} - l_{sh,1} + \frac{\psi \cdot x}{2}}{z_2} = \frac{120 + 300 + \frac{0,873 \cdot 909,9}{2} - 890 + \frac{0,563 \cdot 816,7}{2}}{159,5} =$$

$$= 0,98478$$

Poměrná síla vznikající zalomením tlakových polí ve vodorovné výztuži ozubu na délce $(1-\psi) \cdot x$:

$$f_1 = \frac{R_A \cdot (\cot \theta_{11} - \cot \theta_{12})}{(1-\psi) \cdot x} = \frac{85,5 \cdot 10^3 \cdot (0,76700 - 0,11443)}{(1-0,563) \cdot 816,7} = 156,3 \text{ N/mm}$$

Poměrná síla vznikající zalomením tlakových polí ve vodorovné výztuži ozubu na délce $\psi \cdot x$:

$$f_2 = \frac{\xi \cdot R_A \cdot (\cot \theta_{21} - \cot \theta_{22})}{\psi \cdot x} = \frac{0,873 \cdot 85,5 \cdot 10^3 \cdot (1,63659 - 0,98478)}{0,563 \cdot 816,7} = 105,8 \text{ N/mm}$$

Povrch vodorovné výztuže ozubu na 1 mm její délky:

$$a_{sh} = 2 \cdot n_{sh} \cdot \pi \cdot \phi = 2 \cdot 2 \cdot \pi \cdot 10 = 126 \text{ mm}^2/\text{mm}$$

Styčné napětí na délce $(1-\psi) \cdot x$:

$$\tau_1 = \frac{f_1}{a_{sh}} = \frac{156,3}{126} = 1,240 \text{ MPa}$$

Styčné napětí na délce $\psi \cdot x$:

$$\tau_2 = \frac{f_2}{a_{sh}} = \frac{105,8}{126} = 0,840 \text{ MPa}$$

Dovolené napětí v soudržnosti pro oblast špatných podmínek soudržnosti (oblast II):
zul $\tau_1 = 1,3 \text{ MPa} \rightarrow$ vyhovuje

■ Posouzení zakotvení hlavní tahové výztuže nosníku – A_{sm} – v oblasti vyvšovacíh třmínků

Síla vznikající v podélné výztuži:

$$F_{sm} = F_{sv} \cdot \cot \theta_1 = F_{sv} \cdot \frac{e}{z_n} = 85,5 \cdot \frac{195}{184,5} = 90,4 \text{ kN}$$

Poznámka: V případě posouzení podle kap. 5.2 by byla síla ve výztuži:

$$F_{sm} = F_{sv} \cdot \cot \theta_{11} = 85,5 \cdot 0,76700 = 65,6 \text{ kN}$$

→ pro další posudek budeme uvažovat konzervativně $F_{sm} = 90,4 \text{ kN}$

Požadovaná plocha podélné výztuže:

$$A_{sm,erf} = \frac{F_{sm}}{zul \sigma_s} = \frac{90,4 \cdot 10^3}{285,714} = 316 \text{ mm}^2$$

Do podpory je dotaženo 100 % výztuže z pole, tj. $4\varnothing 25 \rightarrow A_{sm} = 1964 \text{ mm}^2$

Předpokládáme, že 26,9 % z dotažené plochy podélné výztuže je využíváno modelem B – bude stykováno s položkou šikmé vyvšovací výztuže, pro model A tedy zůstává 73,1 %:

$$A_{sm,vorh} = 0,731 \cdot 1964 = 1436 \text{ mm}^2 \rightarrow \text{vyhovuje, využití } 22,0 \%$$

■ Zakotvení výztuže v oblasti vyvšovacíh třmínků

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy
→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Požadovaná kotevní délka pro nepřímé uložení:

$$l_3 = \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = 1,0 \cdot \frac{316}{1436} \cdot 27,5 \cdot 25 = 151,3 \text{ mm}$$

$$l_{3,min} = 10 \cdot d_s = 10 \cdot 25 = 250 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{3,erf} = 250,0 \text{ mm}$$

K dispozici (viz také Obr. A.17):

$$l_{3,vorh} = (n_{sv} - 1) \cdot s_{sv} + \Delta s_{sv} - c = (3 - 1) \cdot 60 + 25 - 15 = 130 \text{ mm}$$

→ zakotvení nevyhovuje

Vzhledem k velkému průměru hlavní výztuže je rozhodující minimální kotevní délka. Abychom zohlednili alespoň částečně zakotvení hlavní výztuže, budeme pracovat s fiktivním (náhradním/maximálním) profilem vložky:

$$d_{sm,max} = \frac{l_{3,vorh}}{10} = \frac{130}{10} = 13,0 \text{ mm}$$

$$4\varnothing 13,0 \rightarrow A_{sm,max} = 531 \text{ mm}^2 > A_{sm,erf} = 316 \text{ mm}^2 \rightarrow \text{vyhovuje}$$

Požadovaná kotevní délka fiktivní vložky pro nepřímé uložení:

$$l_3 = \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = 1,0 \cdot \frac{316}{531} \cdot 27,5 \cdot 13 = 212,7 \text{ mm}$$

$$l_{3,min} = 10 \cdot d_s = 10 \cdot 13 = 130 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{3,erf} = 212,7 \text{ mm}$$

K dispozici (viz výše): $l_{3,vorh} = 130,0 \text{ mm}$

→ zakotvení nevyhovuje, výztuž je zakotvena na 61,1 %

→ nutno navrhnout přídatnou výztuž

■ Posouzení výztuže pro dokotvení hlavní tahové výztuže nosníku – A_{sa}

Je třeba zachytit sílu:

$$F_{sa} = (1 - 0,611) \cdot F_{sm} = (1 - 0,611) \cdot 90,4 = 35,2 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha přídatné výztuže:

$$A_{sa,erf} = \frac{F_{sa}}{\text{zul } \sigma_s} = \frac{35,2 \cdot 10^3}{285,714} = 123 \text{ mm}^2$$

$$\text{Navrženo: } 2x \text{ smyčka } \varnothing 10 \rightarrow A_{sa,vorh} = 314 \text{ mm}^2$$

→ plocha výztuže vyhovuje, využití 39,2 %

■ Zakotvení výztuže v oblasti vyvšovacíh třmínků

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy

→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 0,7$ (smyčka)

Požadovaná kotevní délka pro nepřímé uložení:

$$l_3 = \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = 0,7 \cdot \frac{123}{314} \cdot 27,5 \cdot 10 = 75,4 \text{ mm}$$

$$l_{3,min} = 10 \cdot d_s = 10 \cdot 10 = 100 \text{ mm}$$

$$\rightarrow l_{3,erf} = 100 \text{ mm}$$

K dispozici (viz výše):

$$l_{3,\text{vorh}} = 130 \text{ mm}$$

→ zakotvení vyhovuje

■ Minimální délka smyček s ohledem na jejich stykování s hlavní tahovou výztuží nosníku

Vložka je v oblasti stykovací délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy

→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Stykujeme více než 50 % plochy výztuže a průměr stykované výztuže $d_s < 16 \text{ mm}$

→ součinitel $\alpha_{\text{ü}} = 1,6$

Požadovaná stykovácí délka:

$$l_{\text{ü}} = \alpha_{\text{ü}} \cdot l_1 = \alpha_{\text{ü}} \cdot \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = 1,6 \cdot 1,0 \cdot \frac{123}{314} \cdot 27,5 \cdot 10 = 172,4 \text{ mm}$$

$$l_{\text{ü,min}} = \max \left\{ \begin{array}{l} 15 \cdot d_s = 15 \cdot 10 = 150 \text{ mm} \\ 200 \text{ mm} \end{array} \right\} = 200 \text{ mm}$$

→ $l_{\text{ü,erf}} = 200 \text{ mm}$

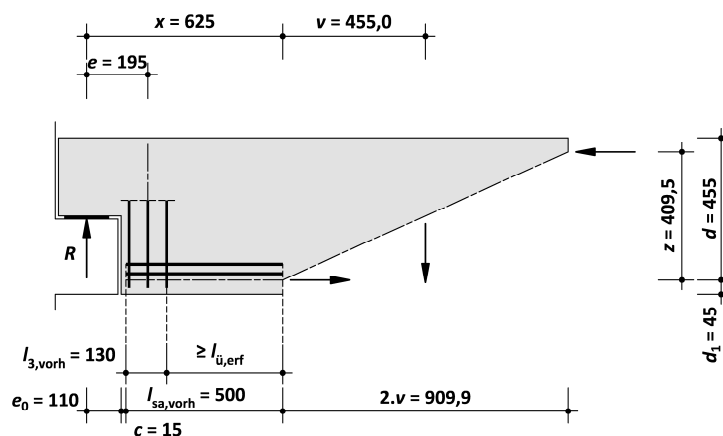
Minimální celková délka smyček:

$$l_{\text{sa,erf}} = l_{3,\text{vorh}} + l_{\text{ü,erf}} = 130 + 200 = 330 \text{ mm}$$

Navrženo (viz Obr. A.17): $l_{\text{sa,vorh}} = 500 \text{ mm}$

→ délka smyček vyhovuje

■ Kontrola délky smyček s ohledem na zakotvení hlavní tahové výztuže nosníku na jejich konci



Obr. A.17 K posouzení zakotvení hlavní výztuže nosníku

Vzdálenost začátku posuzovaného šikmého řezu:

$$x = e_0 + c + l_{\text{sa,vorh}} = 110 + 15 + 500 = 625 \text{ mm}$$

Posun momentového obrazce:

$$\alpha_v = 1,00 \text{ (konzervativně)}$$

$$v = \alpha_v \cdot d = 1,00 \cdot 455 = 455 \text{ mm}$$

Moment k těžišti třmínkové výztuže v šikmém řezu (vlastní váha nosníku zanedbána):

$$M_{(x+v)} = R \cdot (x + v) = 117 \cdot (0,625 + 0,455) = 126,4 \text{ kNm}$$

Rameno vnitřních sil plného průřezu (zjednodušeně):

$$z = 0,9 \cdot d = 0,9 \cdot 455 = 409,5 \text{ mm}$$

Síla ve výztuži:

$$F_{\text{sm}} = \frac{M_{(x+v)}}{z} = \frac{126,4}{0,409} = 309,0 \text{ kN}$$

Požadovaná plocha podélné výztuže:

$$A_{\text{sm,erf}} = \frac{F_{\text{sm}}}{\text{zul} \sigma_s} = \frac{309,0 \cdot 10^3}{285,714} = 1082 \text{ mm}^2$$

$$\text{K dispozici: } 4\text{Ø} 25 \rightarrow A_{\text{sm,vorh}} = 1964 \text{ mm}^2$$

→ plocha výztuže vyhovuje, využití 55,1 %

■ Zakotvení výztuže

Vložka je v oblasti kotevní délky umístěna ve vzdálenosti do 250 mm nade dnem formy

→ dobré podmínky soudržnosti (oblast I)

Součinitel tvaru prutu: $\alpha_1 = 1,0$ (přímý prut)

Požadovaná kotevní délka:

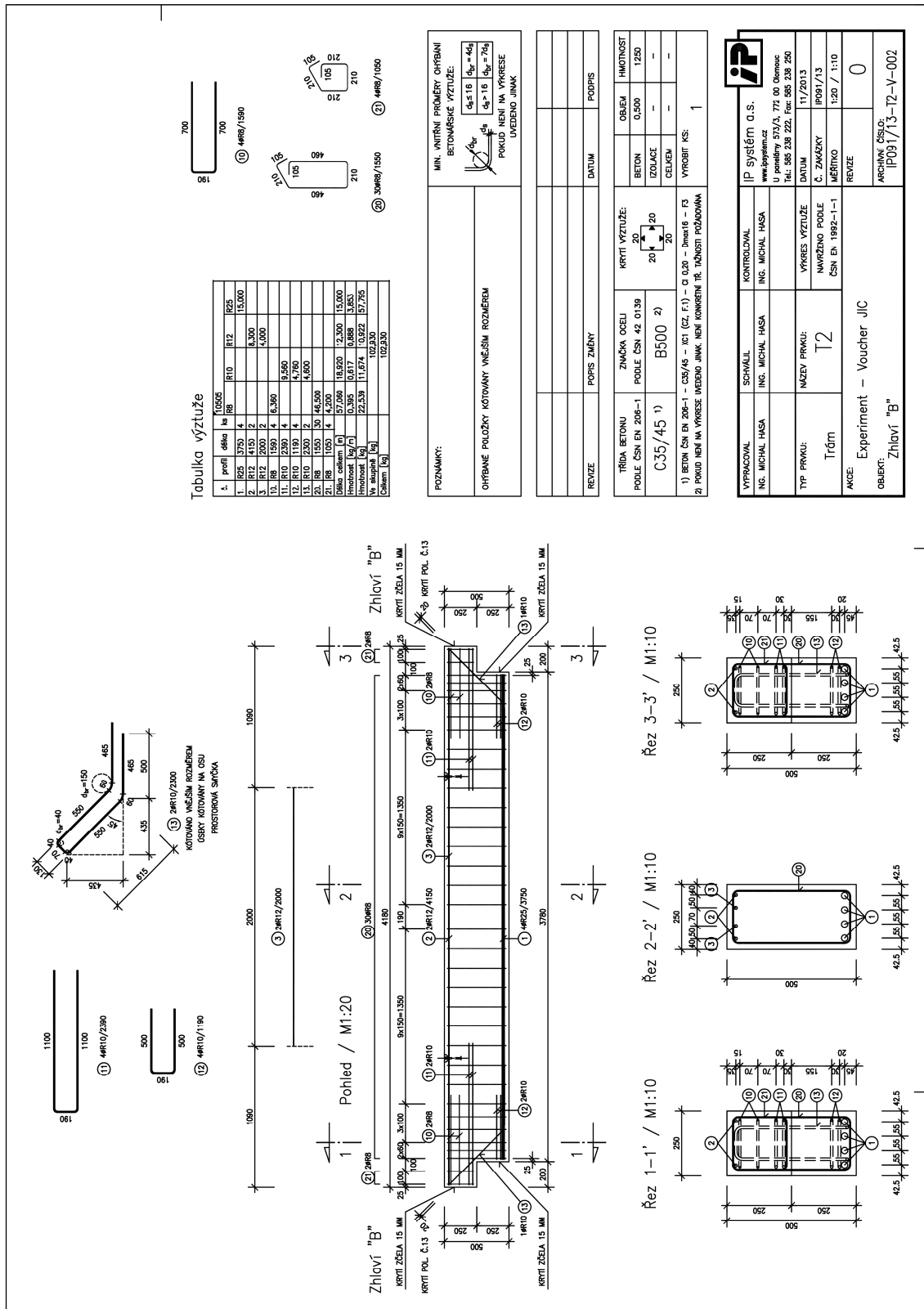
$$l_1 = \alpha_1 \cdot \alpha_A \cdot \alpha_0 \cdot d_s = 1,0 \cdot \frac{1082}{1964} \cdot 27,5 \cdot 25 = 378,8 \text{ mm}$$

$$l_{1,\text{min}} = 10 \cdot d_s = 10 \cdot 25 = 250 \text{ mm}$$

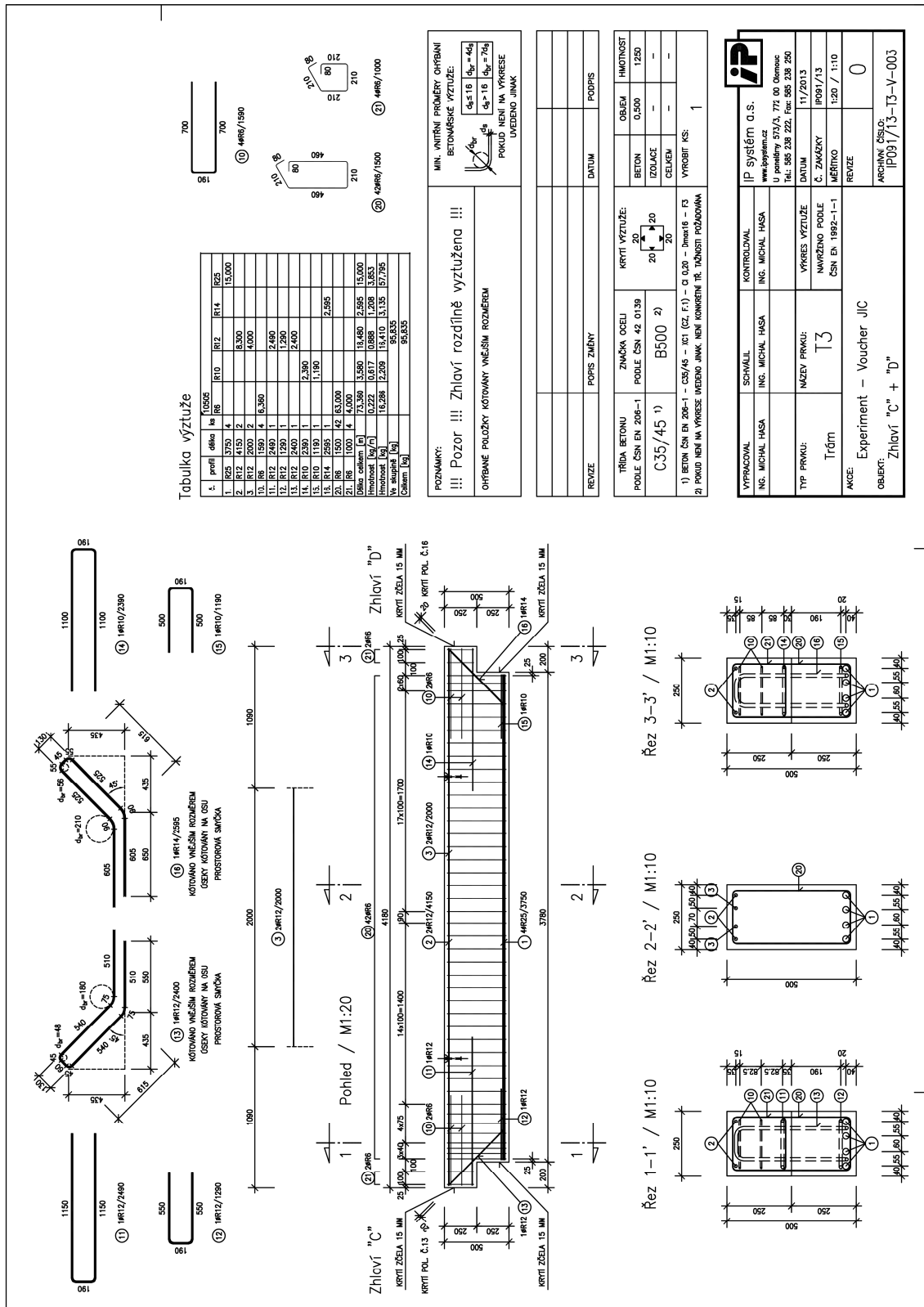
$$\rightarrow l_{1,\text{erf}} = 378,8 \text{ mm}$$

K dispozici (viz Obr. A.17): $l_{1,\text{vorh}} = 500 \text{ mm}$

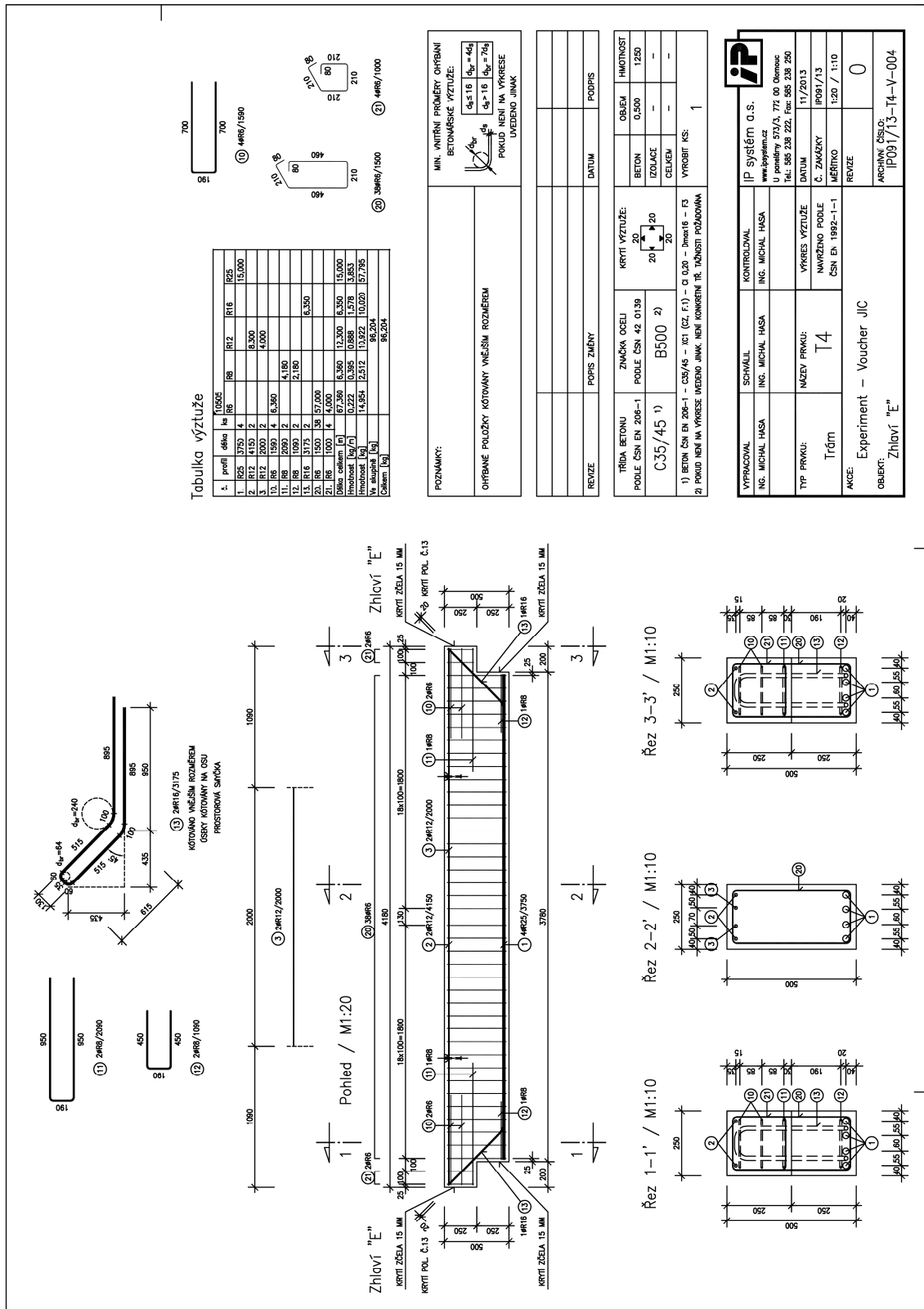
→ zakotvení vyhovuje, délka smyček je dostačující



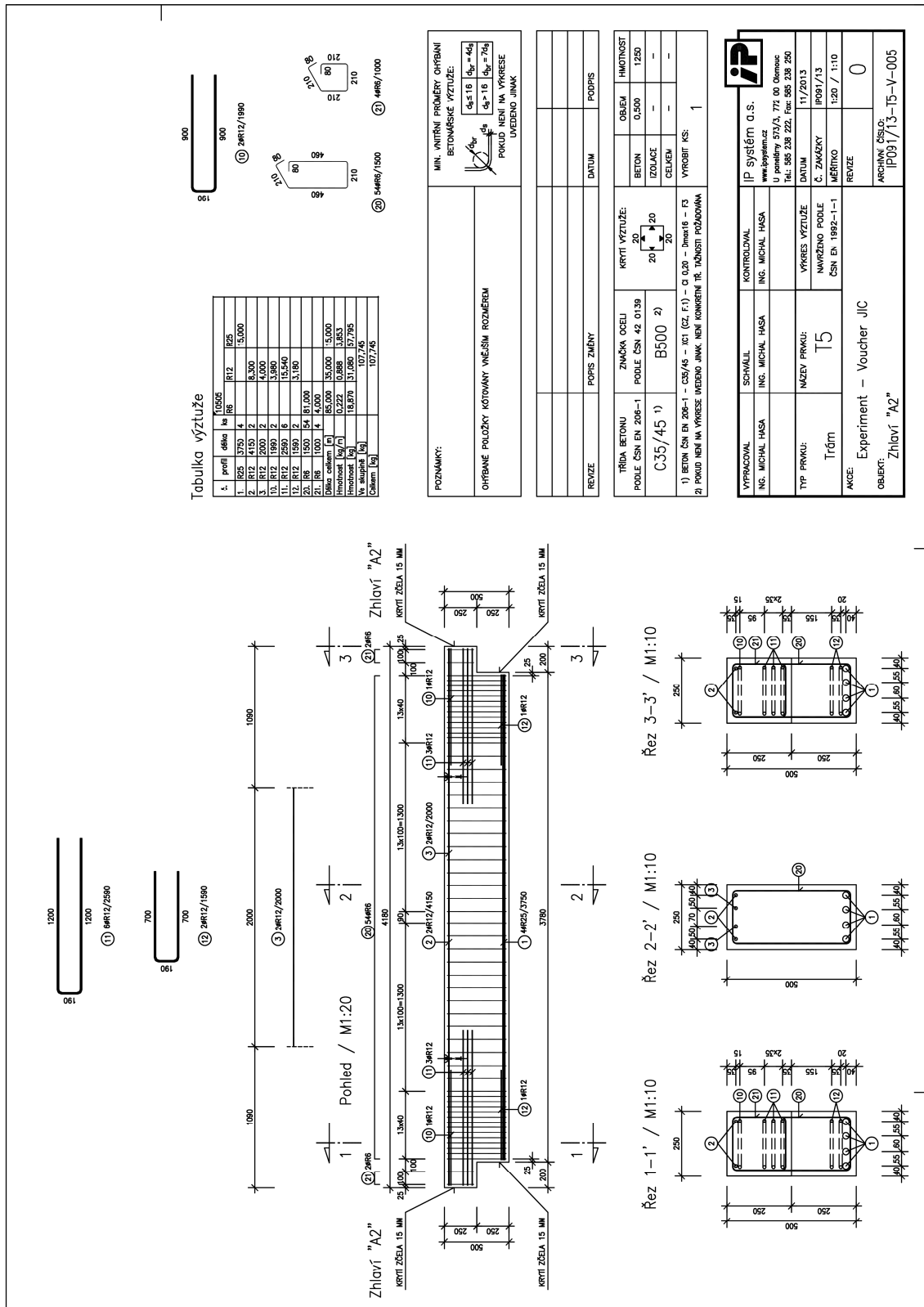
Obr. B.2 Výrobní výkres výztuže zkušebního nosníku T2



Obr. B.3 Výrobní výkres výtluže zkušební nosníku T3



Obr. B.4 Výrobní výkres výtluže zkušebního nosníku T4



Obr. B.5 Výrobní výkres výztuže zkušebního nosníku T5