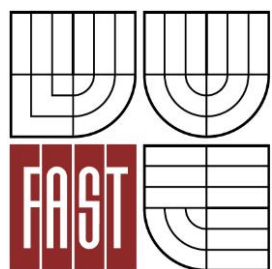




VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV BETONOVÝCH A ZDĚNÝCH KONSTRUKCÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF CONCRETE AND MASONRY STRUCTURES

POSOUZENÍ ŽELEZOBETONOVÉHO PRVKU POUŽITÍM PRAVDĚPODOBNOSTNÍHO PŘÍSTUPU

PROBABILITY BASED METHOD OF REINFORCED CONCRETE MEMBER APPROACH

DIPLOMOVÁ PRÁCE
MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

BC. VÁCLAV SIGMUND

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

Ing. IVANA LANÍKOVÁ, Ph.D.



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ FAKULTA STAVEBNÍ

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

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Diplomant	Bc. Václav Sigmund
Název	Posouzení železobetonového prvku použitím pravděpodobnostního přístupu
Vedoucí diplomové práce	Ing. Ivana Laníková, Ph.D.
Datum zadání diplomové práce	31. 3. 2013
Datum odevzdání diplomové práce	17. 1. 2014
V Brně dne 31. 3. 2013	

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

.....
prof. Ing. Rostislav Drochytka, CSc., MBA
Děkan Fakulty stavební VUT

Podklady a literatura

Podklady:

Tvar a rozměry prvku, materiálové charakteristiky.

Základní normy:

ČSN EN 1990 včetně změny A1: Zásady navrhování konstrukcí.

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

ČSN ISO 2394: Obecné zásady spolehlivosti konstrukcí.

Literatura doporučená vedoucím diplomové práce.

Zásady pro vypracování

Vypočítejte spolehlivost zadaného prvku pomocí simulační metody ve dvou variantách, a to:

a) na modelu, kdy mezní únosnost bude stanovena na průřezu za zjednodušujících předpokladů, které jsou v souladu s normou EC2. Pro tento simulační model zpracujte algoritmizaci posudku průřezu a sestavte vlastní program pro výpočet únosnosti.

b) na modelu prvku v programu Atena.

Pro stanovení spolehlivosti použijte simulační metodu Monte Carlo modifikovanou LHS (Latin Hypercube Sampling) např. pomocí software FREET.

Únosnost stanovte i metodou dílčích součinitelů spolehlivosti.

Možné úpravy provádějte podle pokynů vedoucího diplomové práce.

Požadované výstupy:

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

Přílohy textové části:

P1. Použité podklady a vstupy

P2. Statický výpočet dle metody dílčích součinitelů spolehlivosti

P3. Simulační model mezní únosnosti dle předpokladů EC2

P4. Simulační model v Ateně

Prohlášení o shodě listinné a elektronické formy VŠKP (1x).

Popisný soubor závěrečné práce (1x).

Diplomová práce bude odevzdána v listinné a elektronické formě podle směrnic a 1x na CD.

Předepsané přílohy

.....
Ing. Ivana Laníková, Ph.D.
Vedoucí diplomové práce

Abstrakt

Diplomová práce se zabývá posouzením železobetonového prvku pomocí plně pravděpodobnostního přístupu a jeho porovnáním s metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Tento přístup posouzení mezního stavu únosnosti bude aplikován na stanovení mezního stavu únosnosti železobetonového sloupu namáhaného kombinací „N+M“, tedy normálovou silou a ohybovým momentem. Konkrétně se budu zabývat kruhovým železobetonovým sloupem s a bez vlivu ovinutí jednosměrnou tkaninou z uhlíkových vláken a porovnáním teoreticky určených hodnot s hodnotami určenými experimentem, který je prováděn na Ústavu betonových a zděných konstrukcí Fakulty stavební Vysokého učení technického v Brně.

Klíčová slova

posouzení konstrukce, pravděpodobnost, plně pravděpodobnostní přístup, metoda dílčích součinitelů spolehlivosti, ovinutí, tkanina z uhlíkových vláken, sloup, železobeton

Abstract

This thesis deals with the assessment of reinforced concrete elements using a fully probabilistic approach and its comparison with the method of partial reliability factors. This method of ultimate limit state design will be applied to determine the ultimate limit state of reinforced concrete column loaded by a combination of "N + M", the normal force and bending moment. Specifically, I will solve a circular reinforced concrete column with and without the effect of wrapping unidirectional carbon fiber fabrics and comparing the theoretically determined values with the values determined by experiment, which is carried out at the Institute of Concrete and Masonry Structures Faculty of Civil Engineering of the Technical University in Brno.

Keywords

design assessment, the probability, fully probabilistic approach, the partial reliability factor, wrapping, carbon fiber fabrics, column, reinforced

...

Bibliografická citace VŠKP

Bc. Václav Sigmund *Posouzení železobetonového prvku použitím pravděpodobnostního přístupu*. Brno, 2014. 72 s., 12 s. příl. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav betonových a zděných konstrukcí.
Vedoucí práce Ing. Ivana Laníková, Ph.D..

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci zpracoval(a) samostatně a že jsem uvedl(a) všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 3.1.2014

.....
podpis autora
Bc. Václav Sigmund

Poděkování:

Poděkování patří především vedoucímu práce Ing. Ivaně Laníkové, Ph.D. a Ing. Vojtěchu Kostihovi za pomoc, ochotu, cenné a odborné rady, které mi poskytli při zpracování této práce.

V Brně dne 3.1.2014

.....
podpis autora
Bc. Václav Sigmund

Obsah

Kapitola 1	3
Úvod, cíle diplomové práce.....	3
1.1 Úvod do obsahu diplomové práce	3
1.2 Cíle diplomové práce.....	3
Kapitola 2	4
Teorie namáhání „N+M“, algoritmus výpočtu	4
2.1 Namáhání prvku kombinací zatížení „N+M“ a algoritmizace řešení.....	4
2.1.1 Obecné řešení	5
2.1.2 Řešení rovnic pro případ stanovení MSÚ dle ČSN EN 1992-1-1[2]	7
2.1.3 Algoritmizace řešení numerických rovnic.....	12
pro případ stanovení MSÚ a vstupní veličiny	12
Kapitola 3	14
Vliv geometrické nelinearity a ovinutí	14
3.1 Geometrické nelinearity	14
3.1.1 Určení štíhlosti sloupu.....	15
3.1.2 Zjednodušené metody řešení geometrické nelinearity.....	16
3.2 Vliv ovinutí.....	17
3.2.1 Parametry ovinutí	17
3.2.2 Zahrnutí vlivu ovinutí do výpočtu	17
Kapitola 4	19
Teorie spolehlivosti, software FReET a generované materiálové charakteristiky	19
4.1 Software FReET	19
4.2 Úvod do teorie spolehlivosti a plně pravděpodobnostního přístupu	19
navrhování stavebních konstrukcí	19
4.2.1 Náhodná veličina	20
4.2.2 Teorie spolehlivosti	21
4.2.3 Metody řešení spolehlivostních úloh.....	22
4.2.4 Hodnoty spolehlivosti dle platných předpisů	24

4.3 Generované materiálové charakteristiky	26
Kapitola 5	28
Model ŽB sloupu v softwaru ATENA 3D.....	28
5.1 Úvod softwaru ATENA 3D.....	28
5.2 Model ŽB sloupu	28
5.2.1 Materiálové charakteristiky	28
5.2.2 Makroprvky – tvorba modelu	30
5.2.3 Zatěžovací stavy	31
5.2.4 Generování sítě konečných prvků,monitory a parametry výpočtu	33
5.3 Výstupy.....	35
Kapitola 6	48
Výsledky a jejich srovnání	48
6.1 Centricky tlačенý sloup	48
6.2 Interakční diagramy MSÚ	54
6.2.1 Interakční diagram bez vlivu geometrických nelinearit	55
6.2.2 Interakční diagram s vlivem geometrických nelinearit	61
6.2.3 Interakční diagram bez a s vlivem geometrických nelinearit	63
6.2.4 Interakční diagram s vlivem ovinutí.....	64
6.2.5 Interakční diagram s vlivem ovinutí a geometrických nelinearit	66
6.2.6 Interakční diagram s vlivem ovinutí a bez a s vlivem geometrických nelinearit.....	68
6.2.7 Interakční diagram s a bez vlivu ovinutí.....	69
Kapitola 7	70
Závěr.....	70
Seznam zdrojů	71
Seznam zkratk a symbolů	72
Seznam příloh diplomové práce	73
Přílohy diplomové práce.....	73
A – části zdrojového kódu vytvořeného programu pro posouzení MSÚ	73
B – výrobní výkres zkoušeného železobetonového.....	84
sloupu vytvořený ing.Vojtěchem Kostihou.....	84

Kapitola 1

Úvod, cíle diplomové práce

1.1 Úvod do obsahu diplomové práce

Diplomová práce se zabývá posouzením železobetonového prvku pomocí plně pravděpodobnostního přístupu a jeho porovnáním s metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Tento přístup posouzení mezního stavu únosnosti bude aplikován na stanovení mezního stavu únosnosti železobetonového sloupu namáhaného kombinací „N+M“, tedy normálovou silou a ohybovým momentem. Konkrétně se budu zabývat kruhovým železobetonovým sloupem s a bez vlivu ovinutí jednosměrnou tkaninou z uhlíkových vláken a porovnáním teoreticky určených hodnot s hodnotami získanými z experimentu, který je prováděný na Ústavu betonových a zděných konstrukcí (ÚBZK) Fakulty stavební Vysokého učení technického v Brně.

1.2 Cíle diplomové práce

Cílem diplomové práce je:

- a) Vytvořit algoritmus v programovacím jazyce PASCAL pro posouzení mezního stavu únosnosti železobetonového kruhového sloupu namáhaného kombinací zatížení „N+M“ v rovině symetrie průřezu prvku s vlivem a bez vlivu ovinutí. Dále se zahrnutím vlivu účinků geometrické nelinearity.
- b) Vytvoření modelu železobetonového kruhového sloupu bez ovinutí v softwaru ATENA 3D pro porovnání teoretického chování namáhaného sloupu s experimentem a s vytvořeným algoritmem.
- c) Stanovení mezního stavu únosnosti železobetonového kruhového sloupu za pomoci plně pravděpodobnostního přístupu v softwaru FReET a vytvořeném algoritmu.
- d) Stanovení mezního stavu únosnosti železobetonového kruhového sloupu za pomoci dílčích součinitelů spolehlivosti.
- e) Porovnání hodnot únosností železobetonového kruhového sloupu.

Kapitola 2

Teorie namáhání „N+M“, algoritmus výpočtu

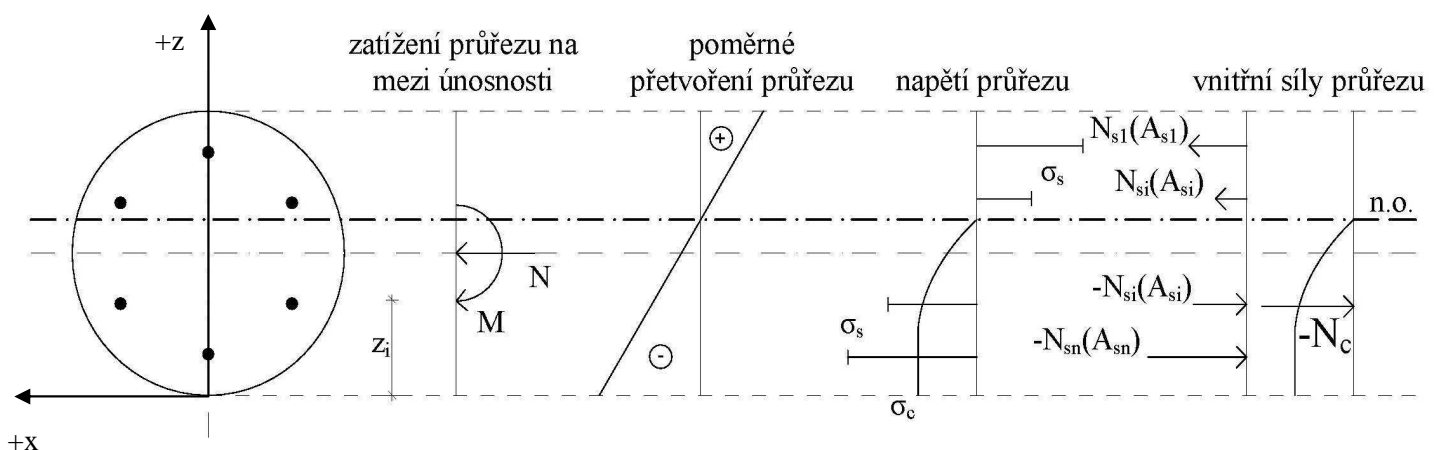
2.1 Namáhání prvku kombinací zatížení „N+M“ a algoritmizace řešení

Namáhání kombinací zatížením „N+M“ lze rozdělit z hlediska působení na průřez prvku na průřez nesymetrický s obecným působištěm zatížení a polohou neutrálné osy a na prvky jednoose či víceose symetrické s působištěm zatížení v ose symetrie.

V mém případě se jedná o symetrický kruhový průřez s působištěm zatížení v rovině symetrie průřezu.

V tomto případě namáhání se jedná o specifický případ a můžeme zavést následující předpoklady:

- 1) Neutrálná osa je kolmá na osu symetrie
- 2) Průběh poměrného přetvoření průřezu je lineární po jeho výšce
- 3) Vliv smyku na pootočení střednice průřezu po deformaci neuvažuji - Kirchhoffova teorie
- 4) Napětí v betonu a výztuži se určí z pracovních diagramů
- 5) Beton v tahu nepůsobí
- 6) Mezní stav únosnosti nastane, když alespoň v jednom z extrémně namáhaných materiálů dosáhne poměrné přetvoření mezní hodnoty



Obrázek 1: deformace, napětí a vnitřní síly na průřezu od mezního zatížení

2.1.1 Obecné řešení

Pokud je úloha materiálově nelineární, vede obecné řešení na soustavu nelineárních algebraických rovnic.

$$N_r(\varepsilon(a,b)) = \iint_A \sigma_c(\varepsilon(a,b)) dA + \sum_{i=1}^n A_{si} \sigma_{si}(\varepsilon(a,b))$$

$$M_r(\varepsilon(a,b)) = \iint_A \sigma_c(\varepsilon(a,b)) z dA + \sum_{i=1}^n A_{si} \sigma_{si}(\varepsilon(a,b)) z_i$$

σ_c - napětí v tlačené části betonu

σ_{si} - napětí v i-té vrstvě výztuže

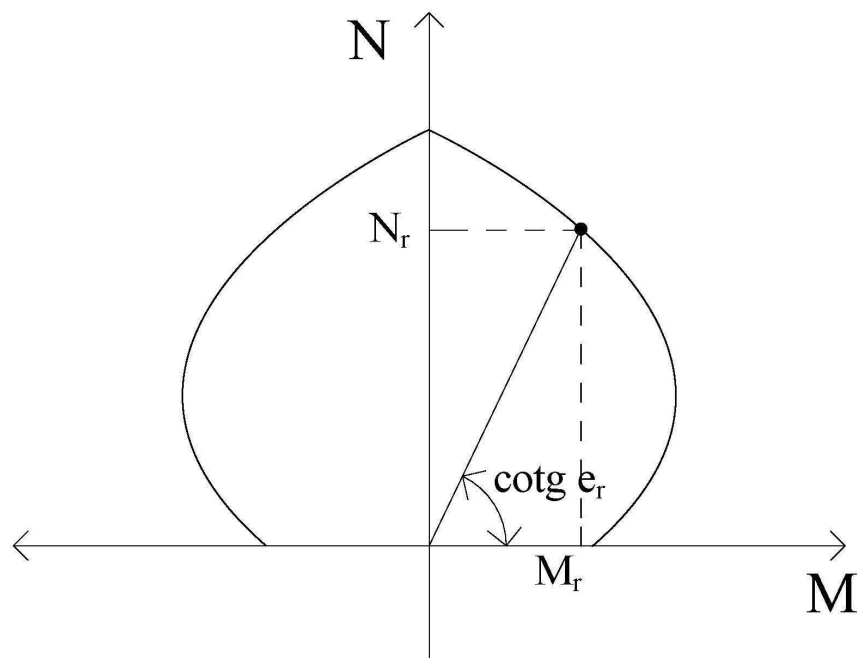
A_{si} - i-tá plocha výztuže

ε - přetvoření průřezu

Řešení pro $e = e_r$

e - dohledaná excentricita působící normálové síly na průřezu

e_r - požadovaná excentricita působící normálové síly pro mezní stav únosnosti průřezu



Obrázek 2: Interakční diagram

Iterační Newtonova metoda

$$e \in \langle (1-k) \cdot e_r; (1+k) \cdot e_r \rangle$$

e - dohledaná excentricita působící normálové síly na průřezu

e_r - požadovaná excentricita působící normálové síly pro mezní stav únosnosti průřezu

k – požadovaná přesnost řešení

Podstatou iterační Newtonovy metody (též metody tečen) je myšlenka aproximace grafu požadované funkce v blízkém okolí daného bodu. K aproximaci funkce v daném bodě lze vhodně použít polynomickou funkci a tedy uspokojivé řešení nabízí Taylorův polynom:

$$T_n(x) = f(p) + f'(p)(x-p) + \frac{1}{2!} f''(p)(x-p)^2 + \dots + \frac{1}{n!} f^{(n)}(p)(x-p)^n$$

Jak již název iterační metody napovídá, tato metoda považuje za uspokojivou aproximaci tečnu v daném bodě a tedy pro řešení použije pouze první dva členy Taylorova polynomu a dostáváme diferenciál funkce f v bodě p :

$$y = f(p) + f'(p)(x-p)$$

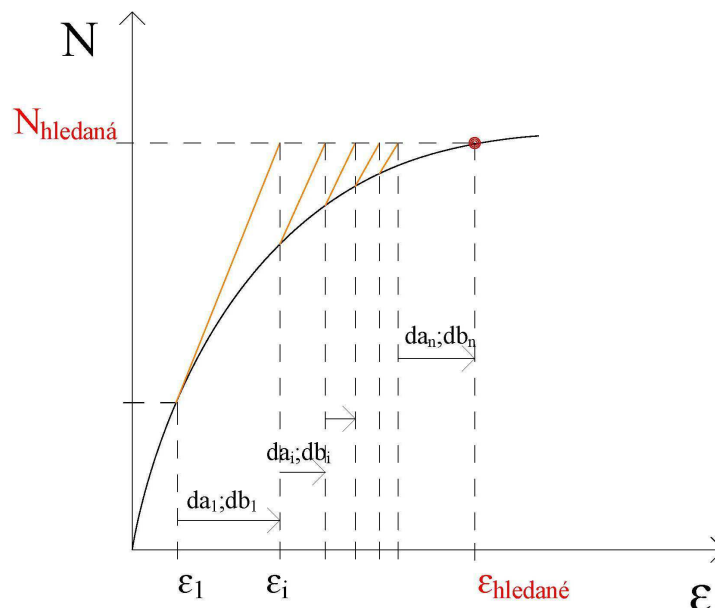
Analogicky získáme diferenciál funkce přetvoření průřezu ϵ :

$$\epsilon(a+da, b+db) = \epsilon(a,b) + \frac{\partial \epsilon}{\partial a} da + \frac{\partial \epsilon}{\partial b} db$$

Za předpokladu lineárního průběhu přetvoření po výšce průřezu udávají hodnoty a, b parametry úsečky poměrného přetvoření ϵ závislé na souřadnici z a rovnice poměrného přetvoření je tedy:

$$\epsilon(a,b) = a z + b$$

Podmínkou řešení je odhad počátečního bodu aproximace ϵ_1 .



Obrázek 2a: Schéma iterace pomocí metody tečen

$$e = \frac{M}{N}$$

$$\begin{aligned} N(\varepsilon(a+da, b+db)) &= \iint_A \sigma_c(\varepsilon(a+da, b+db)) dA + \sum_{i=1}^n A_{si} \sigma_{si}(\varepsilon(a+da, b+db)) \\ &= \iint_A [\sigma_c(\varepsilon(a, b)) dA + \frac{\partial \sigma_c}{\partial \varepsilon} (\frac{\partial \varepsilon}{\partial a} da + \frac{\partial \varepsilon}{\partial b} db) dA] + \sum_{i=1}^n A_{si} \sigma_{si}(\varepsilon(a, b)) + \\ &+ \frac{\partial \sigma_{si}}{\partial \varepsilon} (\frac{\partial \varepsilon}{\partial a} da A_{si} + \frac{\partial \varepsilon}{\partial b} db A_{si}) \\ &= N(\varepsilon(a, b)) + [\iint_A E_c z dA] da + [\iint_A E_c z dA] db + [\sum_{i=1}^n E_s z_{si} A_{si}] da \\ &+ [\sum_{i=1}^n E_s z_{si} A_{si}] db \end{aligned}$$

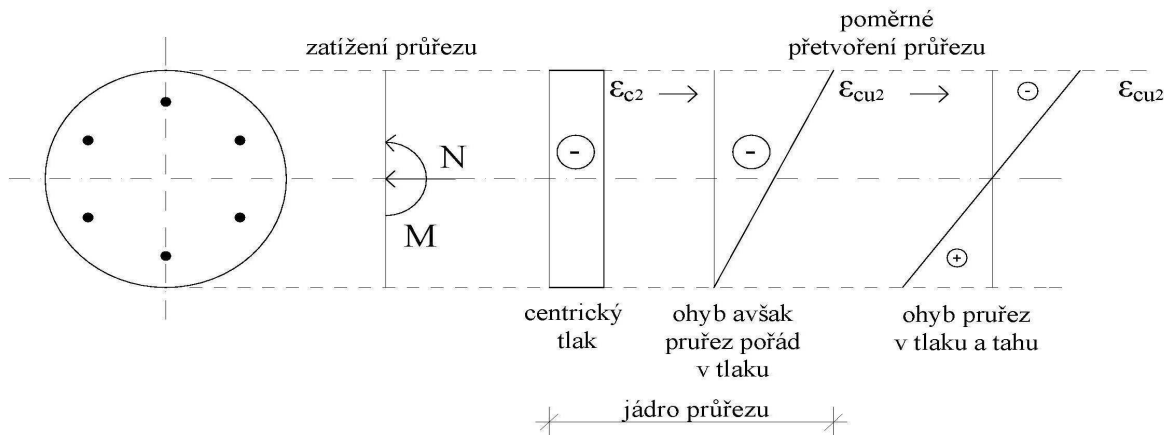
$$\begin{aligned} M(\varepsilon(a+da, b+db)) &= \iint_A \sigma_c(\varepsilon(a+da, b+db)) z dA + \sum_{i=1}^n A_{si} \sigma_{si}(\varepsilon(a+da, b+db)) z_i \\ &= \iint_A [\sigma_c(\varepsilon(a, b)) z dA + \frac{\partial \sigma_c}{\partial \varepsilon} (\frac{\partial \varepsilon}{\partial a} da + \frac{\partial \varepsilon}{\partial b} db) z dA] + \sum_{i=1}^n A_{si} \sigma_{si}(\varepsilon(a, b)) z_i + \\ &+ \frac{\partial \sigma_{si}}{\partial \varepsilon} (\frac{\partial \varepsilon}{\partial a} da A_{si} + \frac{\partial \varepsilon}{\partial b} db A_{si}) z_i \\ &= M(\varepsilon(a, b)) + [\iint_A E_c z dA] z da + [\iint_A E_c z dA] z db + [\sum_{i=1}^n E_s z_{si} A_{si}] z_i da \\ &+ [\sum_{i=1}^n E_s z_{si} A_{si}] z_i db \end{aligned}$$

2.1.2 Řešení rovnic pro případ stanovení MSÚ dle ČSN EN 1992-1-1[2]

Řešení pro MSÚ za použití zjednodušujících předpokladů viz 2.1 se rozpadne na řešení ve dvou oblastech:

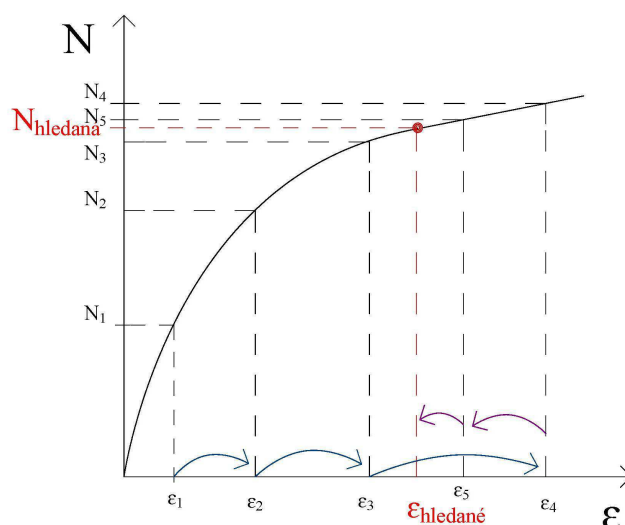
- 1) Řešení v jádře průřezu, to znamená v oblasti, kdy je celý průřez tlačný
- 2) Řešení v oblasti, kde nastávají i tahová napětí

V první oblasti je celý průřez stále v tlaku, i když na něj působí ohybový moment až do limitní hodnoty excentricity ohybového momentu, při které již začnou vznikat i tahová napětí. Tuto hodnotu jsem označil e_{lim} . Přechod do druhé oblasti, kde vznikají i tahová napětí určuje poměrné přetvoření viz obrázek 2b.



Obrázek 2b: Přechod z tlaku do tahových oblastí průřezu

Řešení je prováděno pomocí numerické integrace. Průřez byl rozdělen na určitý počet vrstev a dvojné integrály figurující v obecném řešení byly nahrazeny jejich geometrickým významem za použití jednobodové integrace. Pokud bychom průřez rozdělili na menší počet vrstev a tím by jejich výška nebyla zanedbatelná, měli bychom použít pro numerickou integraci například obdélníkové či lichoběžníkové pravidlo. Pokud ovšem rozdělíme průřez na velký počet vrstev, konkrétně v mém případě jsem průřez o průměru dvě stě milimetrů rozdělil na tři tisíce vrstev, jejich výška je zanedbatelná a mohl jsem si dovolit odečítat funkční hodnotu přímo ve středu výšky vrstvy. Newtonova metoda iterace byla nahrazena metodou půlení intervalů. Tato metoda spočívá, tak jako metoda tečen, v počáteční volbě vstupních veličin. Avšak na rozdíl od metody tečen, která aproximuje průběh funkce tečnou v bodě a na ní realizuje diferenciál funkční hodnoty, metoda půlení intervalů se snaží nalézt bod, který se nejvíce blíží přesné hodnotě, požadované na vstupu iterace. Metoda půlení intervalů se řadí mezi „triviální“ metody iterace a k řešení konverguje pomaleji než metoda tečen, avšak z hlediska programovacího času je méně náročná a v době počítačů s více jádry procesoru je rychlost konvergence při méně náročných matematických výpočtech srovnatelná s metodou tečen.

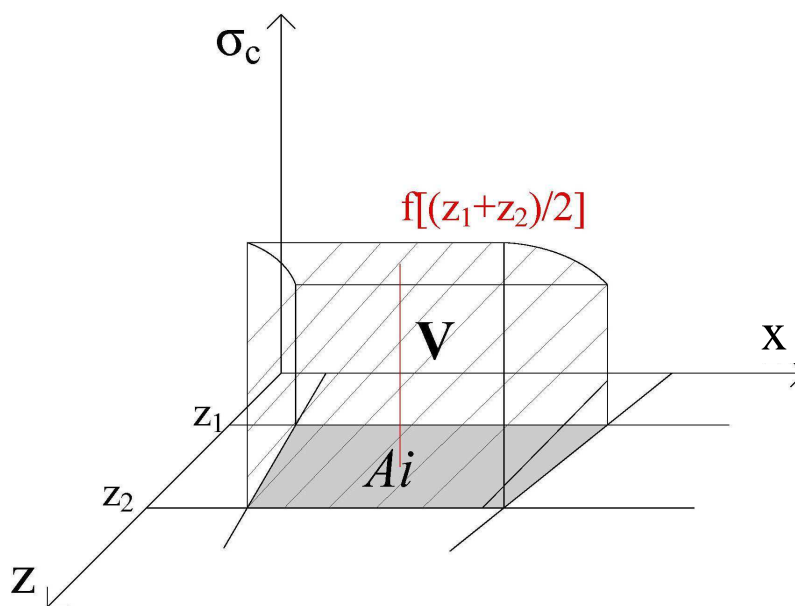


Obrázek 2c: Schéma iterace metodou půlení intervalů

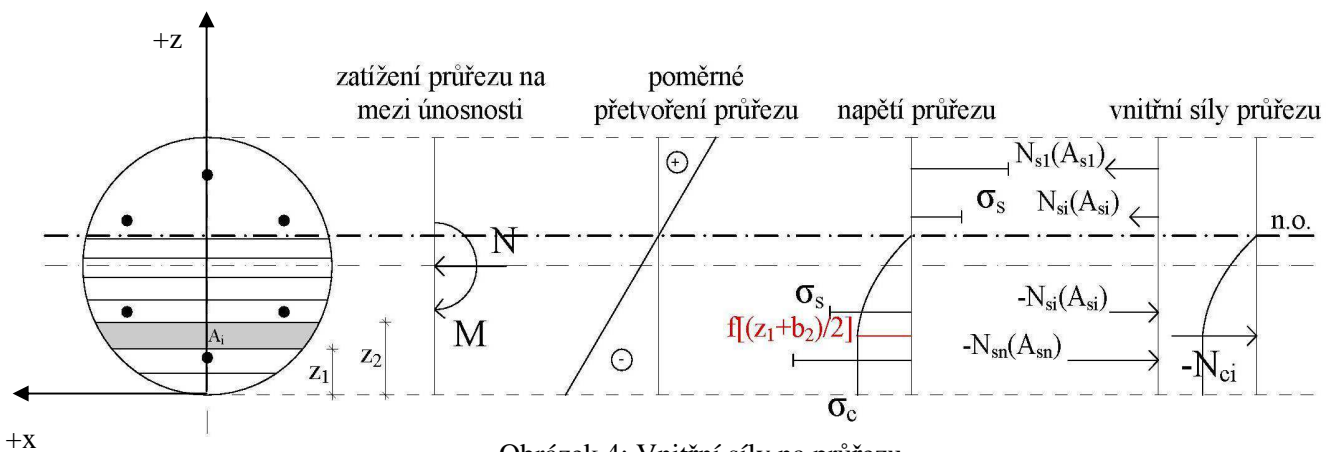
$$\int_a^b f(z) dz = (z_2 - z_1) f\left(\frac{z_1 + z_2}{2}\right)$$

$$\iint_A f(z, r) dA = A_i(z, r) f\left(\frac{z_1 + z_2}{2}\right)$$

Pokud bychom se pohybovali v rovině, byl by pro nás dostačující jednoduchý integrál, který určuje obsah plochy pod křivkou funkce. Jelikož se ale pohybujeme v prostoru, je nutné použít dvojný integrál a nahradit jej jeho geometrickým významem, tedy objemem, za použití numerické integrace.

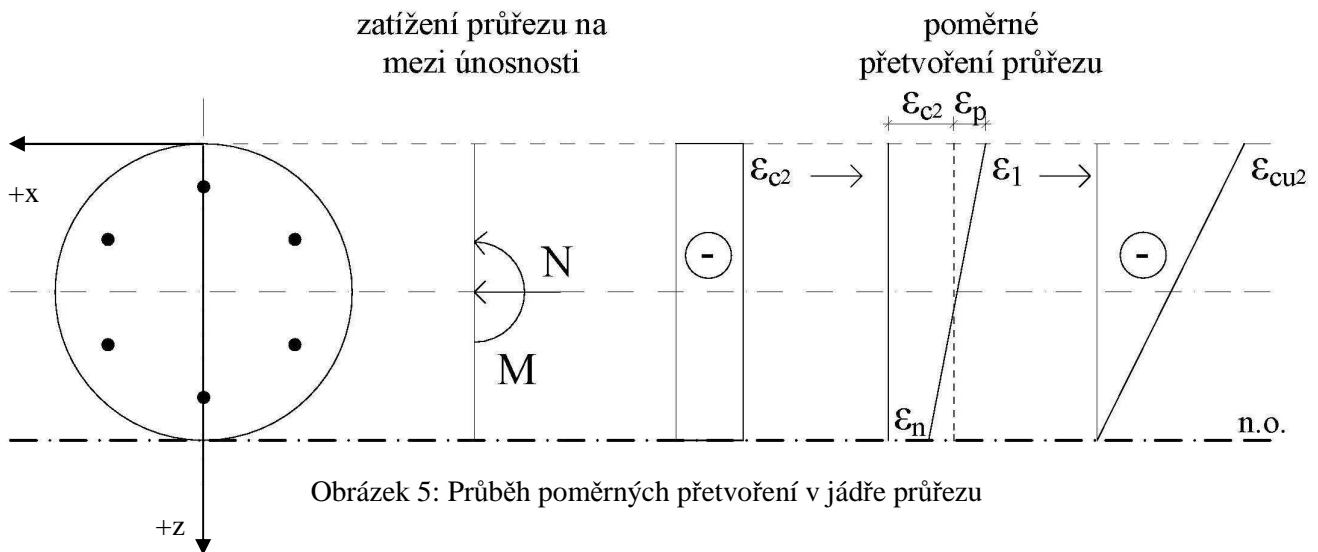


Obrázek 3: Geometrický význam dvojného integrálu



Obrázek 4: Vnitřní síly na průřezu

1) Řešení v jádře průřezu



Podstata řešení podmínky $e \in \langle (1-k) \cdot e_r; (1+k) \cdot e_r \rangle$ metodou půlení intervalů spočívá ve volbě průběhu funkce poměrného přetvoření průřezu ε :

$$\varepsilon(a + da, b + db) = a z + b$$

$$\varepsilon(a + da, b + db) = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_n}{2R} z + \varepsilon_n$$

$$\varepsilon_n = \varepsilon_{c2} - \frac{4}{3} \varepsilon_p$$

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_{c2} + \varepsilon_p$$

$$\varepsilon_{p,i} \in \langle \varepsilon_{c2}; \varepsilon_{cu2} \rangle$$

$$\varepsilon_{p,i+1} = \varepsilon_{p,i} \cdot 0,5 \vee \varepsilon_{p,i} \cdot 1,5$$

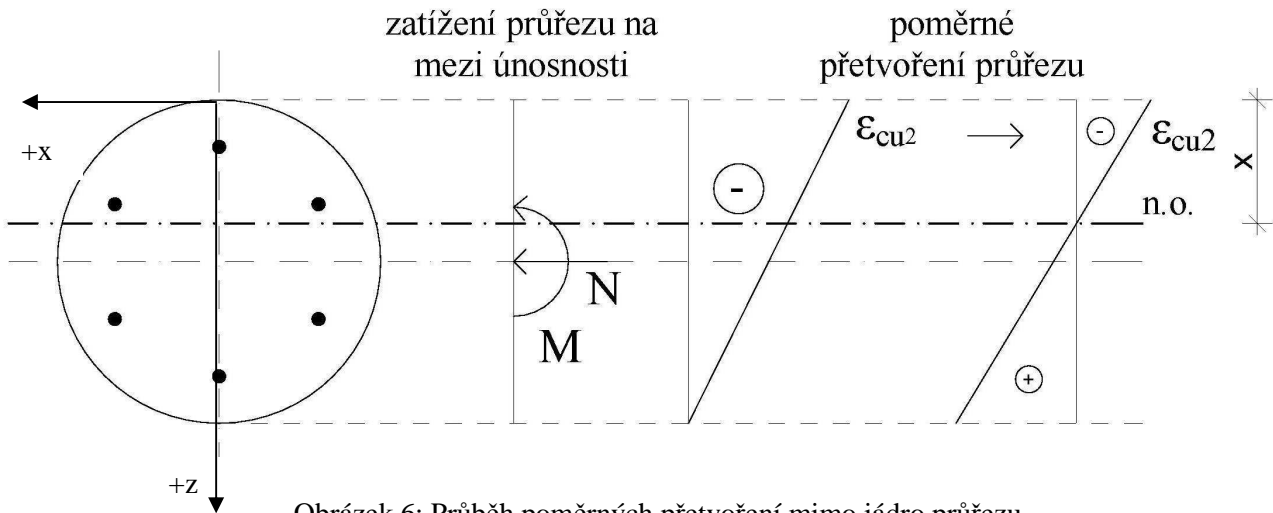
dokud není splněna podmínka $e \in \langle (1-k) \cdot e_r; (1+k) \cdot e_r \rangle$

$$e = \frac{M_r}{N_r}$$

$$N_r(\varepsilon(a + da, b + db))$$

$$M_r(\varepsilon(a + da, b + db))$$

2) Řešení mimo jádro průřezu



Obrázek 6: Průběh poměrných přetvoření mimo jádro průřezu

Podstata řešení podmínky $e \in \langle (1-k) \cdot e_r; (1+k) \cdot e_r \rangle$ metodou půlení intervalů spočívá ve volbě průběhu funkce poměrného přetvoření průřezu ε :

$$\varepsilon(x) = \frac{\varepsilon_{cu2}}{x} (x - z) \quad \text{pro } z < x$$

$$\varepsilon(x) = \frac{\varepsilon_{cu2}}{x} (z - x) \quad \text{pro } z > x$$

$$x_i \in \langle 0; 2R \rangle$$

$$x_{i+1} = x_i \cdot 0,5 \vee x_i \cdot 1,5$$

dokud není splněna podmínka $e \in \langle (1-k) \cdot e_r; (1+k) \cdot e_r \rangle$

$$e = \frac{M_r}{N_r}$$

$$N_r(\varepsilon(x + dx))$$

$$M_r(\varepsilon(x + dx))$$

2.1.3 Algoritmizace řešení numerických rovnic

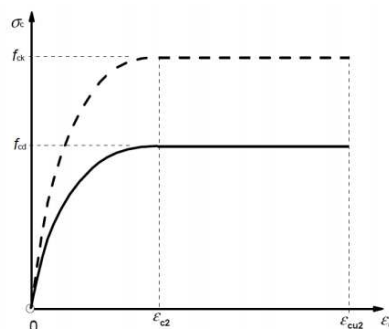
pro případ stanovení MSÚ a vstupní veličiny

Samotný zdrojový kód je součástí přílohy A diplomové práce, zde pouze uvedu vstupy a vývojový diagram řešení.

Základní vstupní údaje

Pracovní diagram betonu:

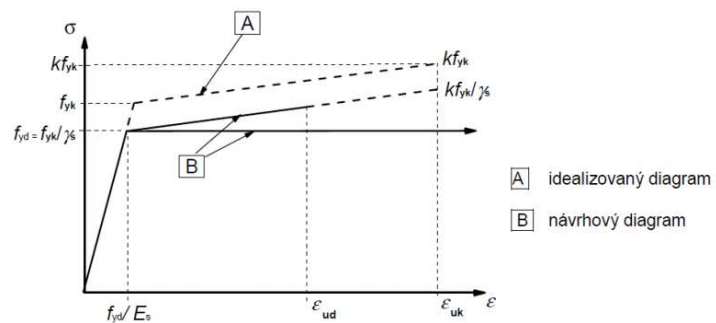
parabolicko-rektangulární



Obrázek 7: Pracovní diagram betonu

Pracovní diagram výztuže:

bilineární bez zpevnění



Obrázek 8: Pracovní diagram výztuže

Výztuž:

B500B, Youngův modul pružnosti E 200 GPa

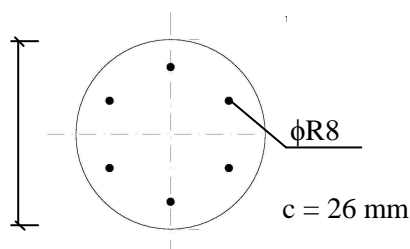
Beton:

C30/37 (přesné parametry dle provedené zkoušky viz tab. 5)

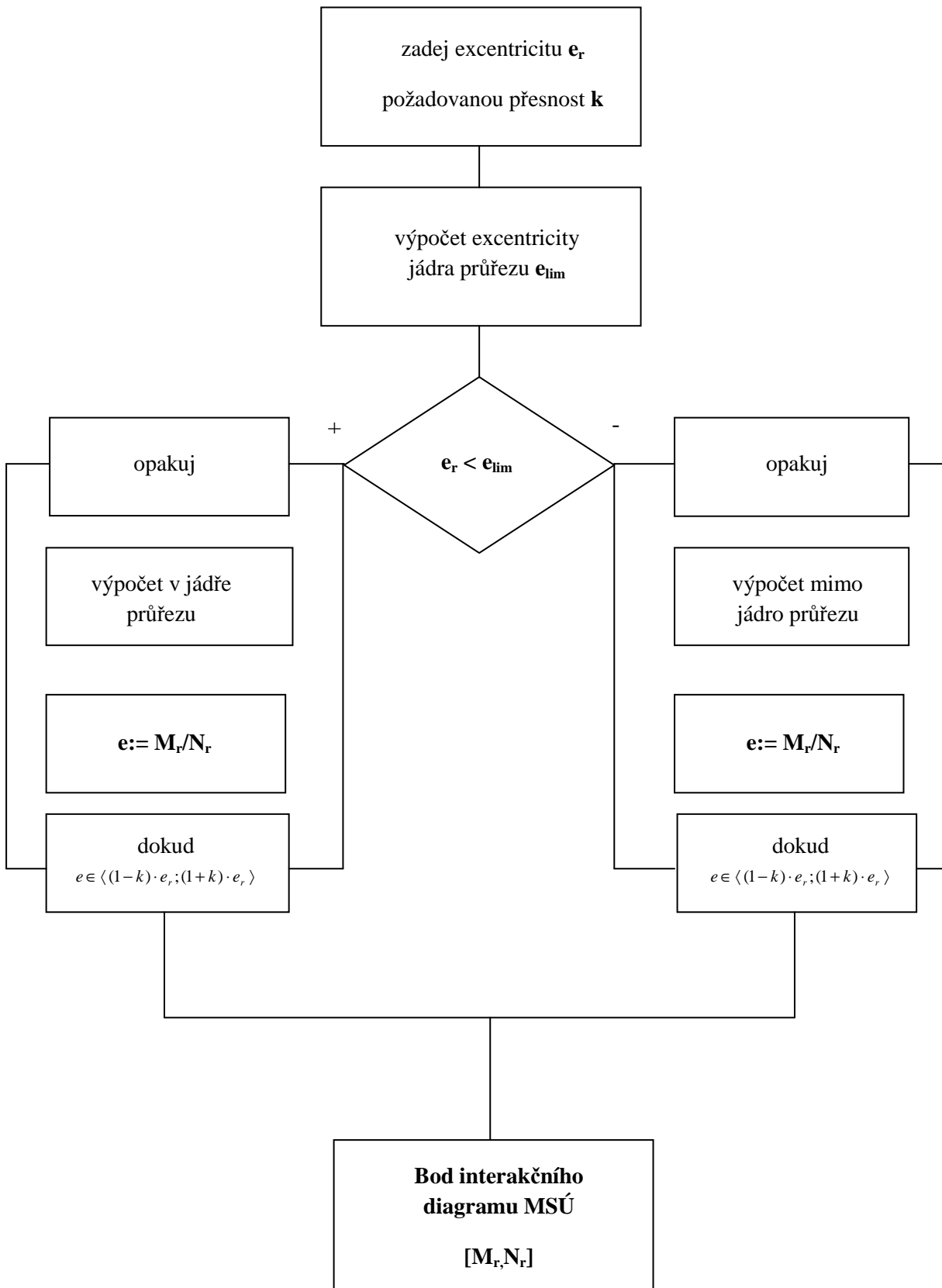
Parametry sloupu:

$l = 2,9 \text{ m}$

$d = 200 \text{ mm}$



- podepření sloupu v hlavě i patě kloubově viz obrázek 19.



Kapitola 3

Vliv geometrické nelinearity a ovinutí

3.1 Geometrické nelinearity

Při uvažování vlivu geometrické nelinearity namáhaného železobetonového sloupu je nutné určit, zda tento vliv budeme ve výpočtu uvažovat a jak k jeho řešení přistoupit.

Z hlediska kritéria pro zahrnutí vlivu geometrické nelinearity rozdělujeme prvky například dle [1] na:

- a) masivní prvky
- b) štíhlé prvky

U masivních prvků vliv geometrické nelinearity není nutné uvažovat, jelikož jejich vybočení uprostřed výšky sloupu je zanedbatelné.

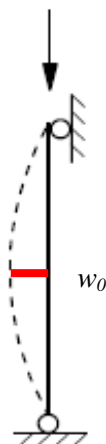
U štíhlých prvků je ovšem vliv geometrické nelinearity nutné uvažovat.

Zde zavádíme dělení štíhlých prvků z hlediska přístupu k řešení viz [1]:

- a) středně štíhlé prvky
- b) velmi štíhlé prvky

Středně štíhlé prvky

Výpočet rovnováhy vnitřních sil u těchto prvků je nutné uvažovat na deformované konstrukci. Z toho plyne vliv přídavné excentricity druhého řádu v důsledku geometrické nelinearity uprostřed výšky sloupu. Mezní stav únosnosti ovšem nastává vyčerpáním mechanické odolnosti průřezu, tedy dosažením mezního přetvoření v extrémně namáhaných vláknech betonu nebo v extrémně namáhané výztuži.



Obrázek 9: Přídavná excentricita druhého řádu w_0

Velmi štíhlé prvky

Velmi štíhlé prvky se chovají odlišně oproti středně štíhlým prvkům. K poruše sloupu dojde při určité hodnotě působící normálové síly, která vyvolá takové přetvoření a tedy i ohybový moment, se kterým se již tlačенý sloup není schopen vyrovnat. Vezměme například centrický tlak vyvolaný normálovou silou bez ohybového momentu působící na masivní sloup a velmi štíhlý sloup. U masivního sloupu dojde k poruše, při dosažení takové normálové síly, která způsobí mezní přetvoření v extrémně namáhaných vlákna betonu či výztuže. Únosnost je tedy vyčerpána mezní pevností materiálu prvku a podélný ohyb lze zanedbat. Oproti tomu u velmi štíhlých prvků hraje podélný ohyb zásadní roli. Prvek je schopen do určité hodnoty normálové síly podélnému ohybu vzdorovat. Zvětšíme-li nepatrně hodnotu této normálové síly, není již možná rovnováha vnějších a vnitřních sil na průřezu a dochází ke kolapsu konstrukce. Tato hodnota normálové síly je ovšem nižší než hodnota normálové síly působící na masivní i středně štíhlý sloup. Únosnost velmi štíhlého sloupu je vyčerpána ztrátou stability tvaru. Tento problém je nutné řešit speciálními teoriemi, či sofistikovaným softwarem se zahrnutím vlivu fyzikálních, materiálových a geometrických nelinearit.

3.1.1 Určení štíhlosti sloupu

Pro určení limitní štíhlosti osamělých prvků uvádí norma ČSN EN 1992-1-1 [2] následující vztah:

$$\lambda_{\text{lim}} = \frac{20 A B C}{\sqrt{n}}$$

n – vliv působící normálové síly

A - vliv dotvarování

B - vliv stupně vyztužení průřezu

C – vliv průběhu momentů po výšce sloupu

Štíhlost sloupu je určena vztahem:

$$\lambda = \frac{L_0}{i}$$

i – poloměr setrvačnosti betonového průřezu bez trhlin

L_0 – účinná délka



Obrázek 10: Uvažovaná účinná délka sloupu

Je-li $\lambda > \lambda_{\text{lim}}$ je sloup štíhlý a je třeba uvažovat s vlivem geometrické nelinearity.

Orientační hranice pro určení, zda se jedná o sloup středně či velmi štíhlý jsou dány následujícími hodnotami:

- a) středně štíhlý $\lambda_{\text{lim}} \leq \lambda \leq 75$
- b) velmi štíhlý $75 < \lambda \leq 150$

V mém případě se jedná o sloup se štíhlostí $\lambda = 58$ a sloup se tedy řadí mezi středně štíhlé prvky.

3.1.2 Zjednodušené metody řešení geometrické nelinearity

Norma ČSN EN 1992-1-1 [2] umožňuje použití dvou zjednodušených metod zahrnutí vlivu geometrické nelinearity:

a) Metoda založená na jmenovité tuhosti [2]:

Jádrem této metody je stanovení jmenovité tuhosti EI pro výpočet vzpěrného břemene N_b .

$$N_b = \pi^2 \frac{EI}{L_0^2}$$

Jmenovitá tuhost EI v sobě zahrnuje vliv trhlin a dotvarování betonu. Jedná se tedy o aktuální tuhost reagující na aktuální zatížení. Určení takovéto aktuální reálné tuhosti není zcela triviální. ČSN EN 1992-1-1 sice uvádí postup jak tuto tuhost určit, avšak při aplikaci těchto postupů jsem získával zcela odlišné výsledky oproti předpokládanému chování.

Z toho důvodu jsem opustil tento přístup a do své diplomové práce jsem zapracoval druhou metodu založenou na jmenovité křivosti.

b) Metoda založená na jmenovité křivosti [2]:

Tato metoda je vhodná pro osamělé prvky zatížené konstantní normálovou silou. Metoda je též nazývána „metodou náhradního štíhlého prutu“. Za tento prut bývá považován nehmotný přímý svislý prut vetknutý v patě a v hlavě volný. Metoda vychází z přibližného předpokladu, že přetvoření v hlavě prutu w_0 je lineární funkcí křivosti ve vetknutí w'' .

$$w_0 = \int_0^l w''(x) M(x) l dx$$

Výsledné řešení je stanovení momentu druhého M_2 řádu na základě průhybu uprostřed sloupu e_2 a působící normálové síly.

$$M_2 = N * e_2 = N * w_0$$

Celkový působící moment na sloup je poté:

$$M_{Ed} = M_{Ed0} + M_2$$

3.2 Vliv ovinutí

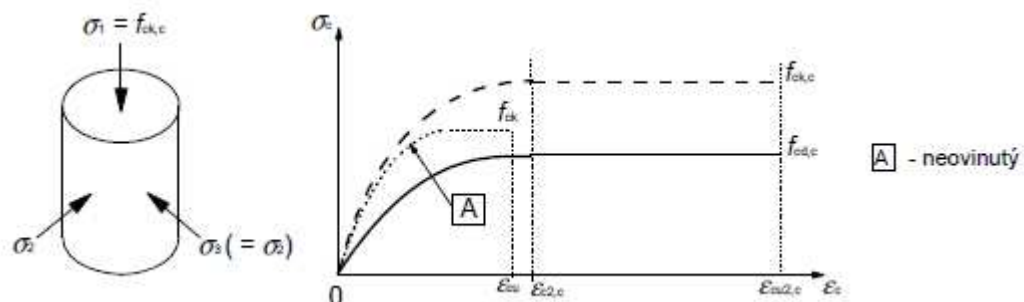
3.2.1 Parametry ovinutí

Železobetonový sloup byl ovinut jednou vrstvou jednosměrné tkaniny z těžkých uhlíkových vláken SikaWrap 600 C/120:

- tloušťka tkaniny $t_t = 0,337$ mm
- pevnost suchého vlákna v tahu $3\,800$ N/mm²
- modul pružnosti v tahu $E_t = 242\,000$ N/mm²
- protažení při přetržení 1,55%, pro návrh maximálně 0,6%

3.2.2 Zahnutí vlivu ovinutí do výpočtu

Pomocí ovinutí je bráněno volné deformaci ve směru kolmém na normálu průřezu. V důsledku toho vzniká trojosá napjatost v průřezu sloupu. Tato trojosá napjatost má za následek zvýšení pevnosti betonu v tlaku a mezních poměrných přetvoření. Vliv ovinutí má největší efekt při centrickém tlaku, kdy je betonový průřez celý rovnoměrně tlačенý, jakmile začne betonový průřez přecházet do tahové oblasti, začíná se vliv ovinutí zmenšovat a jakmile v betonovém průřezu začnou převládat tahy, vliv ovinutí v podstatě zcela vymizí.



Obrázek 11: Pracovní diagram ovinutého betonu

Pokud by bylo zabráněno deformaci dokonale tak ze zobecněného Hookova zákona [3] by platilo, že:

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E_c} * [-\nu * (\sigma_1 + \sigma_3) + \sigma_2]$$

$$\sigma_2 = \sigma_3, \nu - \text{Poissonův součinitel}$$

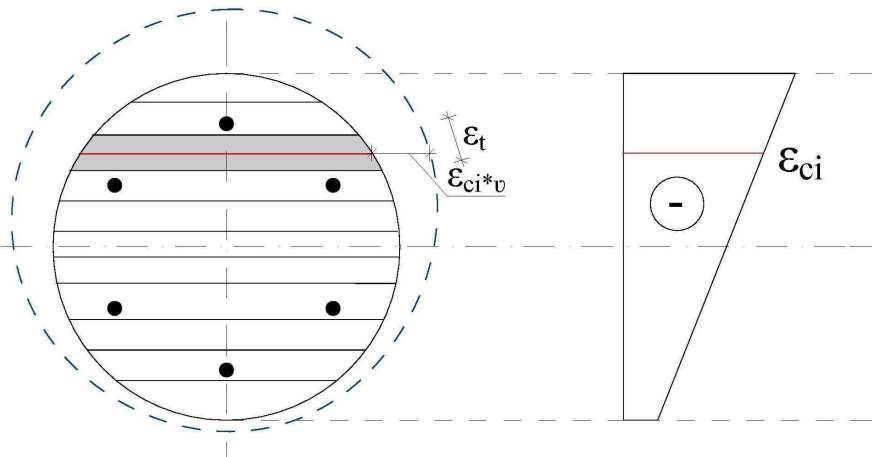
Tento předpoklad však neplatí, jelikož ovinutá tkanina se deformuje v závislosti na působícím zatížení a platí vzorec:

$$\sigma_2 = \frac{2 * E_t * \varepsilon_t * t_t}{d}$$

ε_t – poměrné protažení tkaniny v závislosti na působícím zatížení

t_t – tloušťka uhlíkové tkaniny

d – průměr sloupu



Obrázek 12: Poměrná deformace tkaniny ovinutí

Jelikož platí vliv soudržnosti mezi betonem a ovinutím je poměrné protažení ovinutí ε_t funkcí poměrného ztláčení betonového průřezu ε_{ci} .

$$\varepsilon_t(\varepsilon_{ci} * \nu)$$

Pokud tedy známe hodnotu σ_2 lze pro stanovení zvýšené hodnoty pevnosti betonu v tlaku a kritických poměrných přetvoření použít vztahy uvedené v ČSN EN 1992-1-1 [2]:

$$f_{ck,c} = f_{ck} * \left(1,0 + 5,0 * \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right) \quad \text{pro } \sigma_2 \leq 0,05 * f_{ck}$$

$$f_{ck,c} = f_{ck} * \left(1,125 + 2,5 * \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right) \quad \text{pro } \sigma_2 > 0,05 * f_{ck}$$

$$\varepsilon_{c2,c} = \varepsilon_{c2} * \left(\frac{f_{ck,c}}{f_{ck}} \right)^2$$

$$\varepsilon_{cu2,c} = \varepsilon_{cu2} + 0,2 * \frac{\sigma_2}{f_{ck}}$$

Kapitola 4

Teorie spolehlivosti, software FReET a generované materiálové charakteristiky

4.1 Software FReET

Název FReET je akronym slov „Feasible Reliability Engineering Tool“ což ve volném překladu znamená „dostupný pravděpodobnostní nástroj pro inženýrství“. Software FReET je vyvíjen na Ústavu stavební mechaniky stavební fakulty Vysokého učení technického v Brně. Software je určen k řešení úloh z oblasti teorie spolehlivosti stavebních konstrukcí.

4.2 Úvod do teorie spolehlivosti a plně pravděpodobnostního přístupu

navrhování stavebních konstrukcí

Dnes asi nejvíce rozšířený přístup navrhování stavebních konstrukcí pomocí metody dílčích součinitelů spolehlivosti umožnil navrhování konstrukcí s dostatečnou rezervou spolehlivosti a tím vytvořil robustnější nástroj pro stavební inženýry, který jim dovolil navrhování konstrukcí bez hlubšího zamyšlení nad daným problémem a bez možnosti postihnout více vstupů úlohy. Metoda dílčích součinitelů spolehlivosti oproti historickým metodám navrhování stavebních konstrukcí jako byly metoda dovolených namáhání či metoda stupně bezpečnosti není metodou deterministickou. Deterministické metody používali střední hodnotu materiálových charakteristik a součinitel, který měl zajistit spolehlivost celé konstrukce. Tyto metody neumožňovali přihlídnout k nejistotám základních vstupujících veličin a modelů konstrukce. Zavedením metody dílčích součinitelů spolehlivosti byl odstraněn problém s materiálovými nejistotami tím, že jejich hodnoty byly získány z jejich statistických parametrů a daným kvantilem výskytu sledované materiálové charakteristiky. Tímto způsobem byly získány charakteristické materiálové hodnoty. Další nejistoty ovlivňující stabilitu konstrukce byly zavedeny dílčím součinitelem spolehlivosti.

Oproti tomuto přístupu navrhování stojí plně pravděpodobnostní výpočet. Tento přístup je platnou metodou implementovanou v dnešních normách a umožňuje vyšší kvalitu návrhu konstrukce a její hospodárnější provedení. Plně pravděpodobnostní výpočet umožňuje postihnout náhodný charakter chování mnoha veličin vstupujících do úlohy jako například materiálové charakteristiky, geometrii konstrukce, uložení výztuže v konstrukci, krytí či zatížení. Ovšem co zde nelze postihnout vůbec, jsou chyby při tvorbě materiálových modelů, modelů zatížení a modelu konstrukce plynoucích z lidských chyb. Lidské chyby tvoří až tři čtvrtiny příčin poruch konstrukcí [4].

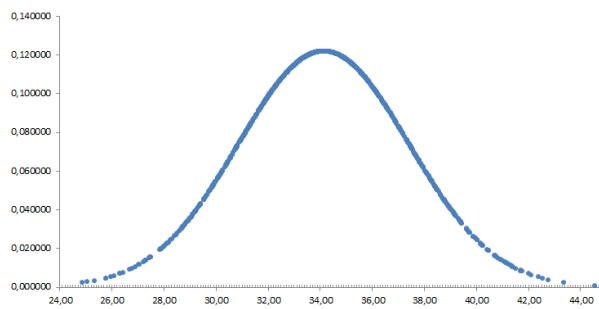
4.2.1 Náhodná veličina

Základem plně pravděpodobnostního přístupu je náhodná veličina, proto se zde o ní v krátkosti zmíním.

Definice [8]:

„Náhodná veličina X je reálná funkce definovaná na množině všech elementárních jevů, která každému jevu přiřadí reálné číslo.“

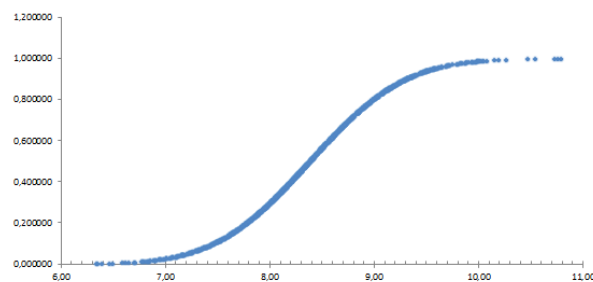
Náhodná veličina je charakterizována svým rozdělením $f_X(x)$, to je pravděpodobností, že náhodná veličina je realizací z daného intervalu.



Obrázek 13: Rozdělovací funkce náhodné veličiny

Pravděpodobnost, že realizace náhodné veličiny X bude menší než daná hodnota x udává distribuční funkce $F_X(x)$.

$$F_X(x) = P(X < x) = \int_{-\infty}^x f_x(t) dt$$



Obrázek 14: Distribuční funkce náhodné veličiny

Pro popis náhodné veličiny se používají takzvané momentové parametry. Mezi základní momentové parametry patří:

a) střední hodnota
$$\mu_X = \int_X x f_X(x) dx$$

b) rozptyl
$$\sigma_X^2 = \int_X (x - \mu_X)^2 f_X(x) dx$$

Směrodatná odchylka je dána vztahem:

$$\sigma_X = \sqrt{\sigma_X^2}$$

Náhodné veličiny X a Y se mohou navzájem ovlivňovat. Tento jev se nazývá korelace. Míru korelace lze vyjádřit například pomocí Pearsonova korelačního koeficientu, který je dán vztahem:

$$\rho_{X,Y} = \frac{\text{cov}(X,Y)}{\sigma_X \sigma_Y} = \frac{E((X - \mu_X)(Y - \mu_Y))}{\sigma_X \sigma_Y}$$

cov – kovariance

E – střední hodnota náhodné veličiny

4.2.2 Teorie spolehlivosti

Spolehlivost stavební konstrukce je její schopnost plnit požadované funkce v požadovaném časovém intervalu a její chování přitom nepřekročí definované meze.

Pokud máme definované dvě navzájem nezávislé náhodné veličiny **E – zatížení** a **R – odolnost konstrukce** potom konstrukce je spolehlivá když platí:

$$R > E$$

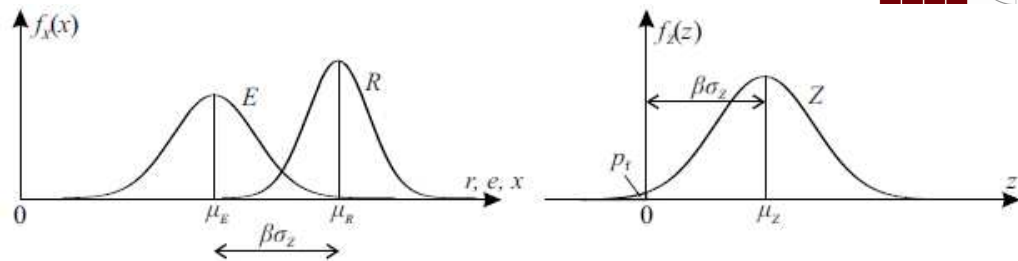
Pravděpodobnostní podmínka spolehlivosti konstrukce je dána vztahem:

$$R - E \geq 0,$$

kde výraz $R - E = Z$ se nazývá rezerva spolehlivosti.

Potom pravděpodobnost poruchy p_f je dána jako pravděpodobnost záporné rezervy spolehlivosti, tedy stav, kdy je odolnost konstrukce R menší než zatížení E.

$$p_f = P(Z < 0)$$



Obrázek 14: Pravděpodobnost poruchy a index spolehlivosti

Index spolehlivosti β je dalším měřítkem pravděpodobnosti poruchy konstrukce a je používán v normativních předpisech.

Index spolehlivosti podle Cornella je definován jako (za předpokladu nezávislých normálních veličin):

$$\beta = \frac{\mu_Z}{\sigma_Z},$$

kde μ_Z je střední hodnota rezervy spolehlivosti a σ_Z je směrodatná odchylka rezervy spolehlivosti.

$$\begin{aligned} \mu_Z &= \mu_R - \mu_E \\ \sigma_Z^2 &= \sigma_R^2 + \sigma_E^2 \end{aligned}$$

4.2.3 Metody řešení spolehlivostních úloh

Metody řešení lze rozdělit do dvou skupin:

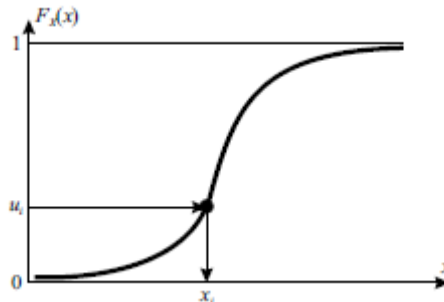
- a) aproximační metody
- b) simulační metod
- c) analytické metody (pro jednoduché případy)

Aproximační metody aproximují funkci poruchy aproximační funkcí. Mezi tyto metody patří přibližné metody FORM a SORM.

V mé diplomové práci jsem použil simulační metodu Latin Hypercube Sampling (LHS), což je modifikovaná metoda Monte Carlo (MC) a proto se dále aproximačními metodami nebudu zabývat.

Simulační metoda Monte Carlo (MC) a její modifikace:

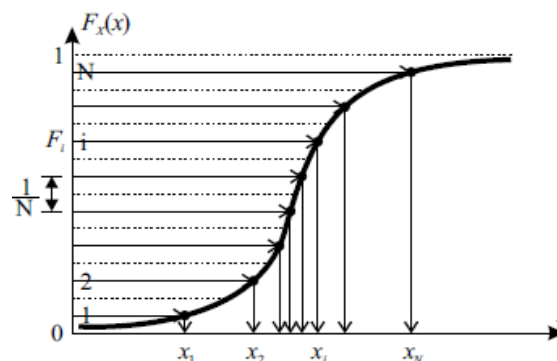
Klasická simulační metoda Monte Carlo je numerická metoda, která opakovaně generuje náhodné veličiny podle jejich teoretického rozdělení pravděpodobnosti v intervalu $\langle 0,1 \rangle$ [4].



Obrázek 15: Generování náhodné veličiny

Nevýhodou metody MC je nutnost velkého počtu simulací z důvodu pseudonáhodného generování realizace náhodné veličiny a tudíž pro postihnutí malých pravděpodobností v okrajích intervalu je nutný velký počet simulací. Například pro splnění požadovaného indexu spolehlivosti normou ČSN EN 1990 [5] (viz. tabulka 4) $\beta = 3,8$ je nutný počet simulací metodou MC 10^7 [4].

Oproti tomu při použití metody LHS (Latin Hypercube Sampling)[4] je potřeba řádově nižší počet simulací, jelikož tato metoda rozdělí definiční interval náhodné veličiny na N intervalů o stejné pravděpodobnosti a z každého intervalu je generována právě jedna náhodná veličina. Tím významně sníží počet simulací a jsou postihnuty i okrajové části definičního oboru. Ne však do takových extrémů, jako klasická metoda MC a tím je zabráněno vzniku nepřepokládaných chyb v numerických výpočtech.



Obrázek 15: Generování náhodné veličiny metodou LHS

Zavedení statistické závislosti (korelace):

Statistická závislost se zavádí změnou pořadí jednotlivých realizací simulací náhodných veličin. Pro více než dvě náhodné veličiny je při požadavku zavedení korelace předepsán pro každou dvojici náhodných veličin korelační koeficient v intervalu 0 – bez korelace až 1. Prakticky se jedná o problém nalezení takového pořadí simulací, které bude mít výslednou korelaci nejbližší požadované. Metoda pro získání takové korelační matice je například metoda „Simulovaného žhání“, která napodobuje žhání krystalů.

4.2.4 Hodnoty spolehlivosti dle platných předpisů

Konstrukci lze považovat dle platných předpisů za vyhovující, pokud platí:

$$p_f < p_d \quad \vee \quad \beta > \beta_d,$$

kde p_d , β_d jsou předepsané limity.

Velikost pravděpodobnosti poruchy a jí odpovídající index spolehlivosti udává následující tabulka [4]:

Tabulka 1: Velikost pravděpodobnosti poruchy

p_f	10^{-1}	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}	10^{-6}	10^{-7}
β	1,3	2,3	3,1	3,7	4,2	4,7	5,2

Dalším měřítkem pro správnou volbu mezních hodnot je třída následků. Třída následků udává vztah mezi náklady stavby, poruchou a případnými lidskými oběťmi a ekonomickým hlediskem poruchy. Tento vztah reprezentuje koeficient ρ .

ČSN EN 1990 definuje následující třídy následků [5]:

Tabulka 2: Třídy následků

Třída následků	ρ	Popis	Příklad staveb
1(CC1*)	$\geq 2,0$	Malé následky s ohledem na lidské životy a zranění osob nebo ekonomické a sociální následky	Objekty bez časté přítomnosti lidí, zemědělské a skladovací objekty, síla, skleníky, stožáry
2(CC2*)	2,0 - 5,0	Střední následky s ohledem na lidské životy a zranění osob nebo ekonomické a sociální následky	Obytné budovy, průmyslové objekty, administrativní budovy, budovy určené pro veřejnost se střední závažností následků
3(CC3*)	5,0 – 10,0	Velké následky s ohledem na lidské životy a zranění osob nebo ekonomické a sociální následky	Objekty určené pro veřejnost, kde jsou následky poruchy vysoké. Nemocnice, divadla, stadiony, mrakodrapy, mosty

Směrná úroveň spolehlivosti pro MSÚ dle ČSN EN 1990 [5]:

Tabulka 3: Směrné úrovně spolehlivosti

Třída spolehlivosti	β	Referenční doba životnosti
RC3	5,2	1 rok
	4,3	50 let
RC2	4,7	1 rok
	3,8	50 let
RC1	4,2	1 rok
	3,3	50 let

Směrná úroveň spolehlivosti pro nosné prvky třídy RC2 dle ČSN EN 1990 [5]:

Tabulka 4: Směrné úrovně spolehlivosti pro prvky třídy RC2

Mezní stav	β	Referenční doba životnosti
Únosnost	4,7	1 rok
	3,8	50 let
Únava	-	1 rok
	1,5 - 3,8	50 let
Použitelnost	2,9	1 rok
	1,5	50 let

4.3 Generované materiálové charakteristiky

Pro výpočty byly generovány následující vstupní veličiny:

- pevnost betonu v tlaku
- mez kluzu výztuže
- Youngův modul pružnosti výztuže
- poloměr sloupu
- průměr ohybové výztuže
- krytí ohybové výztuže

Pro model vytvořený v softwaru ATENA 3D byly použity pouze následující generované vstupní veličiny:

- pevnost betonu v tlaku (pevnost betonu v tahu byla dopočítána)
- mez kluzu výztuže

Ostatní veličiny byly uvažovány ve středních hodnotách z důvodu nemožnosti jejich změny, například průměr sloupu nebo krytí výztuže a nebo z časové náročnosti jejich změn.

V projektové dokumentaci železobetonového sloupu je předepsaná třída betonu C30/37. Dle provedené pevnostní zkoušky byla získána následující střední hodnota a směrodatná odchylka:

$$\mu = 53,1 \text{ MPa}$$

$$\sigma = 3,62 \text{ MPa}$$

Ostatní momentové parametry generovaných materiálů byly určeny dle doporučení Joint Committee on Structural Safety (JCSS) [6].

Generované materiálové charakteristiky pro výpočet vytvořeným programem:

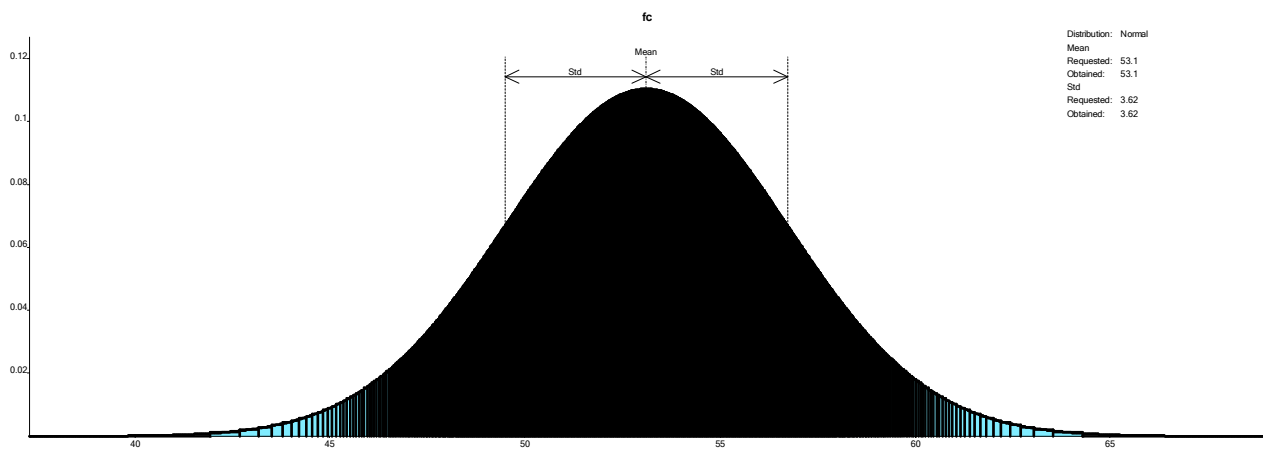
Tabulka 5: Generované materiálové charakteristiky

Název	Rozdělení	μ	σ	c.o.v
C30/37 f_c	normální	53,1	3,62	0,068
B500 f_y	normální	560	30	0,0536
E_s	normální	200	6	0,03
poloměr sloupu r	normální	0,1	0,008	0,03
průměr výztuže ϕ	normální	8	0,16	0,02
krytí výztuže c	normální	26	0,52	0,02

Vektor uvažovaných veličin byl generovaný pomocí softwaru FReET a pak použit ve výpočtu:

Simulační metoda : LHS 1000 simulací pro výpočet vytvořeným algoritmem v jazyce PASCAL

LHS 30 simulací pro model v softwaru ATENA 3D



Obrázek 16: Výstup softwaru FReET generované náhodné veličiny

Pro velké množství generovaných a zpracovávaných dat zde uvádím pouze momentové parametry, dle kterých bylo generování provedeno, viz tabulka 5.

Kapitola 5

Model ŽB sloupu v softwaru ATENA 3D

5.1 Úvod softwaru ATENA 3D

Software ATENA 3D vyvíjený společností Červenka Consulting s.r.o. [7] slouží pro simulaci reálného chování betonových a železobetonových konstrukcí zahrnující vliv trhlin či drcení betonu. Řadí se k softwaru využívajících metodu konečných prvků, konkrétně deformační variantu konečných prvků. Její hlavní předností jsou nelineární modely chování materiálů a možnosti zahrnutí geometrických nelinearit do výpočtu.

5.2 Model ŽB sloupu

Při modelování železobetonového sloupu bez vlivu ovinutí jsem se snažil maximálně respektovat výrobní výkresovou dokumentaci sloupu, která tvoří přílohu B této diplomové práce. Během modelování byly však nezbytná určitá zjednodušení, která budou popsána níže, z důvodu kompatibility sítě konečných prvků a přesnějších výstupů. Dále probíhalo takzvané „ladění modelu“, které vedlo k optimalizaci vytvořeného modelu a k očekávaným výsledkům chování modelu železobetonového sloupu.

5.2.1 Materiálové charakteristiky

Příložky

Ocelové příložky sloužící pro roznos zatížení do sloupu byly definovány zvýšeným modulem pružnosti pro zvýšení její tuhosti v prostém tlaku.

Typ CC3DElastIsotropic

MATERIÁL 2	
Vlastnost	Hodnota
Název	příložky
Typ	CC3DElastIsotropic
Modul pružnosti E [MPa]	2,000E+06
Poissonovo číslo μ [-]	0,300
Specifická hmotnost ρ [MN/m ³]	7,850E-02
Součinitel teplotní roztažnosti α [1/K]	1,200E-05

Beton

Třída betonu C30/37

f_c [MPa], f_{ct} [MPa]

– tyto charakteristiky byly měněny dle parametrů provedených zkoušek betonové směsi a vygenerovanými hodnotami softwarem FReET ostatní parametry byly použity ve středních hodnotách.

Typ CC3DNonLinCementitious2

MATERIÁL 1	
Vlastnost	Hodnota
Název	C30,37
Typ	CC3DNonLinCementitious2
Modul pružnosti E [MPa]	3,6300E+04
Poissonovo číslo μ [-]	0,200
Specifická hmotnost ρ [MN/m ³]	2,300E-02
Součinitel teplotní roztažnosti α [1/K]	1,200E-05
Pevnost v tahu F_t [MPa]	3,900E+00
Pevnost v tlaku F_c [MPa]	-5,310E+01
Specifická lomová energie G_f [MN/m]	6,662E-05
Kritická tlaková deformace W_d [m]	-5,000E-04
Exc. e, určuje tvar plochy porušení [-]	0,520
Součinitel směru plastického tečení β [-]	0,000
Součinitel zafixování trhliny [-]	1,000
Poměrné plastické přetvoření při tlakové pevnosti ε_{cp} [-]	-1,291E-03
Mez linearity v tlaku F_{c0} [MPa]	-8,190E+00
Redukce tlakové pevnosti vlivem trhlin $r_{c,lim}$ [-]	0,8
Součinitel smykové tuhosti trhliny s_F [-]	20,0
Průměr kameniva [m]	0,02

Výztuž

Označení výztuže B500

f_y [MPa]

– tato charakteristika byla měněna dle vygenerovaných hodnot softwarem FReET ostatní parametry byly použity ve středních hodnotách.

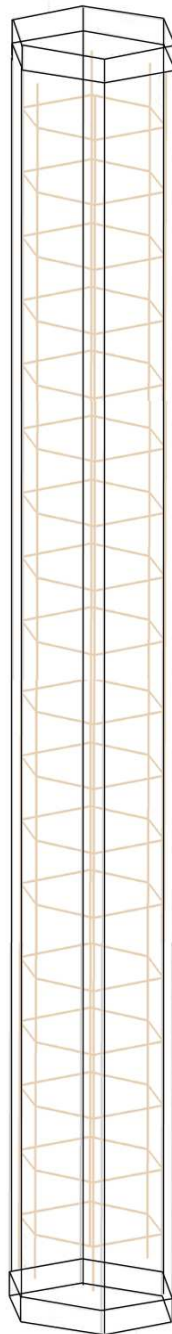
MATERIÁL 3	
Vlastnost	Hodnota
Název	Výztuž
Typ	CCReinforcement
Modul pružnosti E [MPa]	2,000E+05
Specifická hmotnost ρ [MN/m ³]	7,850E-02
Součinitel teplotní roztažnosti α [1/K]	1,200E-05
Typ výztuže	Bilinear
σ_y [MPa]	560,000

5.2.2 Makroprvky – tvorba modelu

Model železobetonového sloupu se skládá z makroprvků a prutové výztuže. Makroprvek reprezentuje část modelu sloupu a je mu přiřazen konkrétní materiál. V mém případě se jedná o makroprvek ocelových příložek, které zabezpečují rovnoměrný roznos zatížení do celé hlavy sloupu a eliminují koncentraci napjatosti do jednoho bodu a druhým makroprvkem je samotný betonový sloup.

Další část modelu je tvořena prutovou výztuží ohybovou a smykovou.

Při tvorbě makroprvku betonového sloupu jsem přistoupil k náhradě kruhového poloměru za šestiúhelník. Tato náhrada přispěla k lepší kompatibilitě sítě konečných prvků.



Obrázek 17: Model sloupu, příložek a prutové výztuže

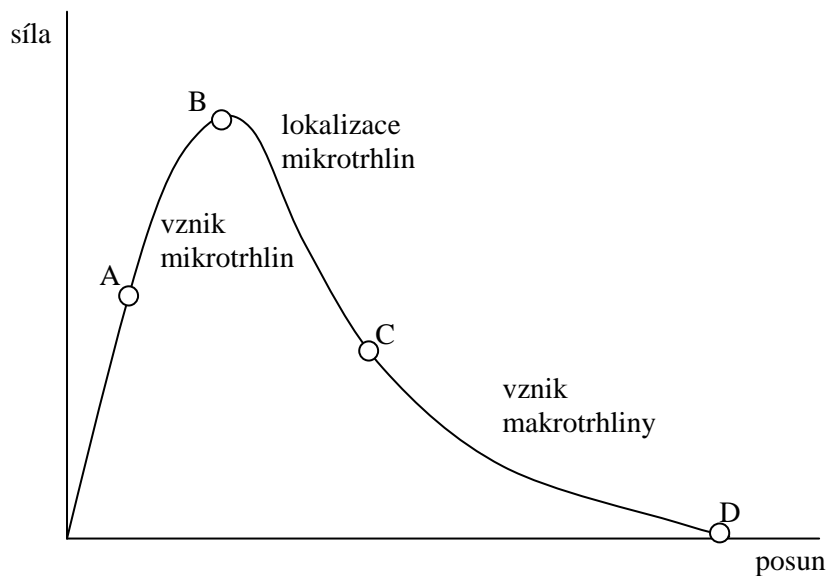
5.2.3 Zatěžovací stavy

Zatěžovací stavy reprezentují jak samotné zatěžování konstrukce, tak okrajové podmínky. Software ATENA 3D umožňuje volbu způsobu zatěžování:

- a) zatěžování deformaci
- b) zatěžování silou

Jelikož pevnostní zkouška reálného sloupu byla deformační, metoda zatěžování byla zvolena také deformační.

Při tvorbě zatěžovacích kroků je nutné brát ohled na reálné chování materiálu – betonu (kvazi křehký materiál) a postihnout všech oblastí jeho pracovního diagramu.

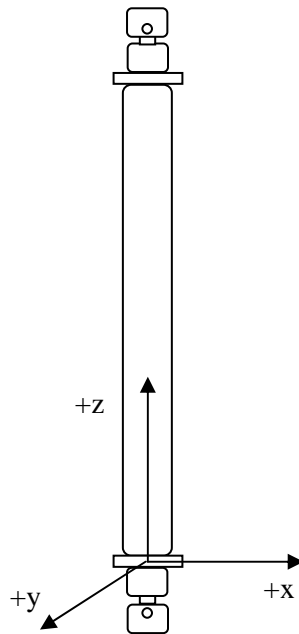


To znamená, že první fáze zatěžování by měla být po malých krocích, abychom postihli lineární větev pracovního diagramu. Poté je možné zvětšení zatěžovacího kroku a další zjemňování v kritických oblastech pracovního diagramu.

Okrajové podmínky

Snahou při tvorbě okrajových podmínek bylo co nejvíce vystihnout okrajové podmínky při zatěžovací zkoušce.

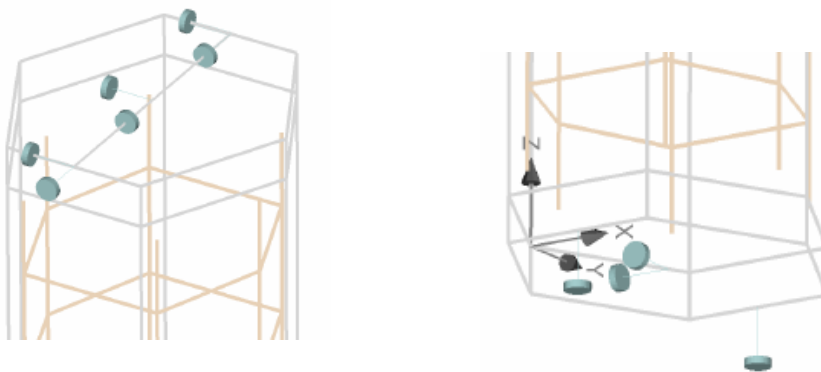
Sloup při zatěžovací zkoušce byl uložen v lisu mezi břitová ložiska vedoucí středem sloupu a bylo mu umožněno pootočení kolem jedné předem určené osy. To znamená, že sloup byl uložen jak v hlavě, tak v patě sloupu kloubově.



Obrázek 19: Schéma uložení sloupu v lisu zatěžovací zkoušky

Z toho uložení plyne i způsob modelování uložení v softwaru ATENA 3D.

V hlavě sloupu jsem uvažoval kloub se zabráněným posunem v rovině kolmé na osu sloupu (XY), ve směru osy Z byl posun umožněn. V patě jsem uvažoval kloubové uložení a se zabráněným posunem ve směru X, Y, Z .



Obrázek 20: Kloubové podpory v hlavě a patě sloupu ATENA 3D

Zatěžování deformací

Základní velikost zatěžovacího kroku byla stanovena orientačním výpočtem jako jedna deseti tisícina síly nutné pro stlačení betonového sloupu o jeden metr:

$$N = E * \frac{\Delta l}{l} * A = 33 * 10^6 * \frac{1}{2,9} * \Pi * 0,1^2 = 357\,310 \text{ kN}$$

$$z = \frac{N}{E} * \frac{l}{A} = \left(\frac{357\,310}{33\,000\,000} * \frac{2,9}{\Pi * 0,1^2} \right) / 1000 = 0,0001 \text{ m}$$

Pro postihnutí lineární větve pracovního diagramu betonu jsem v začátku výpočtu zvolil následující dělení základního výpočtového kroku:

Číslo	Zatěžovací stavy	Konstrukční stav	Parametry výpočtu	Koeficient [-]
1	1-2	(1) Konstrukční stav 1	Standardní Newton-Raphson	0,100
2	1-2	(1) Konstrukční stav 1	Standardní Newton-Raphson	0,200
3	1-2	(1) Konstrukční stav 1	Standardní Newton-Raphson	0,200
4	1-2	(1) Konstrukční stav 1	Standardní Newton-Raphson	0,500
5	1-2	(1) Konstrukční stav 1	Standardní Newton-Raphson	0,500

Následující výpočtové kroky již byly v násobku jedna základního výpočtového kroku.

5.2.4 Generování sítě konečných prvků, monitory a parametry výpočtu

Sítě konečných prvků

Velikost sítě konečných prvků byla zvolena 0,2 m.



Obrázek 21: Síť konečných prvků ATENA 3D

Monitory

Monitorované veličiny zatěžovaného sloupu byly následující:

- přemístění v hlavě sloupu
- reakce v hlavě sloupu
- kontrolní reakce v patě sloupu

Číslo	Název	Druh Umístění	Veličina - položka
1	deformaceí	Hodnota v uzlu sítě Makroprvek 2, bod (0,1000; 0,0000; 2,9300) [m]	Displacements - Component 3
2	reakce	Hodnota v uzlu sítě Makroprvek 32, bod (0,1000; 0,0000; -0,0300) [m]	Reactions - Component 3
3	Reakce vrch	Hodnota v uzlu sítě Makroprvek 2, bod (0,1000; 0,0000; 2,9300) [m]	Reactions - Component 3
4	reakce dole kraj1	Hodnota v uzlu sítě Makroprvek 32, bod (0,1000; 0,1000; -0,0300) [m]	Reactions - Component 3
6	reakce okraj 2	Hodnota v uzlu sítě Makroprvek 32, bod (0,1000; -0,1000; -0,0300) [m]	Reactions - Component 3

Parametry výpočtu

Metoda výpočtu byla zvolena metoda tečen Standardní Newton-Raphson.

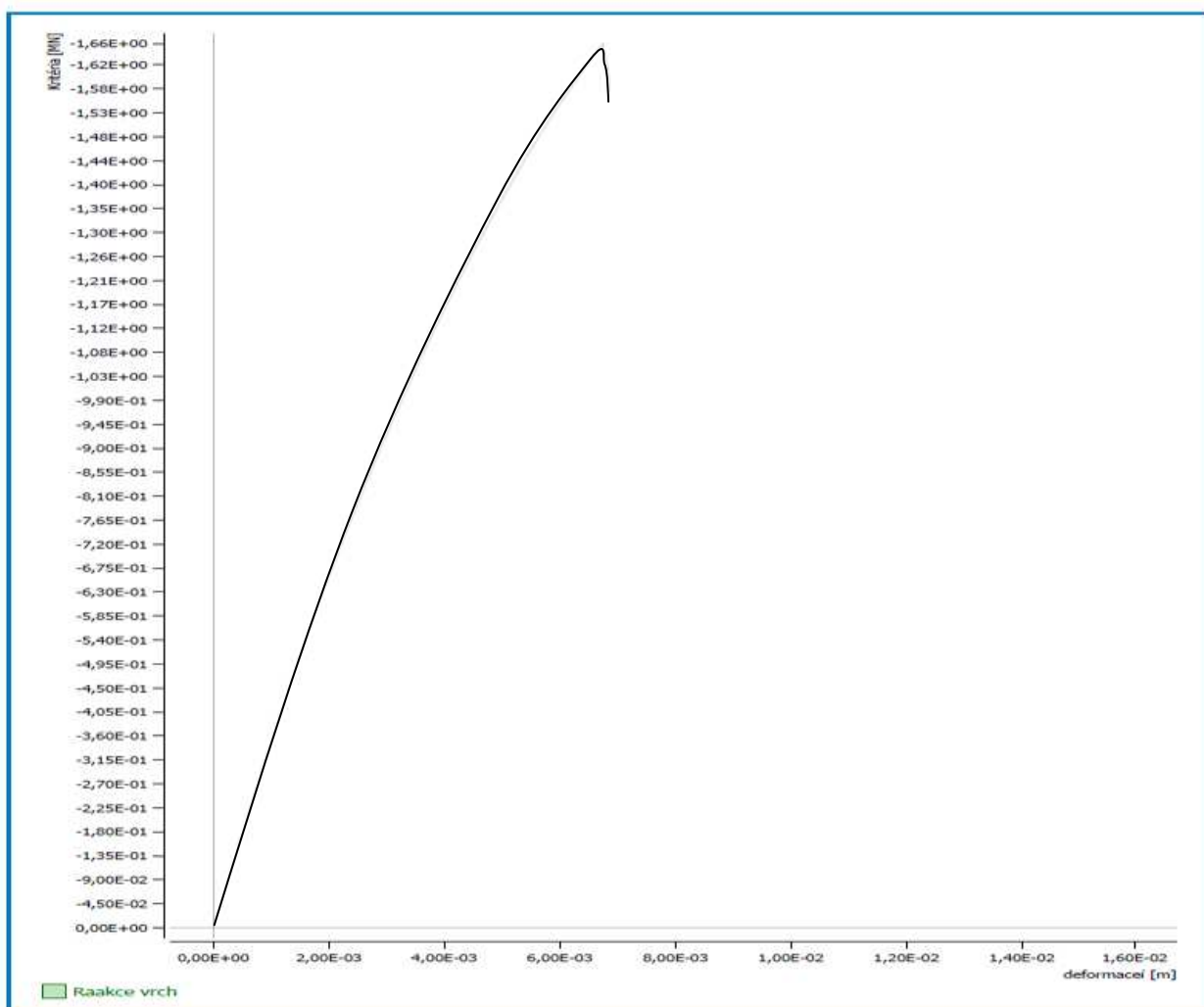
PARAMETRY VÝPOČTU 1	
Vlastnost	Hodnota
Název	Standardní Newton-Raphson
Metoda	Newton-Raphson (line search)
Limit iterací	40
Chyba posunů	0,010000
Residuální chyba	0,010000
Absolutní reziduální chyba	0,010000
Chyba energie	0,000100
Optimalizace šířky pásu	Sloan
Line Search	Ano
LS Typ	With iterations
LS limit nevyvážené energie	0,800
LS limit iterací Line search	2
LS Minimum Eta	0,010
LS Maximum Eta	1,000
Přepoččet tuhosti	Každou iteraci
Matice tuhosti	Tečná
Násobek chyby posunů pro okamžité přerušení	10000,0
Násobek chyby posunů pro přerušení po kroku	1000,0

Násobek reziduální chyby pro okamžité přerušení	10000,0
Násobek reziduální chyby pro přerušení po kroku	1000,0
Násobek absolutní reziduální chyby pro okamžité přerušení	10000,0
Násobek absolutní reziduální chyby pro přerušení po kroku	1000,0
Násobek chyby energie pro okamžité přerušení	1000000,0
Násobek chyby energie pro přerušení po kroku	10000,0

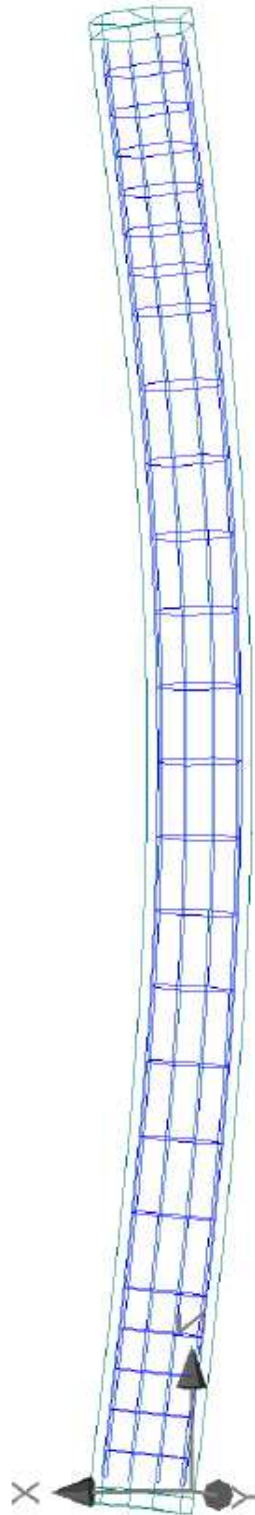
5.3 Výstupy

V této kapitole se budu zabývat výstupy referenčního sloupu s materiálovými charakteristikami ve středních hodnotách, to je: $f_{ct} = 3,9 \text{ MPa}$, $f_c = 53,1 \text{ MPa}$, $f_y = 560 \text{ MPa}$. Mezní stav byl definován překročením pevnosti betonu v tlaku.

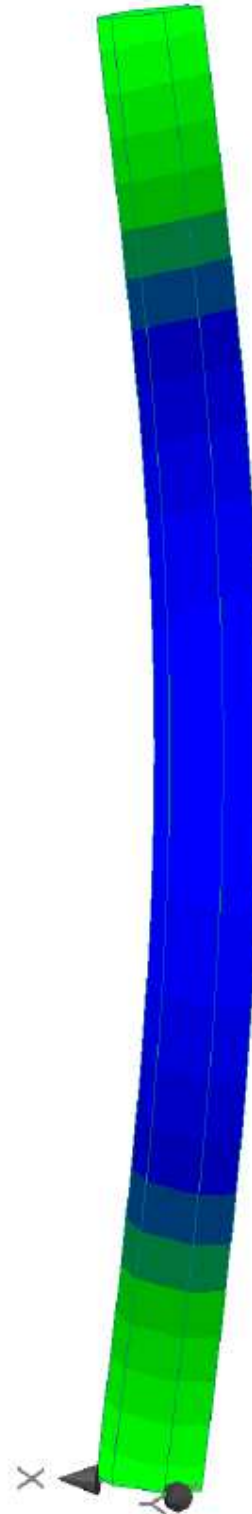
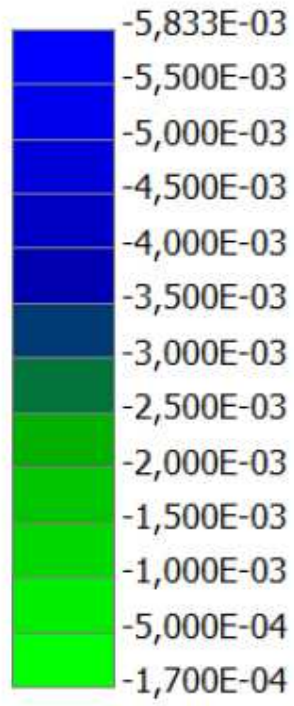
Maximální tlaková únosnost: 1 660 kN – k poruše došlo drcením betonu



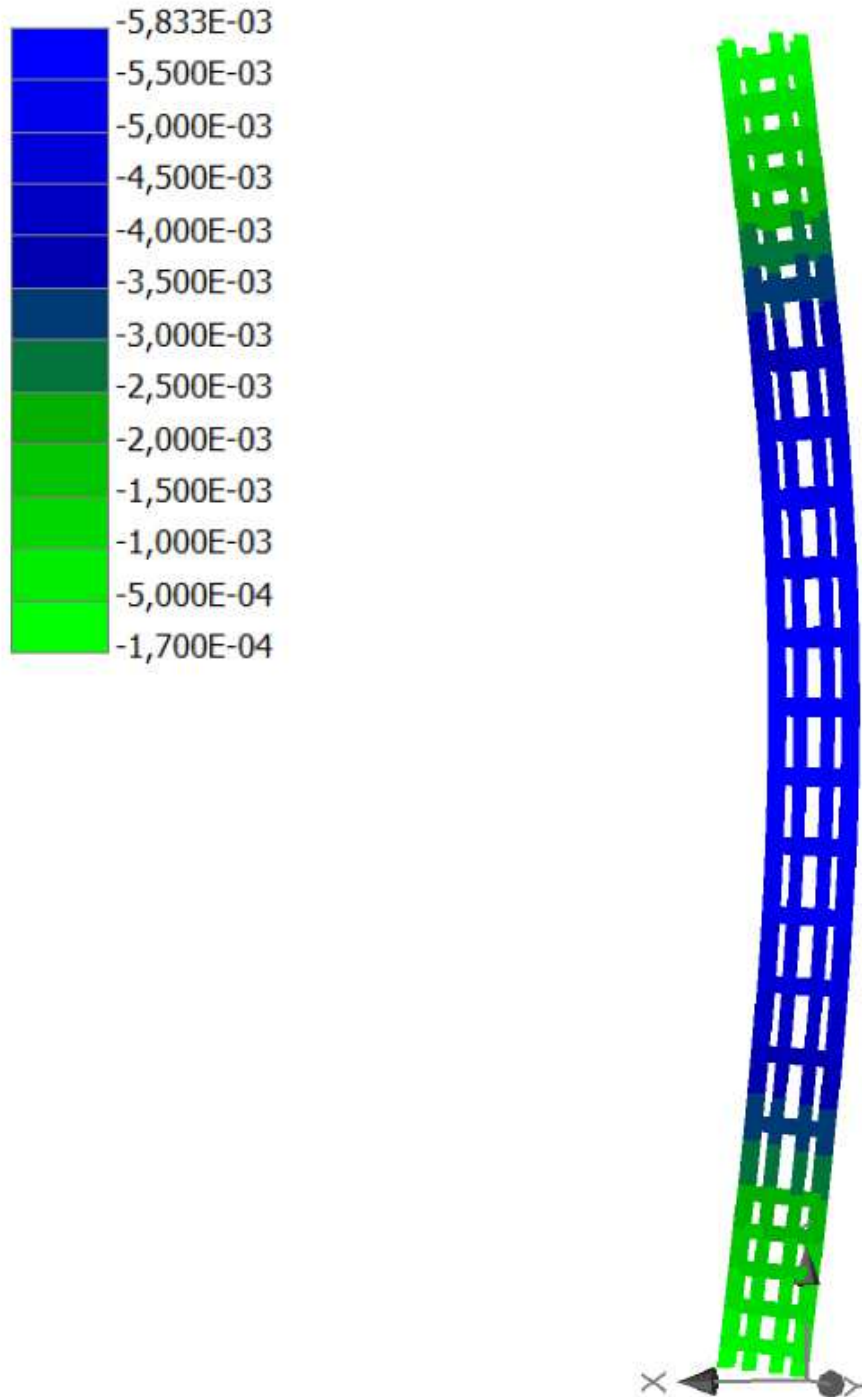
Přemístění ve směru $x = 5,83 \text{ mm}$, 20x zvětšený



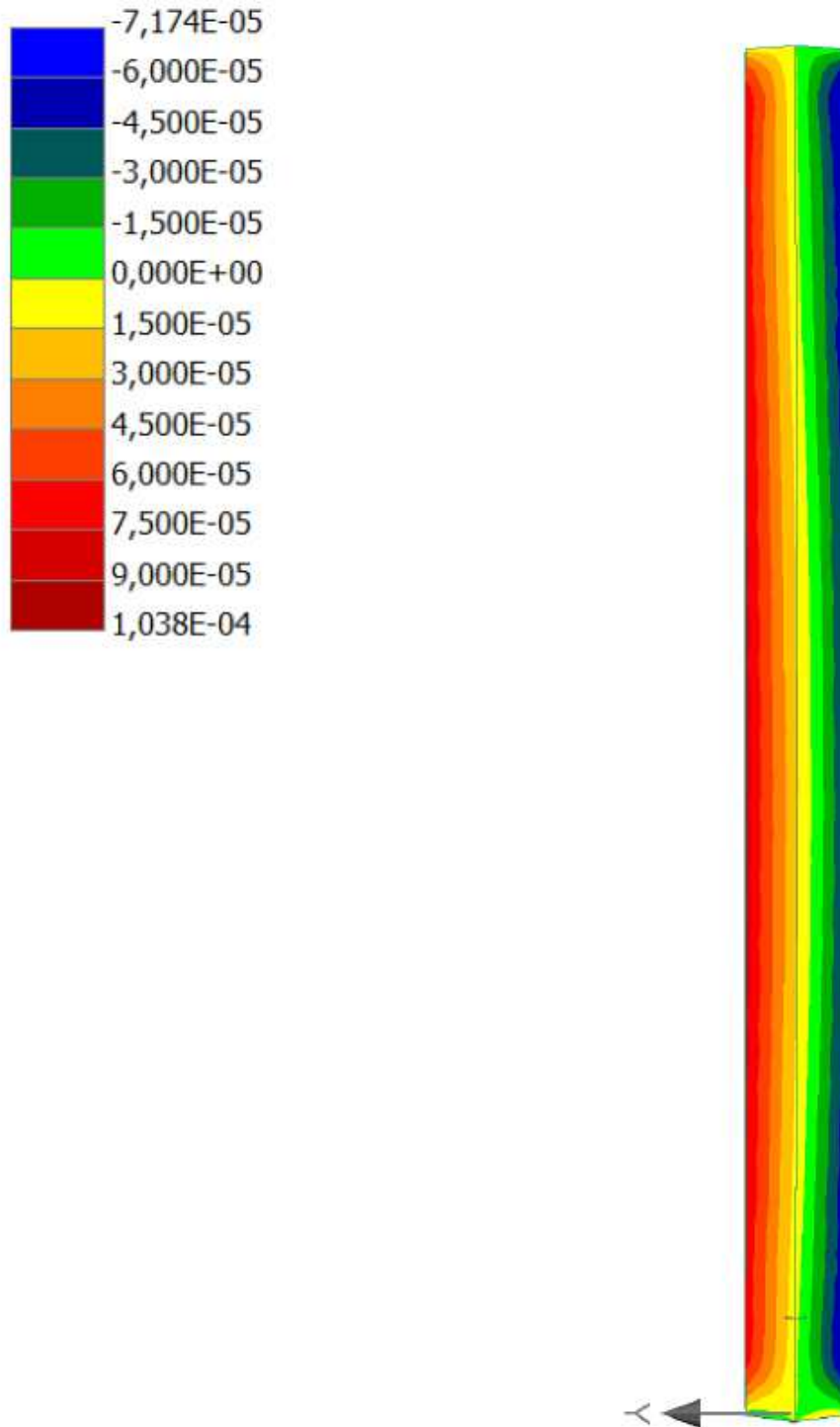
Přemístění beton ve směru x = 5,83 mm, 20x zvětšený



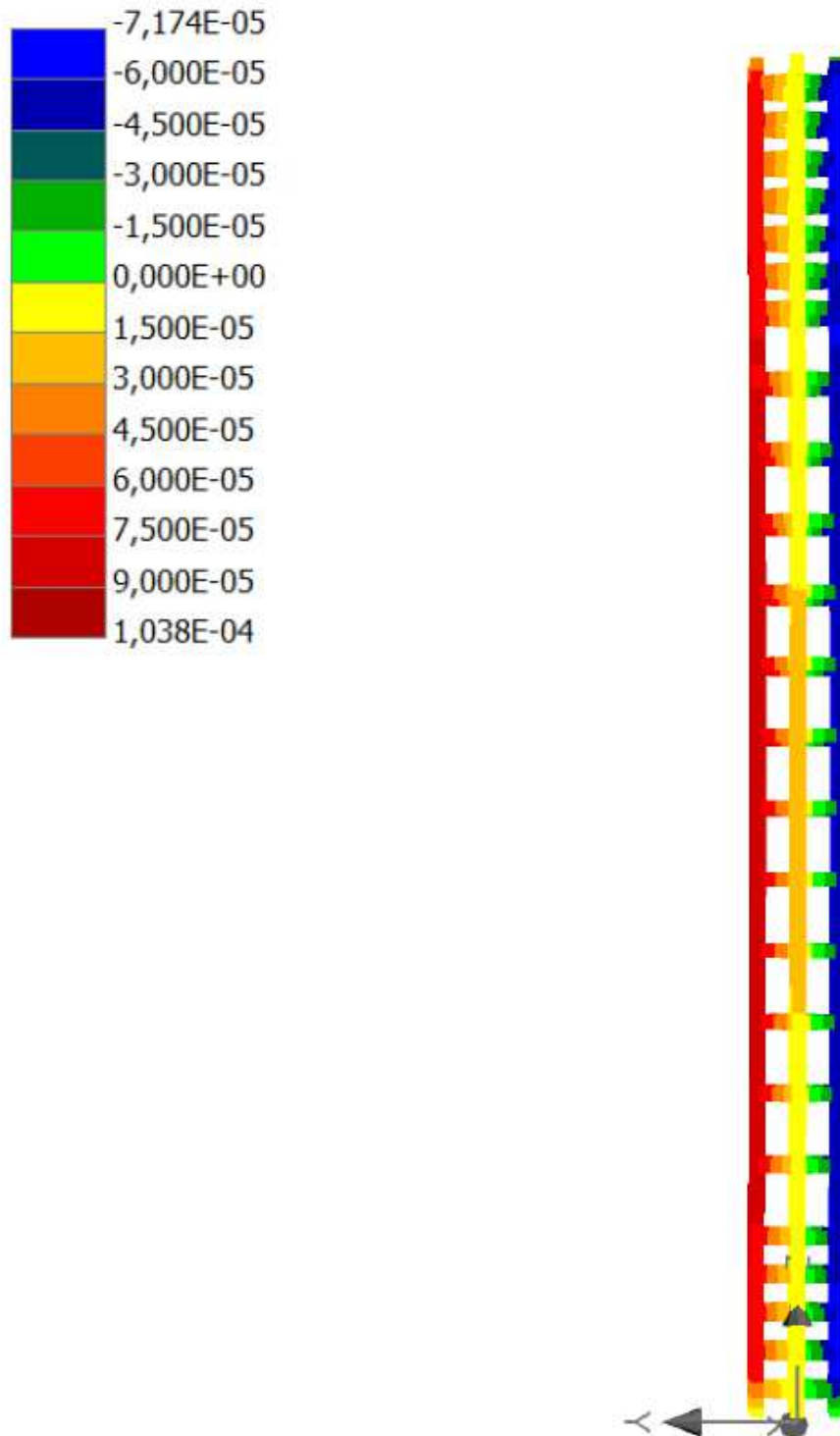
Přemístění výztuž ve směru $x = 5,83 \text{ mm}$, 20x zvětšený



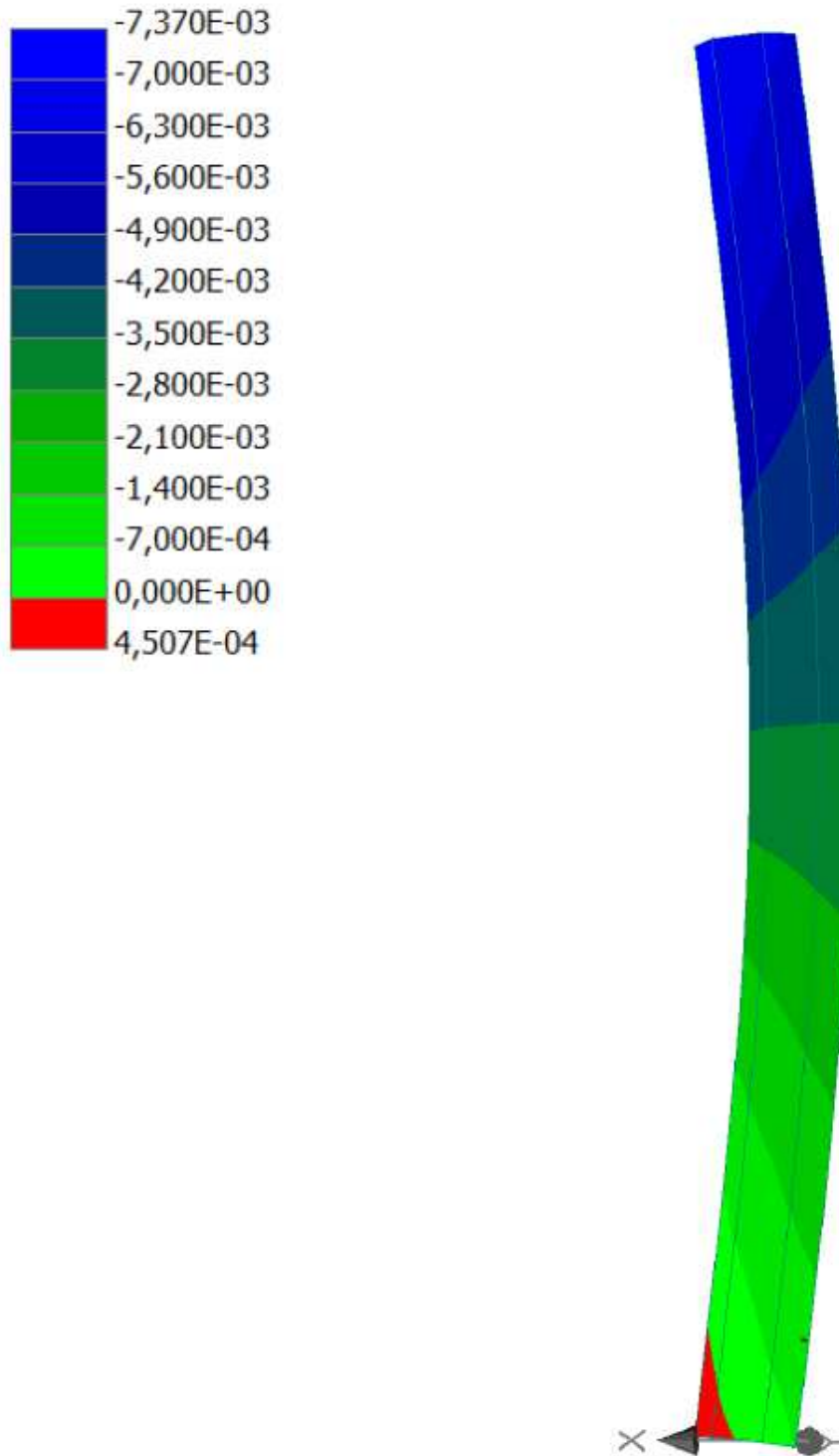
Přemístění beton ve směru y = 0,07174 mm, 20x zvětšený



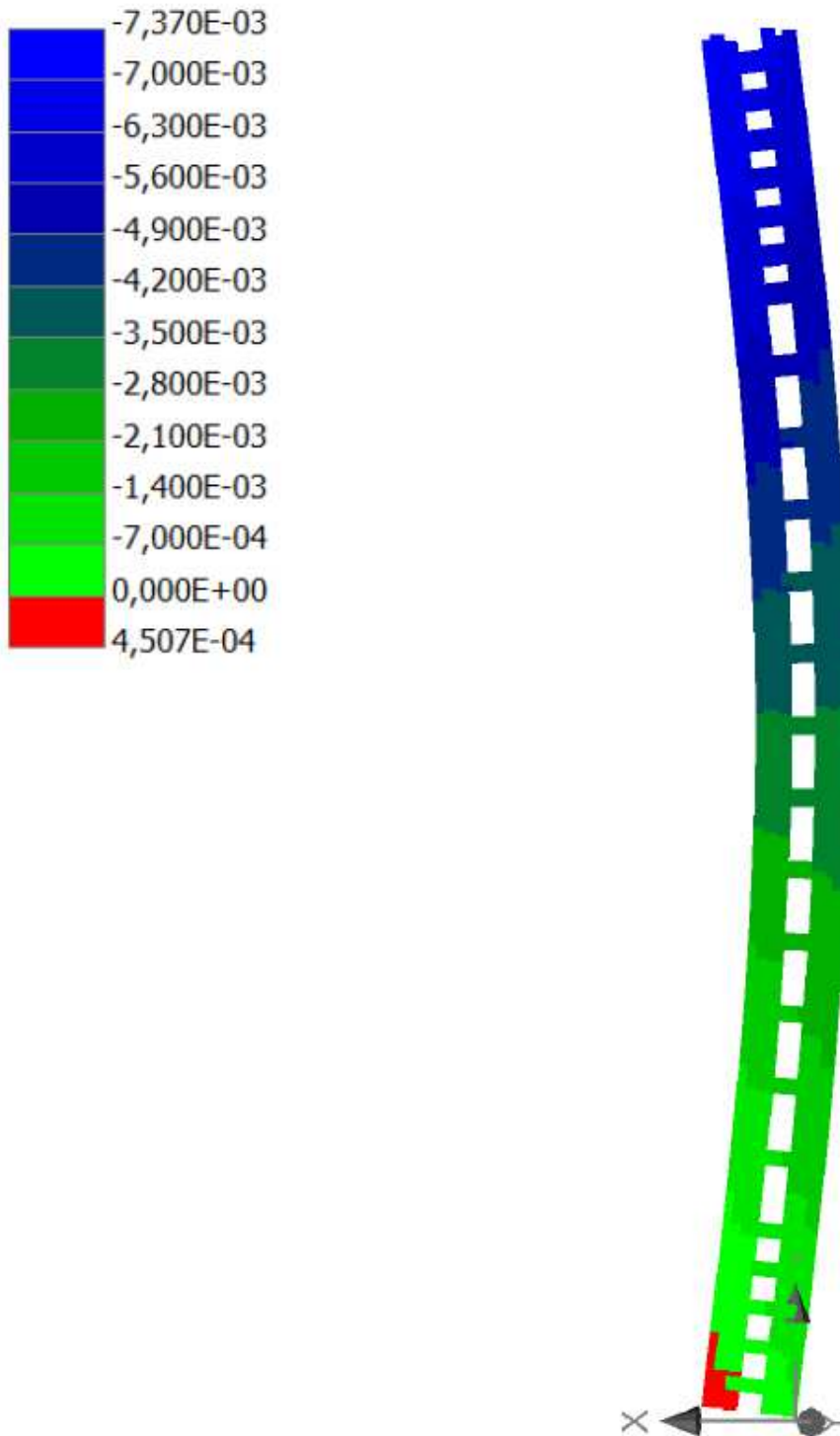
Přemístění výztuž ve směru $y = 0,07174 \text{ mm}$, 20x zvětšený



Přemístění beton ve směru z = 7,37 mm, 20x zvětšený

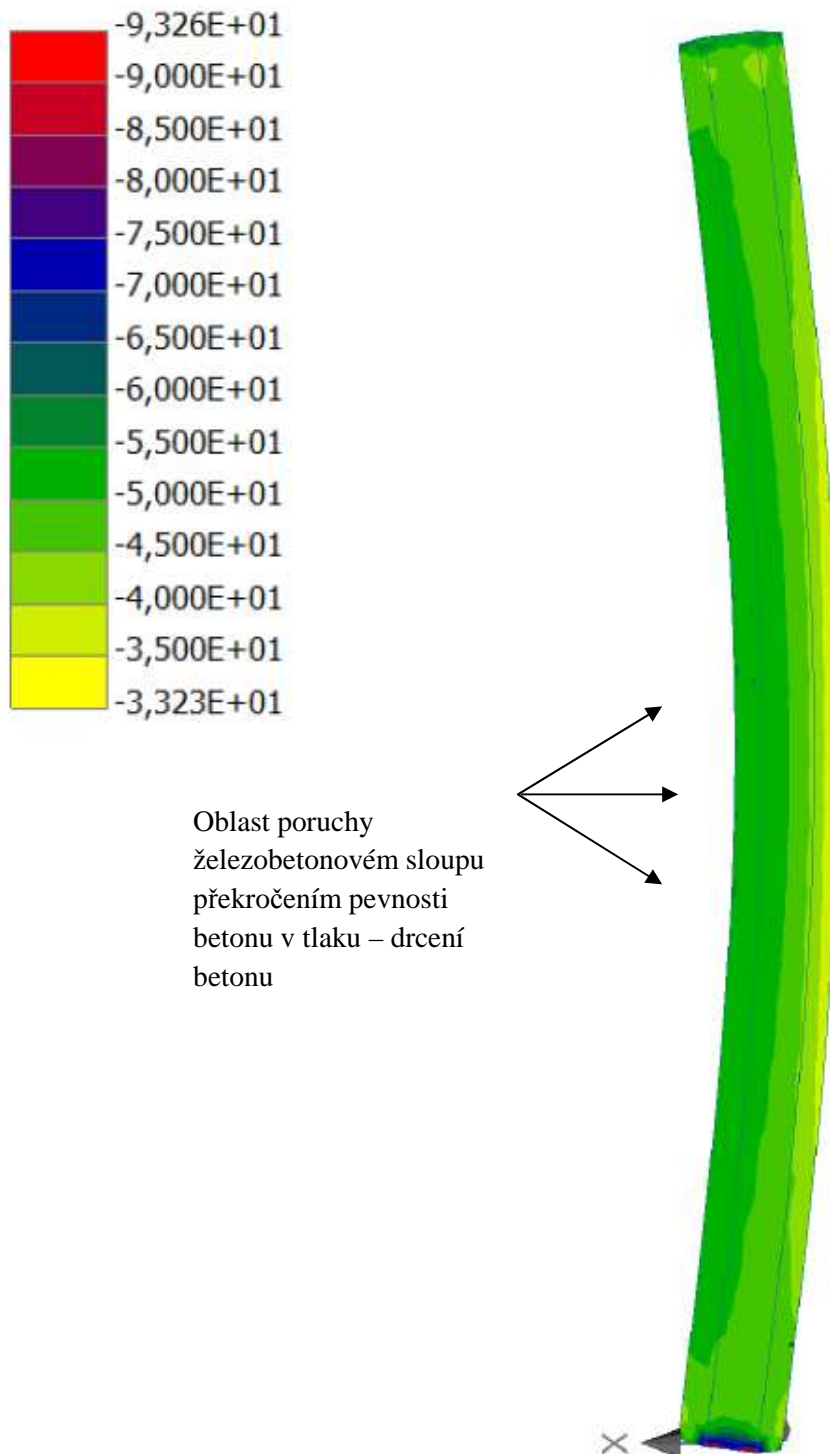


Přemístění výztuž ve směru z = 7,37 mm, 20x zvětšený

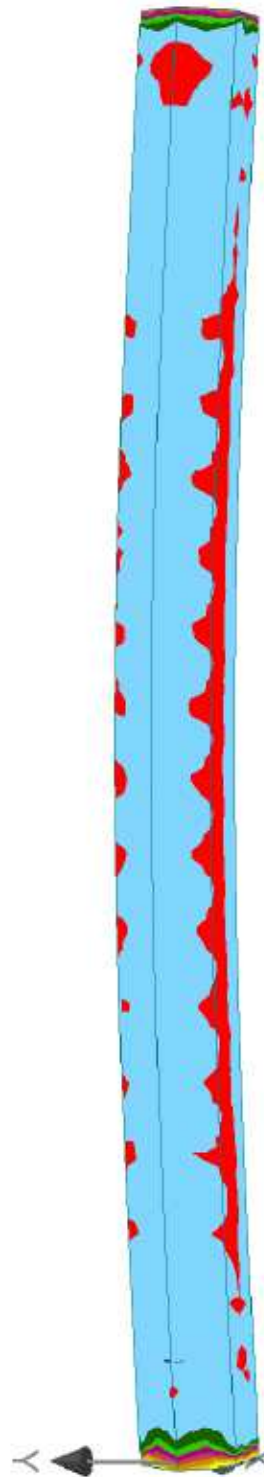
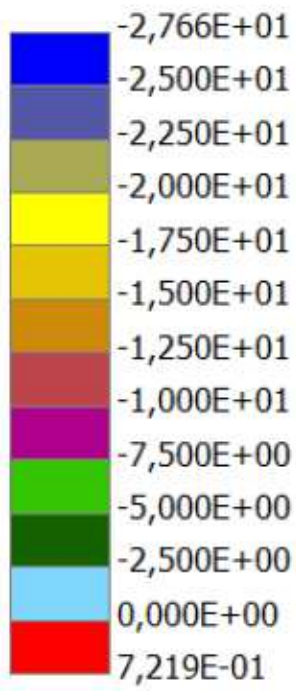


Napětí beton ve směru z = -55,0 MPa, 20x zvětšený

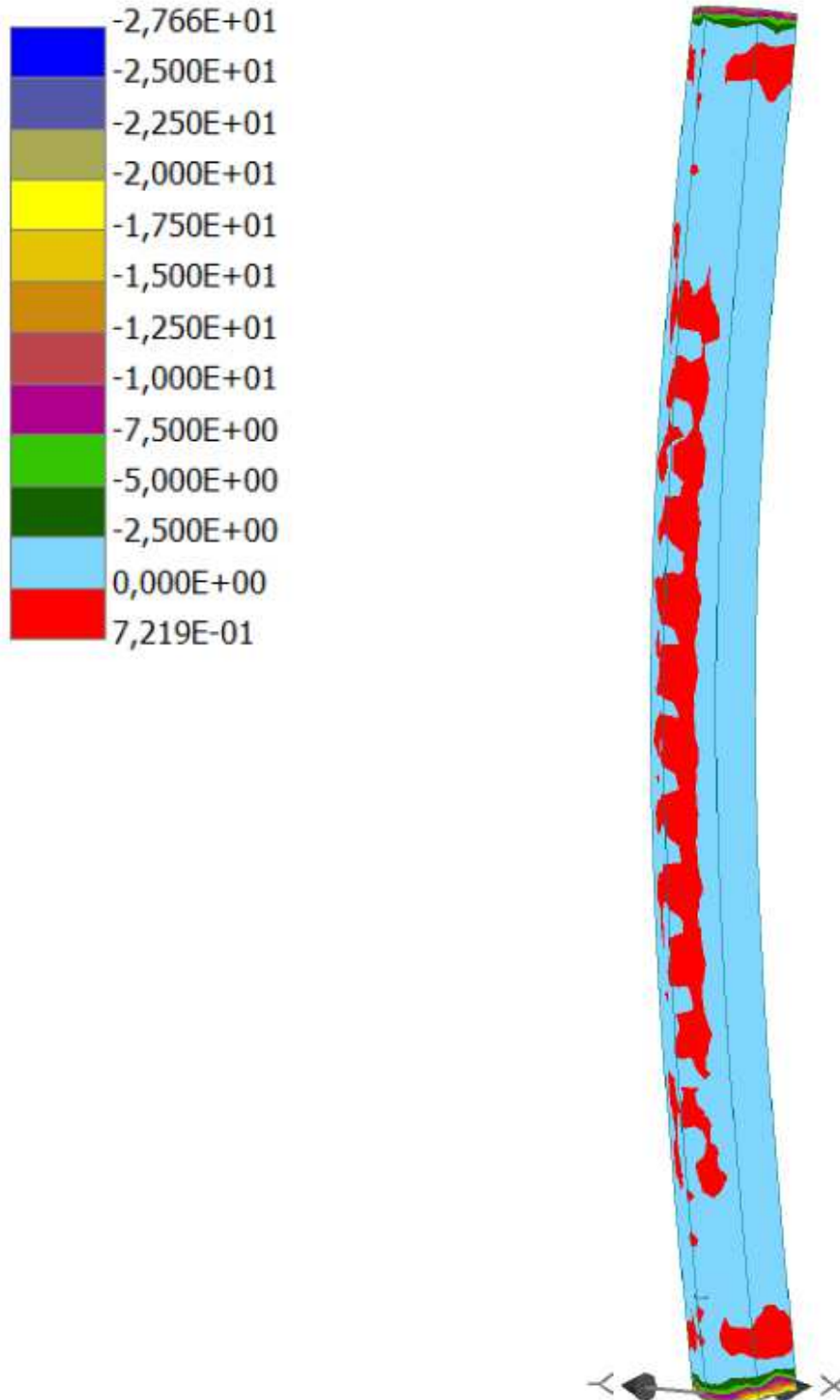
Porucha železobetonového sloupu – drcení betonu



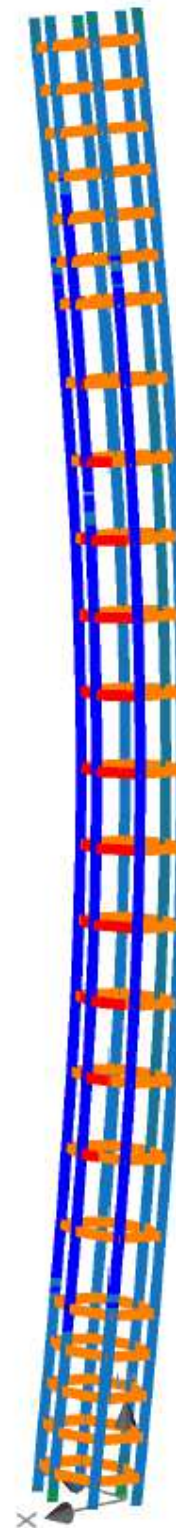
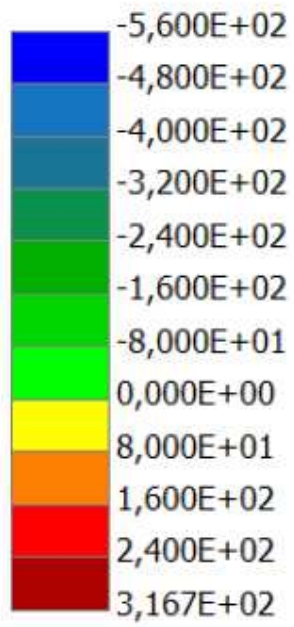
Napětí beton ve směru y = 0,721 MPa, 20x zvětšený



Napětí beton ve směru $x = 0,721$ MPa, 20x zvětšený



Napětí výztuž (prutový prvek) -560 MPa, 316,7 MPa, 20x zvětšený



Oblast vzniku tlakových trhlin, 20x zvětšený



Kapitola 6

Výsledky a jejich srovnání

6.1 Centrický tlačný sloup

Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů softwarem ATENA 3D s vlivem geometrických nelinearit:

ATENA 3D									
číslo	f_y [MPa]	f_c [MPa]	f_{ctm} [MPa]	N_r [kN]	e_2 [mm]	M_2 [kNm]	střední hodnota N_r	směrodatná odchylka N_r	normální rozdělení N_r
1	493,19	56,85	4,20	1708	6,1	10,42	1 614,17	76,42	0,0025
2	510,43	53,74	4,09	1657	5,9	9,69			0,0045
3	518,43	50,22	3,97	1593	7,3	11,58			0,0050
4	524,2	61,67	4,35	1813	7,5	13,60			0,0002
5	528,88	56,33	4,18	1714	6,1	10,46			0,0022
6	532,9	52,8	4,06	1640	4,3	7,12			0,0049
7	536,48	55,46	4,15	1659	3,5	5,77			0,0044
8	539,46	49,8	3,95	1549	3,7	5,73			0,0036
9	542,8	51,9	4,03	1587	3,2	5,08			0,0049
10	545,68	52,2	4,04	1591	3,2	5,09			0,0050
11	548,44	48,2	3,89	1519	4,2	6,38			0,0024
12	551,1	58,2	4,24	1700	3,0	5,10			0,0028
13	553,69	50,59	3,98	1561	3,6	5,62			0,0041
14	556,23	49,3	3,93	1540	3,9	6,01			0,0033
15	558,75	45,5	3,79	1455	3,6	5,24			0,0006
16	561,25	54,7	4,13	1647	3,9	6,34			0,0048
17	563,77	53,4	4,08	1611	3,0	4,83			0,0052
18	566,31	51,28	4,01	1573	3,5	5,51			0,0045
19	568,9	51,6	4,02	1580	3,4	5,37			0,0047
20	571,56	53,12	4,07	1606	3,2	5,06			0,0052
21	574,32	47,34	3,86	1489	3,8	5,66			0,0014
22	577,2	52,5	4,05	1596	3,3	5,27			0,0051
23	580,24	54,3	4,11	1625	2,9	4,71			0,0052
24	583,52	54,1	4,11	1622	3,0	4,87			0,0052
25	587,1	50,9	3,99	1568	3,7	5,80			0,0043
26	591,12	55,1	4,14	1638	3,1	5,08			0,0050
27	595,8	57,46	4,22	1687	3,4	5,74			0,0033
28	601,57	48,8	3,92	1517	3,2	4,78			0,0023
29	609,57	55,88	4,17	1664	3,8	6,36			0,0042
30	626,81	59,29	4,28	1716	3,1	5,34			0,0021

Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů vytvořeným programem v jazyce PASCAL s vlivem geometrických nelinearit. Vstupní hodnoty byly totožné s výpočtem v softwaru ATENA 3D:

PASCAL VZPĚŘ								
číslo	f_y [MPa]	f_c [MPa]	N_r [kN]	e_2 [mm]	M_2 [kNm]	střední hodnota N_r	směrodatná odchylka N_r	normální rozdělení N_r
1	493,19	56,85	1 647,99	6,3	10,32	1 573,06	99,28	0,0030
2	510,43	53,74	1 587,79	6,6	10,40			0,0040
3	518,43	50,22	1 492,31	6,7	9,95			0,0029
4	524,2	61,67	1 805,81	6,8	12,28			0,0003
5	528,88	56,33	1 660,28	6,9	11,44			0,0027
6	532,9	52,8	1 564,15	7,0	10,87			0,0040
7	536,48	55,46	1 637,19	7,0	11,46			0,0033
8	539,46	49,8	1 482,75	7,1	10,53			0,0027
9	542,8	51,9	1 540,46	7,1	10,94			0,0038
10	545,68	52,2	1 548,92	7,2	11,15			0,0039
11	548,44	48,2	1 439,84	7,3	10,51			0,0016
12	551,1	58,2	1 713,43	7,3	12,51			0,0015
13	553,69	50,59	1 505,65	7,4	11,14			0,0032
14	556,23	49,3	1 470,63	7,4	10,88			0,0024
15	558,75	45,5	1 366,98	7,5	10,25			0,0005
16	561,25	54,7	1 618,68	7,6	12,30			0,0036
17	563,77	53,4	1 583,38	7,6	12,03			0,0040
18	566,31	51,28	1 525,67	7,6	11,60			0,0036
19	568,9	51,6	1 534,65	7,8	11,97			0,0037
20	571,56	53,12	1 576,44	7,8	12,30			0,0040
21	574,32	47,34	1 418,58	7,9	11,21			0,0012
22	577,2	52,5	1 559,69	8,0	12,48			0,0040
23	580,24	54,3	1 608,91	8,1	13,03			0,0038
24	583,52	54,1	1 603,44	8,2	13,15			0,0038
25	587,1	50,9	1 515,93	8,3	12,58			0,0034
26	591,12	55,1	1 630,79	8,5	13,86			0,0034
27	595,8	57,46	1 695,32	8,6	14,58			0,0019
28	601,57	48,8	1 458,50	8,6	12,54			0,0021
29	609,57	55,88	1 652,12	8,7	14,37			0,0029
30	626,81	59,29	1 745,36	9,0	15,71			0,0009

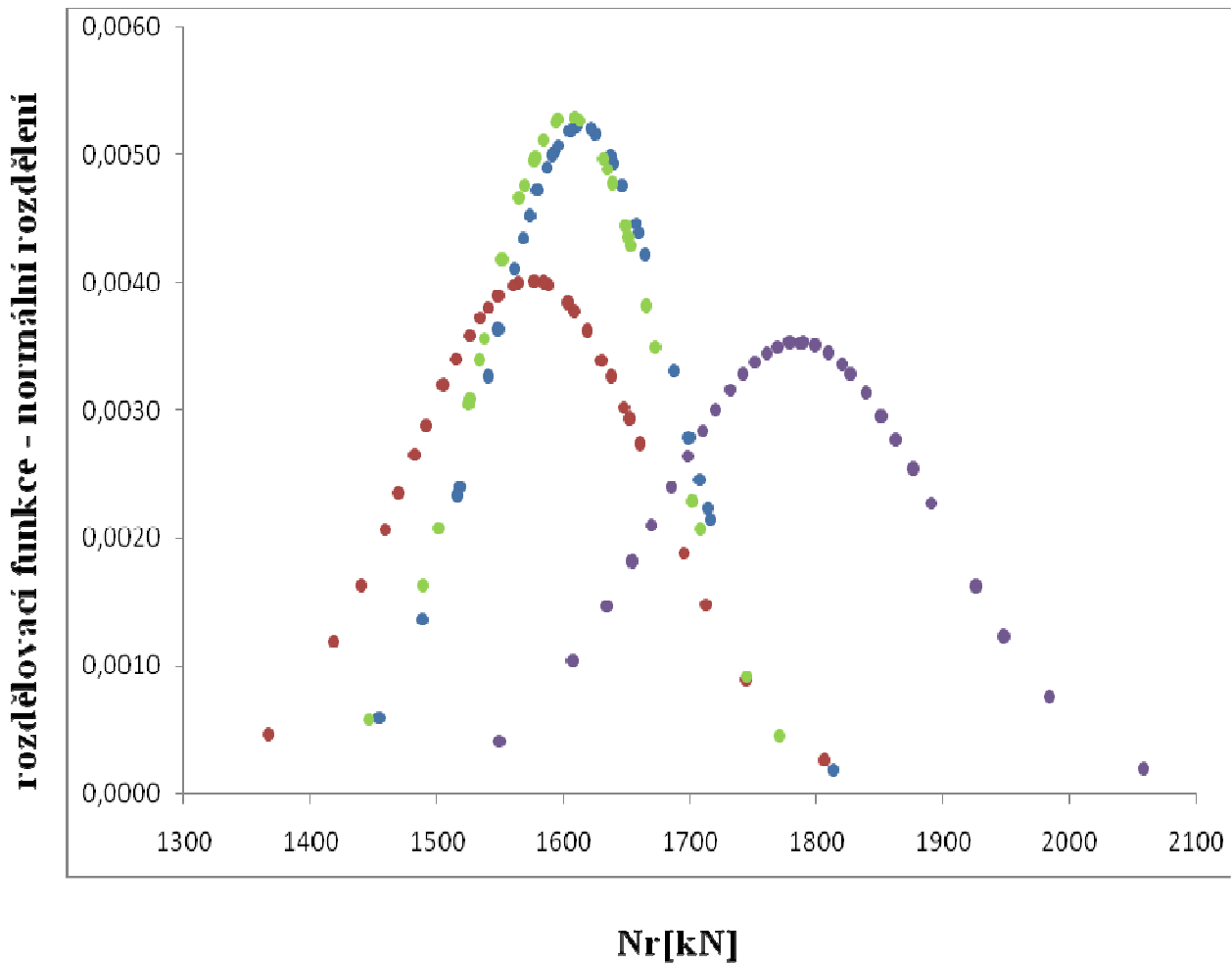
Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů vytvořeným programem v jazyce PASCAL bez vlivu geometrických nelinearit. Vstupní hodnoty byly totožné s výpočtem v softwaru ATENA 3D:

PASCAL BEZ VZPĚRU						
číslo	f_y [MPa]	f_c [MPa]	N_r [kN]	střední hodnota N_r	směrodatná odchylka N_r	normální rozdělení N_r
1	493,19	56,85	1 786,00	1 784,31	113,10	0,0035
2	510,43	53,74	1 808,93			0,0034
3	518,43	50,22	1 698,34			0,0026
4	524,2	61,67	2 058,06			0,0002
5	528,88	56,33	1 890,30			0,0023
6	532,9	52,8	1 779,40			0,0035
7	536,48	55,46	1 862,96			0,0028
8	539,46	49,8	1 685,15			0,0024
9	542,8	51,9	1 751,12			0,0034
10	545,68	52,2	1 760,55			0,0035
11	548,44	48,2	1 634,88			0,0015
12	551,1	58,2	1 949,04			0,0012
13	553,69	50,59	1 709,97			0,0028
14	556,23	49,3	1 669,44			0,0021
15	558,75	45,5	1 550,06			0,0004
16	561,25	54,7	1 839,09			0,0031
17	563,77	53,4	1 798,25			0,0035
18	566,31	51,28	1 731,65			0,0032
19	568,9	51,6	1 741,70			0,0033
20	571,56	53,12	1 789,45			0,0035
21	574,32	47,34	1 607,87			0,0010
22	577,2	52,5	1 769,97			0,0035
23	580,24	54,3	1 826,52			0,0033
24	583,52	54,1	1 820,24			0,0034
25	587,1	50,9	1 719,71			0,0030
26	591,12	55,1	1 851,65			0,0030
27	595,8	57,46	1 925,80			0,0016
28	601,57	48,8	1 653,73			0,0018
29	609,57	55,88	1 876,16			0,0025
30	626,81	59,29	1 983,29			0,0008

Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů vytvořeným programem v jazyce PASCAL s vlivem geometrických nelinearit a vlivem ovinutí jednou vrstvou tkaniny SikaWrap 600 C/120. Vstupní hodnoty byly totožné s výpočtem v softwaru ATENA 3D:

PASCAL VZPĚR, OVINUTÍ								
číslo	f_y [MPa]	f_c [MPa]	N_r [kN]	e_2 [mm]	M_2 [kNm]	střední hodnota N_r	směrodatná odchylka N_r	normální rozdělení N_r
1	493,19	56,85	1 651,00	19,4	32,00	1 603,93	75,25	0,0044
2	510,43	53,74	1 608,45	19,8	31,82			0,0053
3	518,43	50,22	1 536,92	21,2	32,55			0,0036
4	524,2	61,67	1 770,78	20,8	36,80			0,0005
5	528,88	56,33	1 665,04	20,6	34,27			0,0038
6	532,9	52,8	1 593,71	21,0	33,44			0,0053
7	536,48	55,46	1 648,97	20,5	33,77			0,0044
8	539,46	49,8	1 532,67	20,9	32,00			0,0034
9	542,8	51,9	1 577,18	21,0	33,09			0,0050
10	545,68	52,2	1 583,94	20,7	32,76			0,0051
11	548,44	48,2	1 500,91	21,9	32,84			0,0021
12	551,1	58,2	1 707,29	21,2	36,16			0,0021
13	553,69	50,59	1 552,20	21,9	33,96			0,0042
14	556,23	49,3	1 525,80	21,9	33,38			0,0031
15	558,75	45,5	1 445,94	21,7	31,35			0,0006
16	561,25	54,7	1 638,57	21,9	35,85			0,0048
17	563,77	53,4	1 612,46	21,9	35,28			0,0053
18	566,31	51,28	1 569,13	21,6	33,86			0,0048
19	568,9	51,6	1 576,34	22,3	35,12			0,0050
20	571,56	53,12	1 608,30	22,6	36,32			0,0053
21	574,32	47,34	1 488,37	23,2	34,50			0,0016
22	577,2	52,5	1 596,65	23,7	37,81			0,0053
23	580,24	54,3	1 634,31	22,8	37,23			0,0049
24	583,52	54,1	1 630,92	24,0	39,11			0,0050
25	587,1	50,9	1 565,52	25,2	39,42			0,0047
26	591,12	55,1	1 652,92	25,0	41,29			0,0043
27	595,8	57,46	1 701,66	24,8	42,17			0,0023
28	601,57	48,8	1 524,63	25,3	38,54			0,0030
29	609,57	55,88	1 672,58	25,5	42,62			0,0035
30	626,81	59,29	1 744,72	25,7	44,80			0,0009

Srovnání výsledných hodnot:

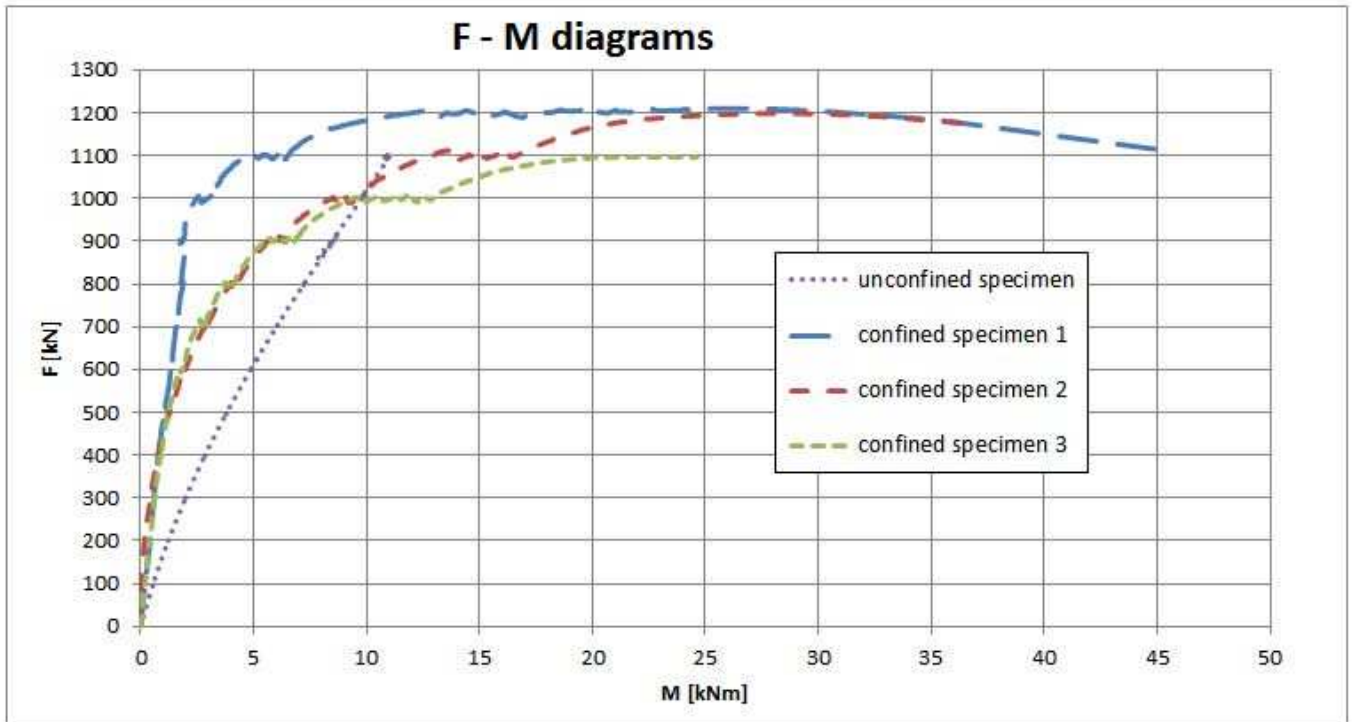


Legenda:

- ATENA 3D
- PASCAL-VZPĚR
- PASCAL BEZ VZPĚRU
- PASCAL-VZPĚR,OVINUTÍ

Skutečnost, že výsledné hodnoty únosností centricky tlačeného sloupu určené softwarem ATENA 3D a vytvořeným algoritmem v jazyce PASCAL s vlivem ovinutí tkaninou a geometrickými nelinearitami jsou téměř shodné, poukazuje na příznivý vliv třmínků. Jelikož parametry ovinutí tkaninou jsou blízké parametrům třmínků.

Výsledky únosností zatěžovací zkoušky centricky tlačeného sloupu prováděné ÚBZK:



Srovnání výsledných středních hodnot:

	Nr [kN]	M ₂ [kNm]
zatěžovací zkouška neovinutý	1 100,00	10,60
zatěžovací zkouška ovinutý	1 200,00	30,00
ATENA 3D střední hodnoty materiálových charakteristik	1 660,00	6,45
PASCAL, vliv geom. nelin. a ovinutí tkaninou	1603,93	35,8
PASCAL, vliv geom. nelin.	1573,1	11,94

Tabulka 6: Srovnání výsledných hodnot

Příčiny rozdílů výsledných hodnot únosnosti stanovenou zatěžovací zkouškou a výpočtem může být například nepřesné uložení referenčního sloupu v konstrukci lisu a z toho plynoucí vliv náhodné excentricity, která nebyla ve výpočtech uvažována. Jelikož jsem nebyl přítomen u provádění zatěžovací zkoušky a podrobný rozbor bude součástí výstupů projektu Ing. Vojtěcha Kostihy, nebudu nadále rozebírat příčiny těchto rozdílů.

6.2 Interakční diagramy MSÚ

V této části diplomové práce uvedu pouze výsledné interakční diagramy. Konkrétní hodnoty tisíce generovaných materiálových charakteristik z důvodu velkého množství dat neuvádím. Tyto hodnoty byly definovány jako náhodné veličiny viz „Tabulka 5: Generované materiálové charakteristiky“.

Materiálové charakteristiky pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti vycházejí z provedených zkoušek pevnosti vytvořené betonové směsi předpokládané pevnosti C30/37, ostatní hodnoty se řídí normovými charakteristikami:

Tabulka 7: Materiálové charakteristiky pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti

Název	Charakteristická hodnota	Dílčí součinitel spolehlivosti	Návrhová hodnota
C30/37 f_{ck} 5% kvantil	47,09 MPa	1,5	31,4 MPa
B500 f_{yk}	500 MPa	1,15	434,78 MPa
E_s	200 GPa	1	200 GPa
poloměr sloupu r	0,1 m	1	0,1 m
průměr výztuže ϕ	8 mm	1	8 mm
krytí výztuže c	26	1	26 mm

6.2.1 Interakční diagram bez vlivu geometrických nelinearit

Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů vytvořeným programem v jazyce PASCAL bez vlivu geometrických nelinearit pro dané excentricity e . Vstupní hodnoty pro výpočet plně pravděpodobnostním přístupem viz „Tabulka 5: Generované materiálové charakteristiky“, vstupní hodnoty pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti viz „Tabulka 7: Materiálové charakteristiky pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti“ :

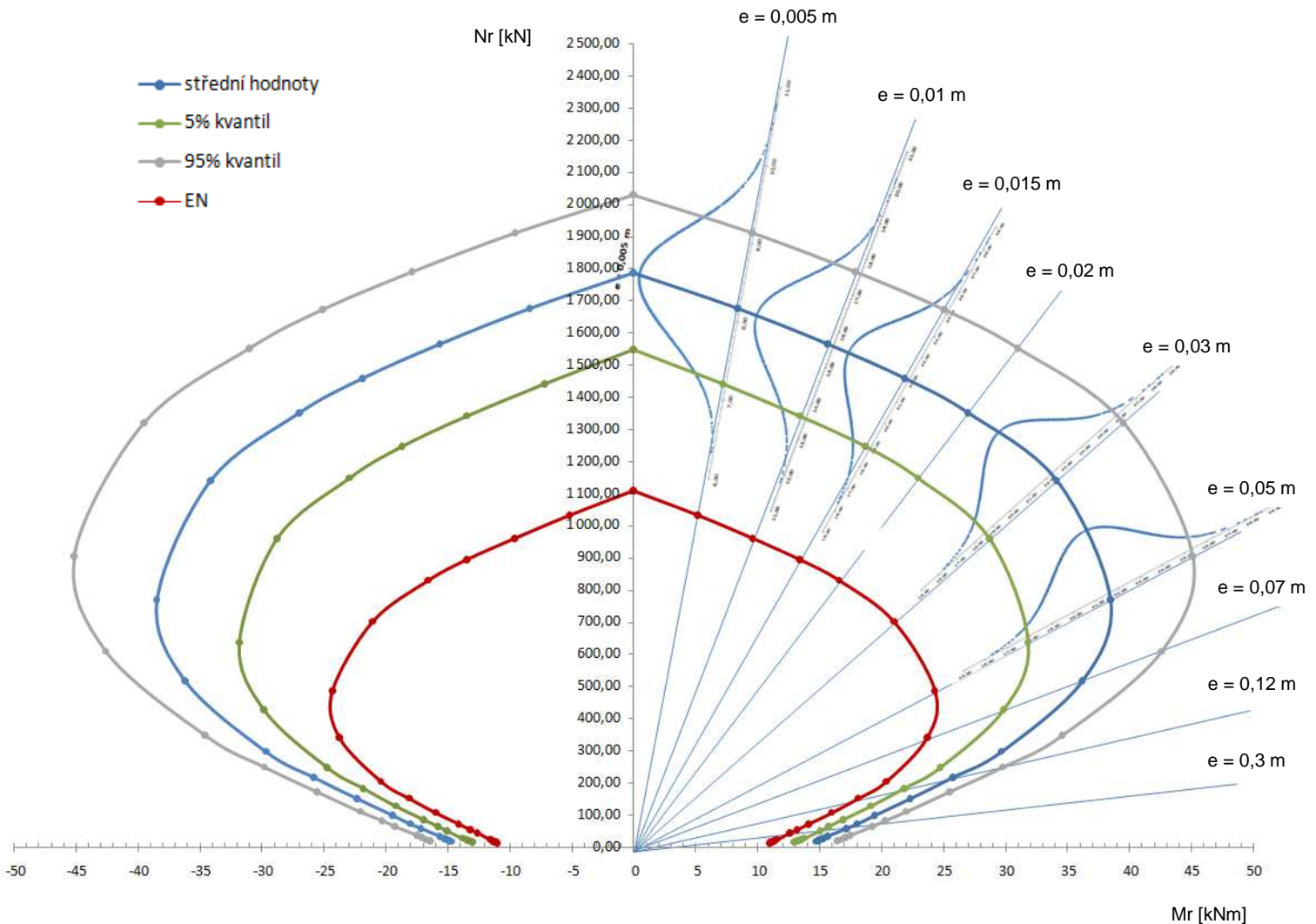
STŘEDNÍ HODNOTY		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 785,00	0,00	0
1 674,99	8,38	0,005
1 565,12	15,65	0,01
1 458,27	21,87	0,015
1 349,60	26,99	0,02
1 138,25	34,14	0,03
769,67	38,48	0,05
517,57	36,22	0,07
296,77	29,67	0,1
215,04	25,80	0,12
148,93	22,34	0,15
97,38	19,47	0,2
72,15	18,04	0,25
57,26	17,18	0,3
31,28	15,64	0,5
25,47	15,28	0,6
21,47	15,03	0,7
18,56	14,84	0,8
16,33	14,70	0,9

5% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 548,00	0,00	0
1 439,03	7,20	0,005
1 341,73	13,42	0,01
1 245,49	18,68	0,015
1 147,90	22,95	0,02
958,67	28,76	0,03
636,36	31,81	0,05
426,54	29,85	0,07
247,61	24,76	0,1
181,79	21,81	0,12
127,74	19,16	0,15
84,60	16,92	0,2
63,07	15,77	0,25
50,24	15,07	0,3
27,58	13,79	0,5
22,47	13,48	0,6
18,95	13,26	0,7
16,38	13,10	0,8
14,42	12,98	0,9

Metoda dílčích součinitelů spolehlivosti

95% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
2 030,00	0,00	0
1 910,95	9,56	0,005
1 788,51	17,89	0,01
1 671,05	25,06	0,015
1 551,29	31,02	0,02
1 317,83	39,53	0,03
902,98	45,14	0,05
608,60	42,59	0,07
345,93	34,59	0,1
248,30	29,79	0,12
170,12	25,51	0,15
110,17	22,03	0,2
81,23	20,30	0,25
64,29	19,28	0,3
34,98	17,49	0,5
28,47	17,08	0,6
23,99	16,80	0,7
20,73	16,59	0,8
18,25	16,42	0,9

ČSN EN 1992-1-1		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 107,10	0,00	0
1 031,30	5,16	0,005
959,80	9,60	0,01
894,45	13,42	0,015
829,70	16,60	0,02
701,80	21,05	0,03
486,26	24,31	0,05
339,21	23,74	0,07
204,02	20,40	0,1
151,00	18,11	0,12
106,50	15,98	0,15
70,68	14,13	0,2
52,75	13,18	0,25
42,04	12,61	0,3
23,18	11,58	0,5
18,93	11,36	0,6
15,99	11,19	0,7
13,85	11,08	0,8
12,21	10,99	0,9



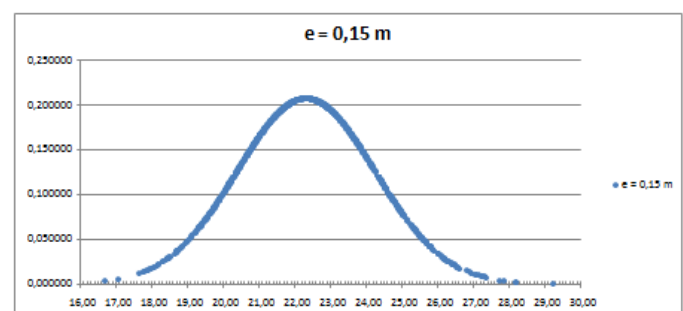
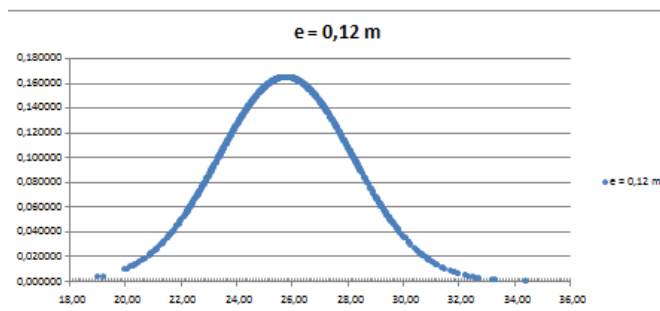
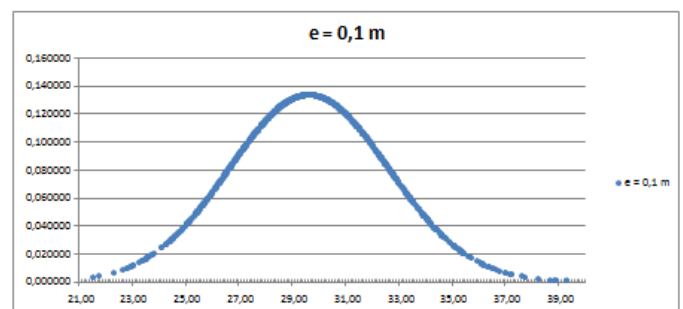
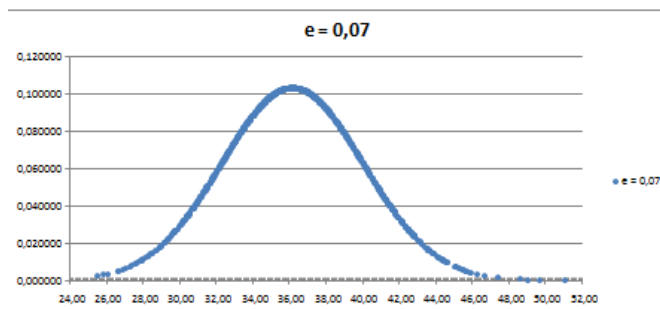
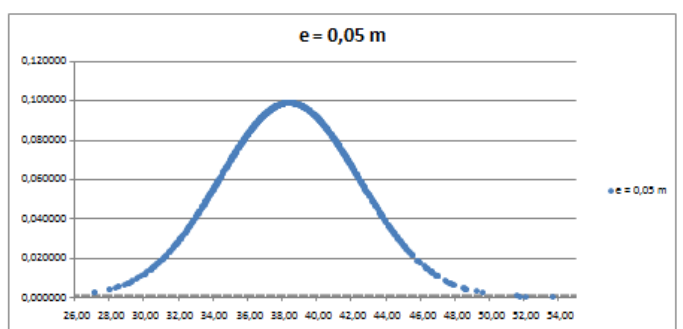
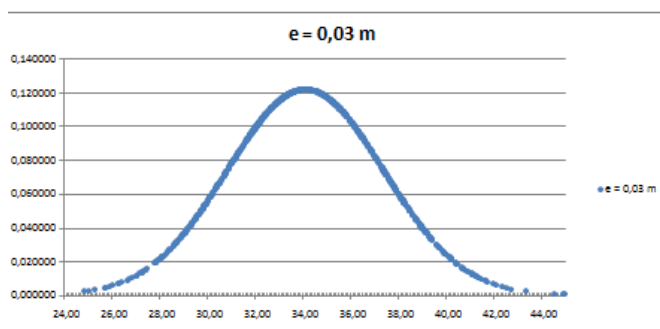
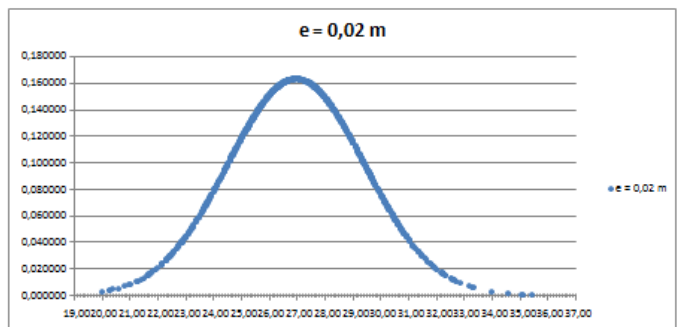
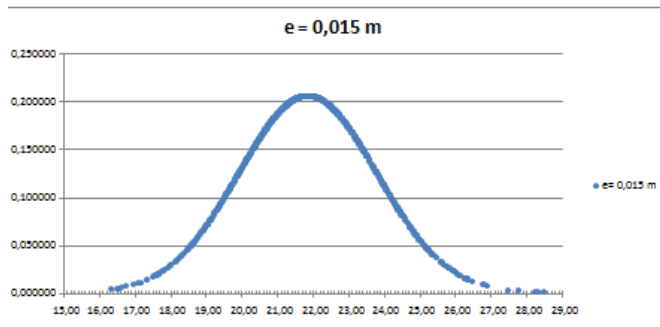
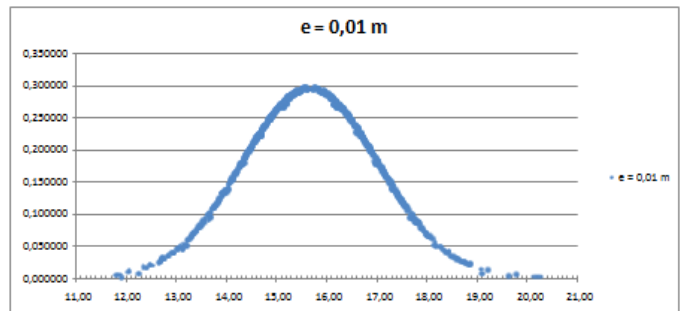
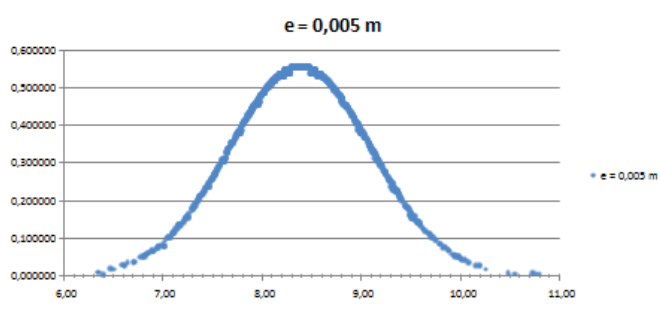
Interakční diagram bez vlivu geometrických nelinearit, tedy posouzení symetrického průřezu železobetonového sloupu namáhaného v rovině symetrie. Červený diagram reprezentuje výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Ostatní diagramy reprezentují výpočet plně pravděpodobnostním přístupem:

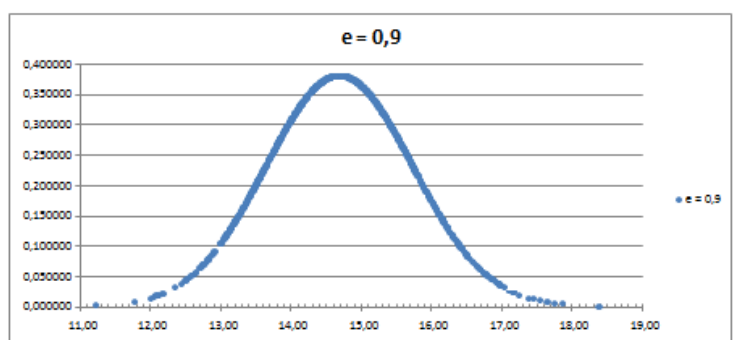
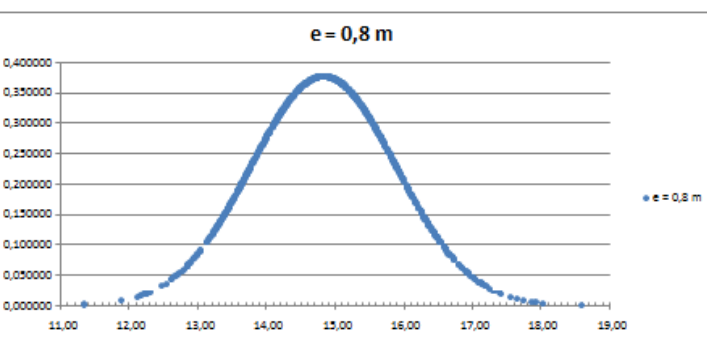
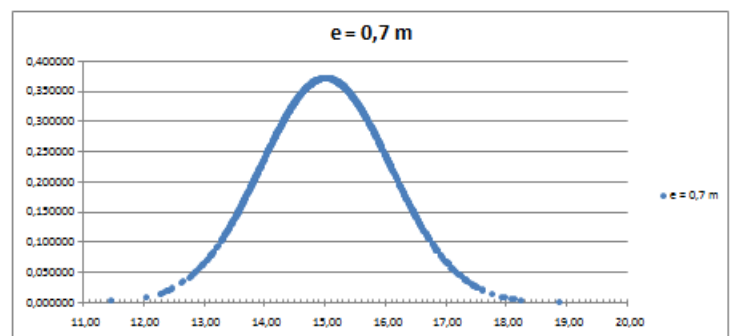
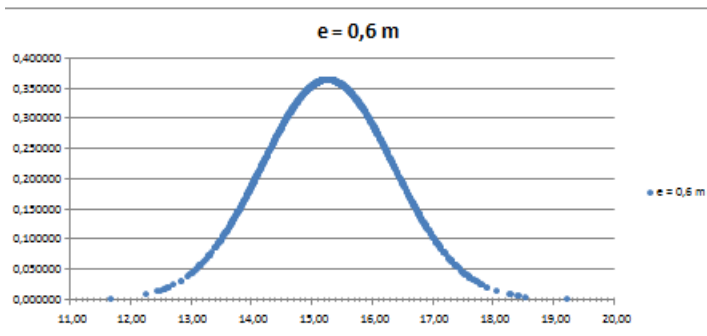
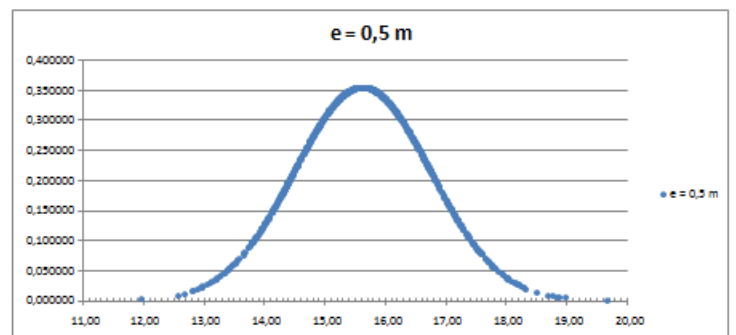
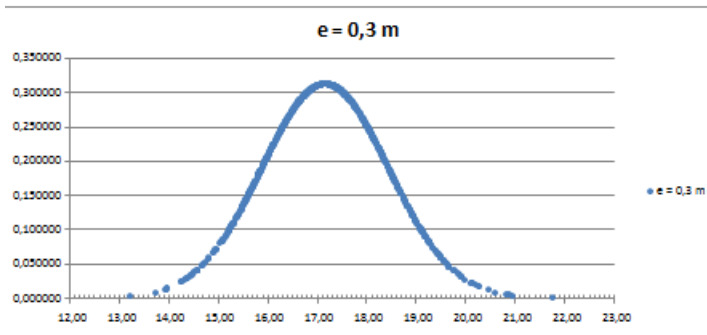
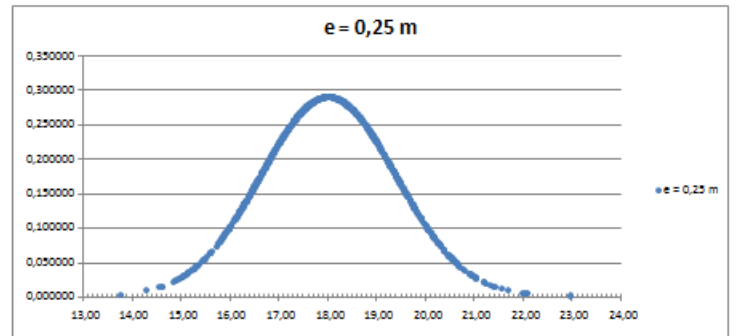
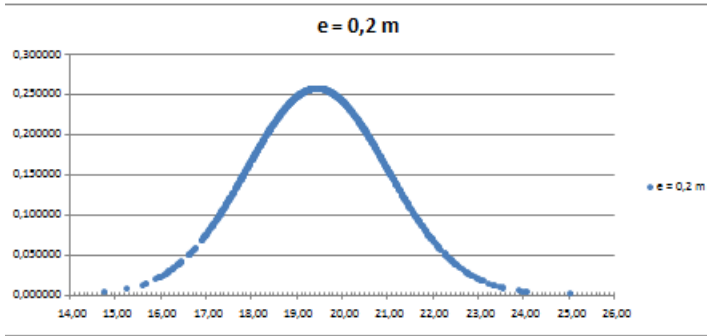
- zelená značí 5% kvantil
- modrá střední hodnoty
- šedá 95% kvantil

Do těchto mezí jsem vložil sklopené rozdělení momentových únosností pro dané excentricity.

Z diagramu je dále patrné, že v části, ve které únosnost závisí více na momentových parametrech betonové směsi jsou horní a dolní pětiprocentní kvantily od sebe více vzdálené než v části diagramu, kde únosnost závisí více na momentových parametrech výztuže. Tento rozdíl je dán větším variačním součinitel betonu oproti variačnímu součiniteli výztuže.

Rozdělení momentových únosností pro dané excentricity:





Rozdíl únosností mezi metodou dílčích součinitelů spolehlivosti a plně pravděpodobnostním přístupem:

Byly srovnány hodnoty zatížení s danou střední hodnotou a směrodatnou odchylkou, které odpovídají požadované hodnotě indexu spolehlivosti $\beta = 3,8$ požadované normou ČSN EN 1990 [5]. Směrodatná odchylka zatížení byla zvolena na základě doporučení JCSS [6], která uvádí průměrnou střední hodnotu pro stálé zatížení betonovými konstrukcemi 0,8. Z těchto momentových parametrů zatížení byl poté určen 50% kvantil zatížení pro porovnání s metodou dílčích součinitelů spolehlivosti.

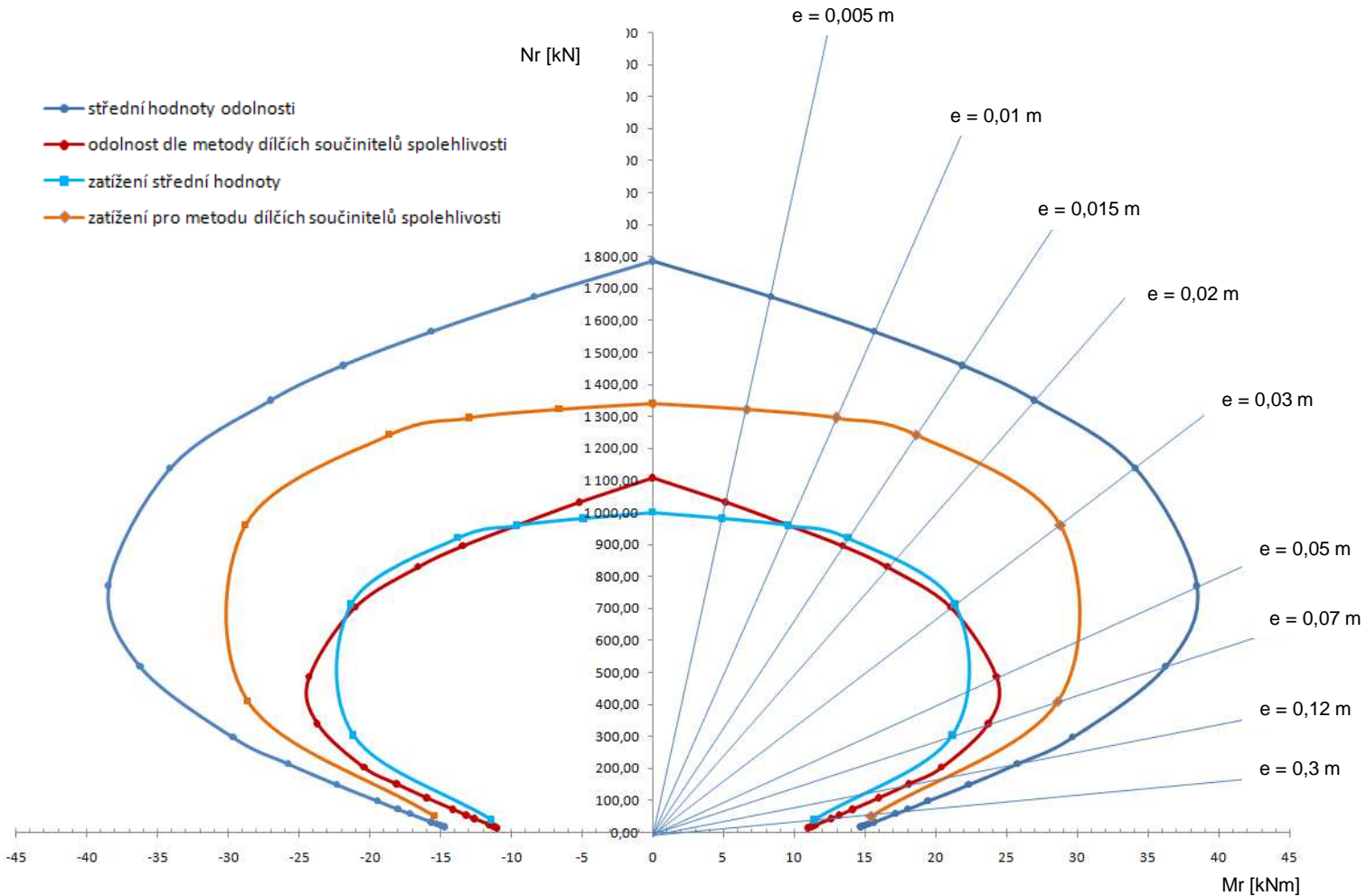
e = 0,01 m				
PLNĚ PRAVDĚPODOBNOSTNÍ PŘÍSTUP				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		β
střední hodnota	směrodatná odchylka	střední hodnota	směrodatná odchylka	
9,59	0,80	15,65	1,38	3,80
ČSN EN 1992 -1-1				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		
střední hodnota	γ = 1,35	9,6	rozdíl únosnosti proti PPP	134,86%
9,59	12,95			

e = 0,015 m				
PLNĚ PRAVDĚPODOBNOSTNÍ PŘÍSTUP				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		β
střední hodnota	směrodatná odchylka	střední hodnota	směrodatná odchylka	
13,90	0,80	21,87	1,94	3,80
ČSN EN 1992 -1-1				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		
střední hodnota	γ = 1,35	13,42	rozdíl únosnosti proti PPP	139,83%
13,90	18,77			

e = 0,03 m				
PLNĚ PRAVDĚPODOBNOSTNÍ PŘÍSTUP				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		β
střední hodnota	směrodatná odchylka	střední hodnota	směrodatná odchylka	
21,35	0,80	34,14	3,27	3,80
ČSN EN 1992 -1-1				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		
střední hodnota	γ = 1,35	21,05	rozdíl únosnosti proti PPP	136,92%
21,35	28,82			

e = 0,3 m				
PLNĚ PRAVDĚPODOBNOSTNÍ PŘÍSTUP				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		β
střední hodnota	směrodatná odchylka	střední hodnota	směrodatná odchylka	
11,44	0,80	17,18	1,28	3,80
ČSN EN 1992 -1-1				
STÁLÉ ZATÍŽENÍ M [kNm] E		ODOLNOST M _r [kNm] R		
střední hodnota	γ = 1,35	12,61	rozdíl únosnosti proti PPP	122,47%
11,44	15,44			

Velikost rozdílu únosností závisí na momentových parametrech zatížení. Jelikož se jedná o takovou volbu zatížení, aby byla splněna podmínka $\beta = 3,8$, zkoušel jsem více variant momentových parametrů zatížení. Výsledky však vždy vedly k podobnému procentuálnímu rozdílu únosnosti. Ze srovnání je tedy patrné, že určité procento navýšení únosnosti při použití plně pravděpodobnostního přístupu oproti metodě dílčích součinitelů spolehlivosti lze dosáhnout.



Následující interakční diagram ukazuje na rozdíl mezi odolností sloupu stanovenou metodou dílčích součinitelů spolehlivosti a zatížením, které odpovídá zatížení pro plně pravděpodobnostní přístup. Z diagramu je patrné, že únosnost sloupu stanovená metodou dílčích součinitelů spolehlivosti není schopna odolávat zatížení, které odpovídá zatížení pro plně pravděpodobnostní přístup. Jak bylo zmíněno výše, tento rozdíl však závisí na momentových parametrech zatížení.

6.2.2 Interakční diagram s vlivem geometrických nelinearit

Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů vytvořeným programem v jazyce PASCAL s vlivem geometrických nelinearit. Vstupní hodnoty pro výpočet plně pravděpodobnostním přístupem viz „Tabulka 5: Generované materiálové charakteristiky“, vstupní hodnoty pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti viz „Tabulka 7: Materiálové charakteristiky pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti“ :

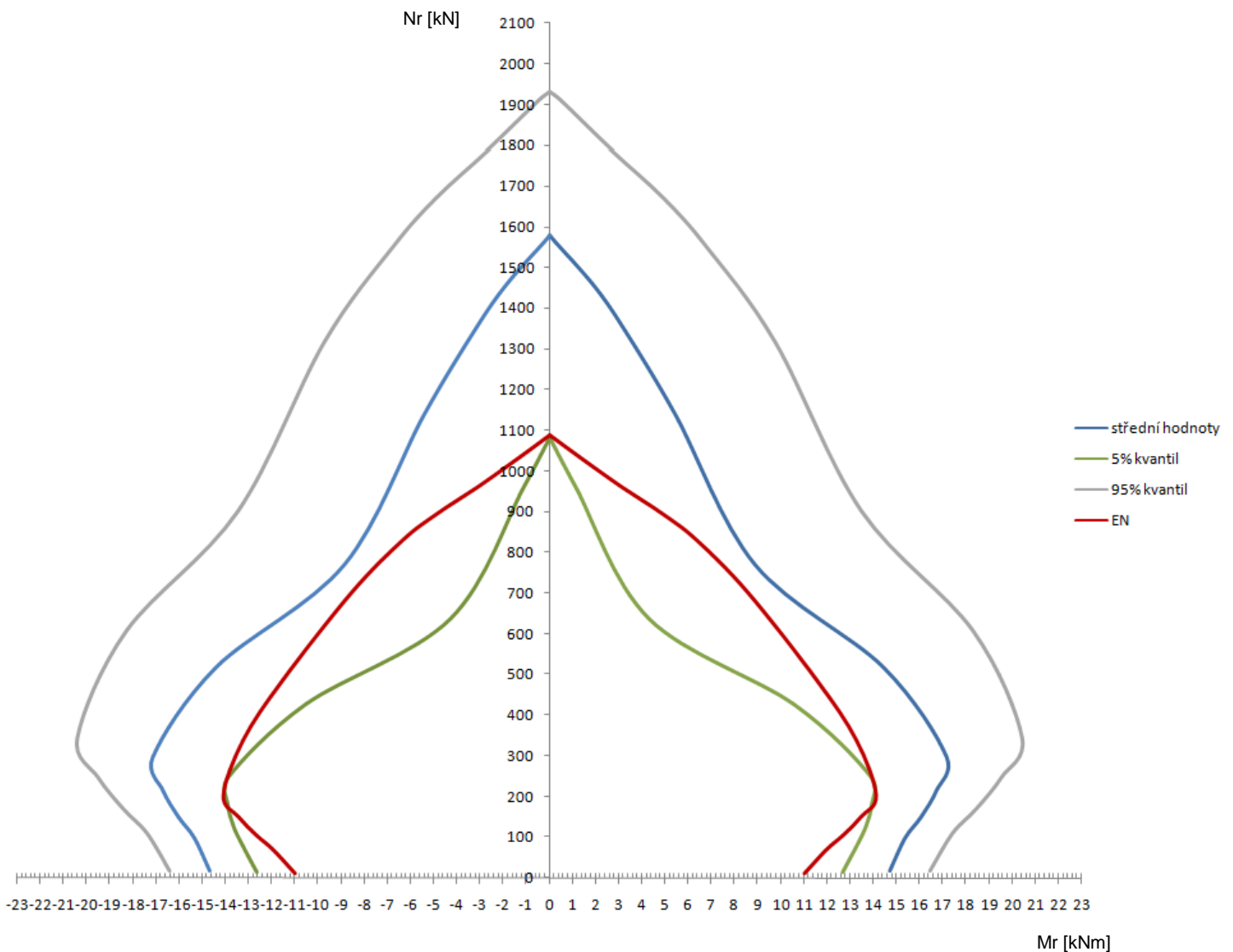
STŘEDNÍ HODNOTY		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 580,00	0,00	0
1 565,12	0,22	0,01
1 458,27	1,88	0,015
1 349,60	3,21	0,02
1 138,25	5,43	0,03
769,67	8,87	0,05
517,57	14,42	0,07
296,77	17,15	0,1
215,04	16,73	0,12
148,93	16,05	0,15
97,38	15,36	0,2
16,33	14,70	0,9

5% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 080,00	0,00	0
958,67	1,13	0,03
636,36	4,29	0,05
426,54	10,55	0,07
247,61	13,91	0,1
181,79	13,94	0,12
127,74	13,69	0,15
84,60	13,33	0,2
14,42	12,68	0,9

Metoda dílčích součinitelů spolehlivosti

95% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 930,00	0,00	0
1 910,95	0,44	0,005
1 788,51	2,67	0,01
1 671,05	4,93	0,015
1 551,29	6,78	0,02
1 317,83	9,74	0,03
902,98	13,46	0,05
608,60	18,28	0,07
345,93	20,40	0,1
248,30	19,52	0,12
170,12	18,41	0,15
110,17	17,39	0,2
18,25	16,42	0,9

ČSN EN 1992 - 1 - 1		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 087,00	0,00	0
1 031,30	1,34	0,005
959,80	3,11	0,01
894,45	4,86	0,015
829,70	6,34	0,02
701,80	8,54	0,03
486,26	11,52	0,05
339,21	13,23	0,07
204,02	14,08	0,1
151,00	13,43	0,12
106,50	12,67	0,15
70,68	11,94	0,2
12,21	10,99	0,9

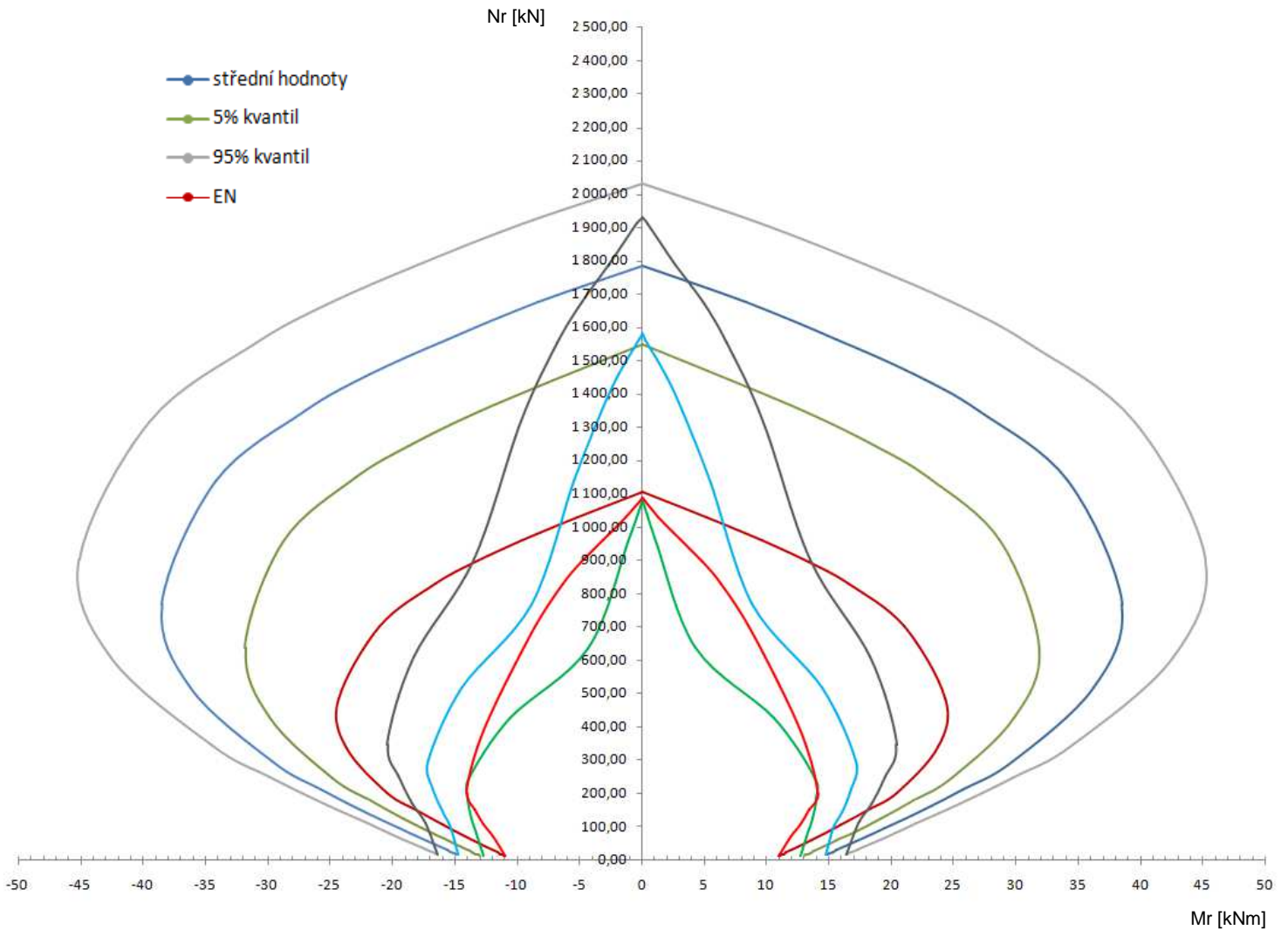


Interakční diagram s vlivem geometrických nelinearit zavedený metodou jmenovité křivosti. Červený diagram reprezentuje výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Ostatní diagramy reprezentují výpočet plně pravděpodobnostním přístupem:

- zelená značí 5% kvantil
- modrá střední hodnoty
- šedá 95% kvantil

Z diagramu je zřejmý rozdíl mezi tvarem diagramu vypočteném metodou dílčích součinitelů spolehlivosti a plně pravděpodobnostním přístupem. Tento rozdíl je dán tím, že při výpočtu plně pravděpodobnostní přístupem se pohybujeme v oblasti vyšších normálových sil a tím pádem jsou i vyšší momenty druhého řádu oproti momentům druhého řádu při výpočtu metodou dílčích součinitelů spolehlivosti.

6.2.3 Interakční diagram bez a s vlivem geometrických nelinearit



Interakční diagram s vlivem geometrických nelinearit a bez vlivu geometrických nelinearit. Červený diagram reprezentuje výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Ostatní diagramy reprezentují výpočet plně pravděpodobnostním přístupem:

- zelená značí 5% kvantil
- modrá střední hodnoty
- šedá 95% kvantil

6.2.4 Interakční diagram s vlivem ovinutí

Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů vytvořeným programem v jazyce PASCAL bez vlivu geometrických nelinearit a s vlivem ovinutí jednou vrstvou tkaniny SikaWrap 600 C/120 . Vstupní hodnoty pro výpočet plně pravděpodobnostním přístupem viz „Tabulka 5: Generované materiálové charakteristiky“, vstupní hodnoty pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti viz „Tabulka 7: Materiálové charakteristiky pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti“ . :

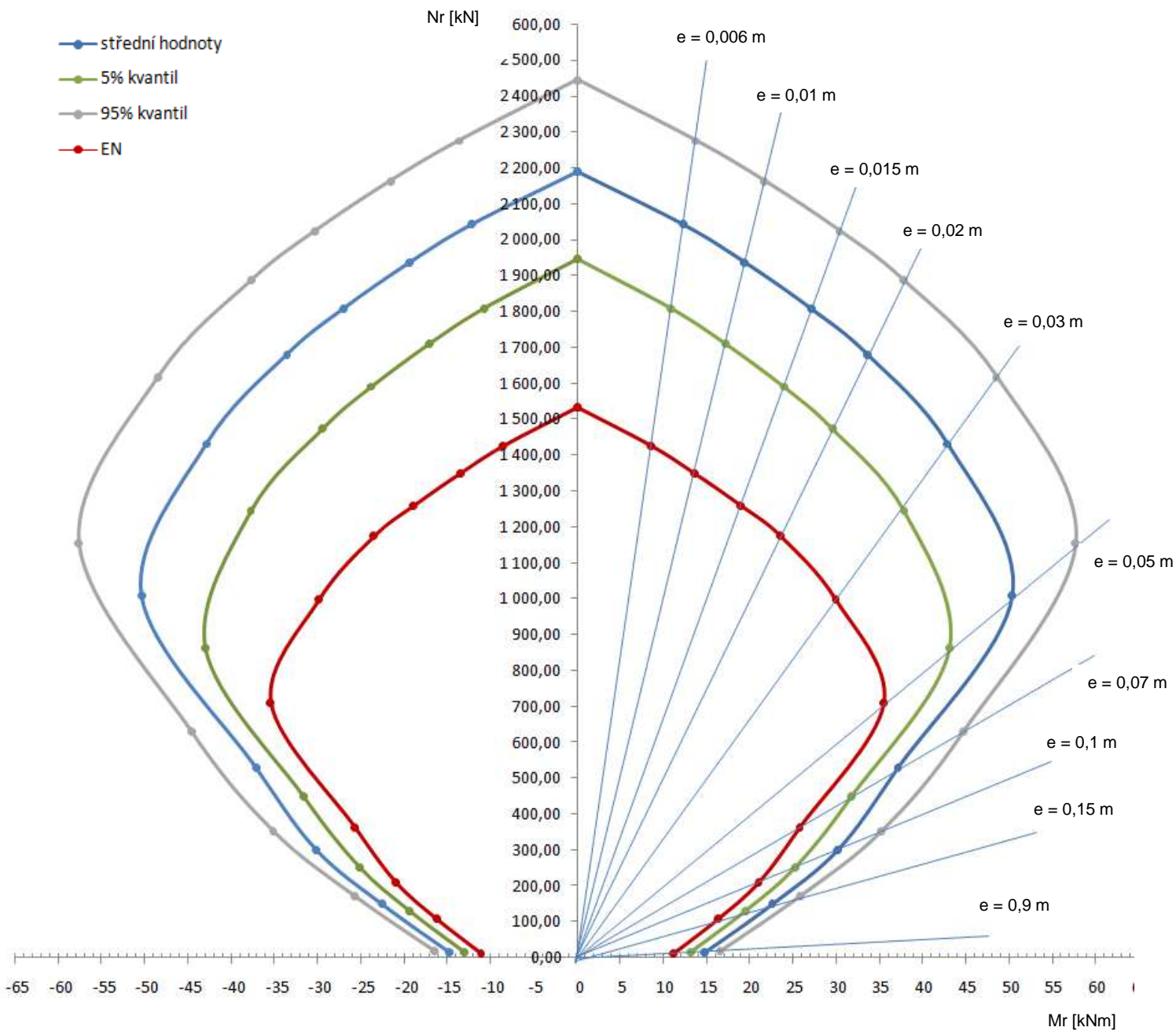
STŘEDNÍ HODNOTY		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
2 190,00	0,00	0
2 043,05	12,26	0,005
1 937,83	19,38	0,01
1 808,04	27,12	0,015
1 680,92	33,61	0,02
1 431,29	42,93	0,03
1 008,00	50,39	0,05
531,29	37,18	0,07
302,10	30,21	0,1
150,73	22,61	0,15
16,44	14,79	0,9

5% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 948,00	0,00	0
1 809,78	10,86	0,006
1 711,81	17,12	0,01
1 591,52	23,87	0,015
1 474,57	29,49	0,02
1 244,10	37,82	0,03
861,64	43,07	0,05
448,69	31,70	0,07
252,24	25,22	0,1
129,39	19,40	0,15
14,51	13,06	0,9

Metoda dílčích součinitelů spolehlivosti

95% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
2 445,00	0,00	0
2 276,31	13,66	0,006
2 163,85	21,64	0,01
2 024,57	30,36	0,015
1 887,26	37,74	0,02
1 618,49	48,55	0,03
1 154,35	57,71	0,05
628,89	44,66	0,07
351,97	35,19	0,1
172,07	25,81	0,15
18,36	16,53	0,9

ČSN EN 1992 - 1 - 1		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 534,00	0,00	0
1 426,60	8,56	0,006
1 350,70	13,51	0,01
1 260,75	18,90	0,015
1 175,65	23,51	0,02
997,80	29,93	0,03
709,78	35,48	0,05
363,68	25,75	0,07
209,90	20,98	0,1
108,66	16,29	0,15
12,38	11,14	0,9



Interakční diagram bez vlivu geometrických nelinearit a s vlivem ovinutí jednou vrstvou tkaniny SikaWrap 600 C/120. Červený diagram reprezentuje výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Ostatní diagramy reprezentují výpočet plně pravděpodobnostním přístupem:

- zelená značí 5% kvantil
- modrá střední hodnoty
- šedá 95% kvantil

Vliv ovinutí tkaninou jednak přispěl ke zvýšení momentové únosnosti sloupu tak výrazně zvýšil odolnost sloupu na působící normálovou sílu.

6.2.5 Interakční diagram s vlivem ovinutí a geometrických nelinearit

Vstupní hodnoty a výsledky výpočtů vytvořeným programem v jazyce PASCAL s vlivem geometrických nelinearit a s vlivem ovinutí jednou vrstvou tkaniny SikaWrap 600 C/120 . Vstupní hodnoty pro výpočet plně pravděpodobnostním přístupem viz „Tabulka 5: Generované materiálové charakteristiky“, vstupní hodnoty pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti viz „Tabulka 7: Materiálové charakteristiky pro výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti“ . :

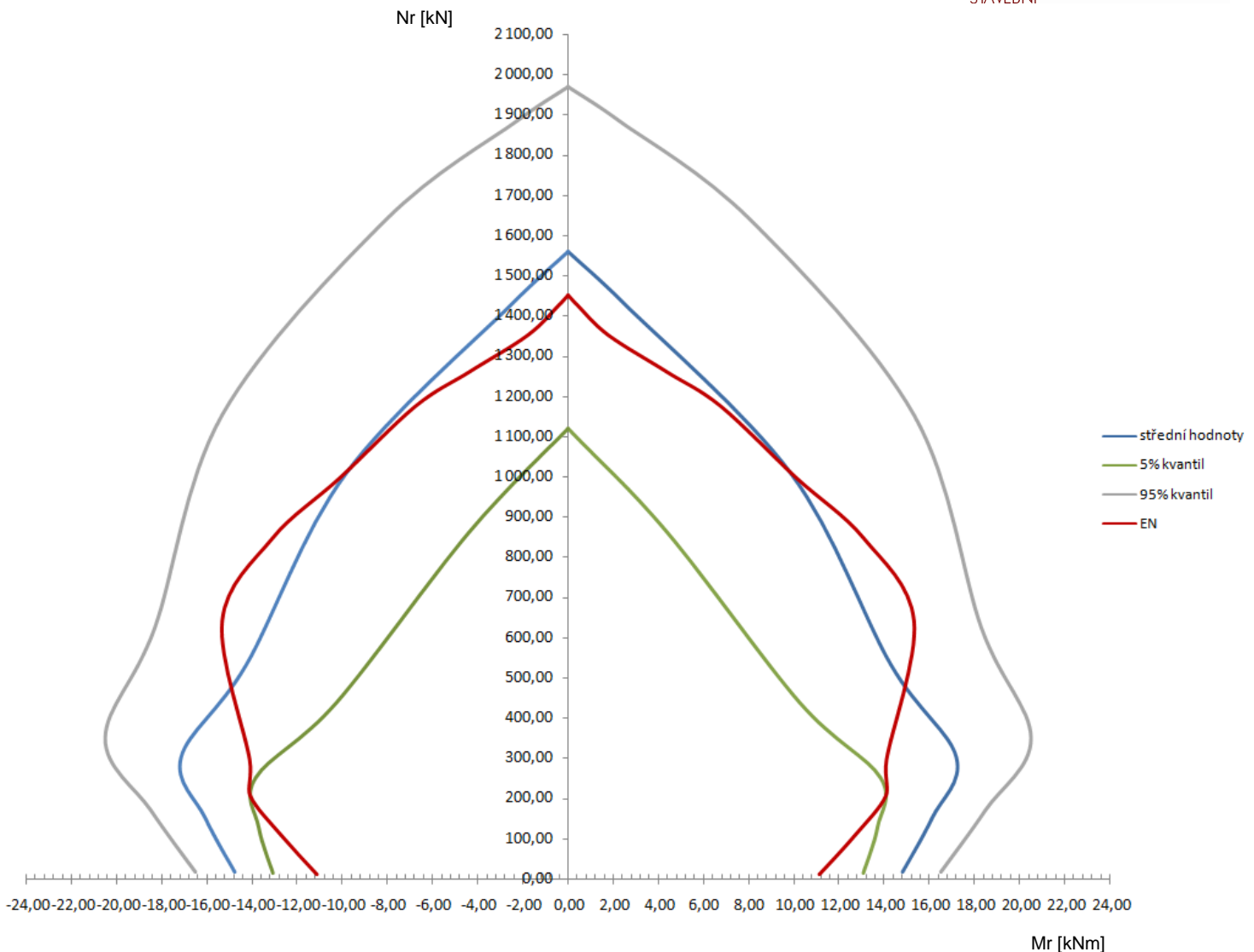
STŘEDNÍ HODNOTY		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 560,00	0,00	0
1 431,29	2,47	0,03
1 008,00	9,86	0,05
531,29	14,28	0,07
302,10	17,17	0,1
150,73	16,10	0,15
16,44	14,79	0,9

5% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 119,00	0,00	0
861,64	4,38	0,05
438,69	10,24	0,07
252,24	13,82	0,1
129,39	13,69	0,15
14,51	13,06	0,9

Metoda dílčích součinitelů spolehlivosti

95% KVANTIL		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 970,00	0,00	0
1 887,26	2,22	0,02
1 638,49	8,10	0,03
1 154,35	15,34	0,05
623,89	18,33	0,07
351,97	20,52	0,1
172,07	18,50	0,15
18,36	16,53	0,9

ČSN EN 1992 - 1 - 1		
N [kN]	M [kNm]	e [m]
1 450,00	0,00	0
1 426,57	0,39	0,006
1 350,70	1,79	0,01
1 260,10	4,37	0,015
1 174,50	6,77	0,02
996,70	10,12	0,03
847,50	13,10	0,04
641,30	15,34	0,055
296,90	14,12	0,08
208,59	14,10	0,1
108,10	12,70	0,15
12,38	11,14	0,9



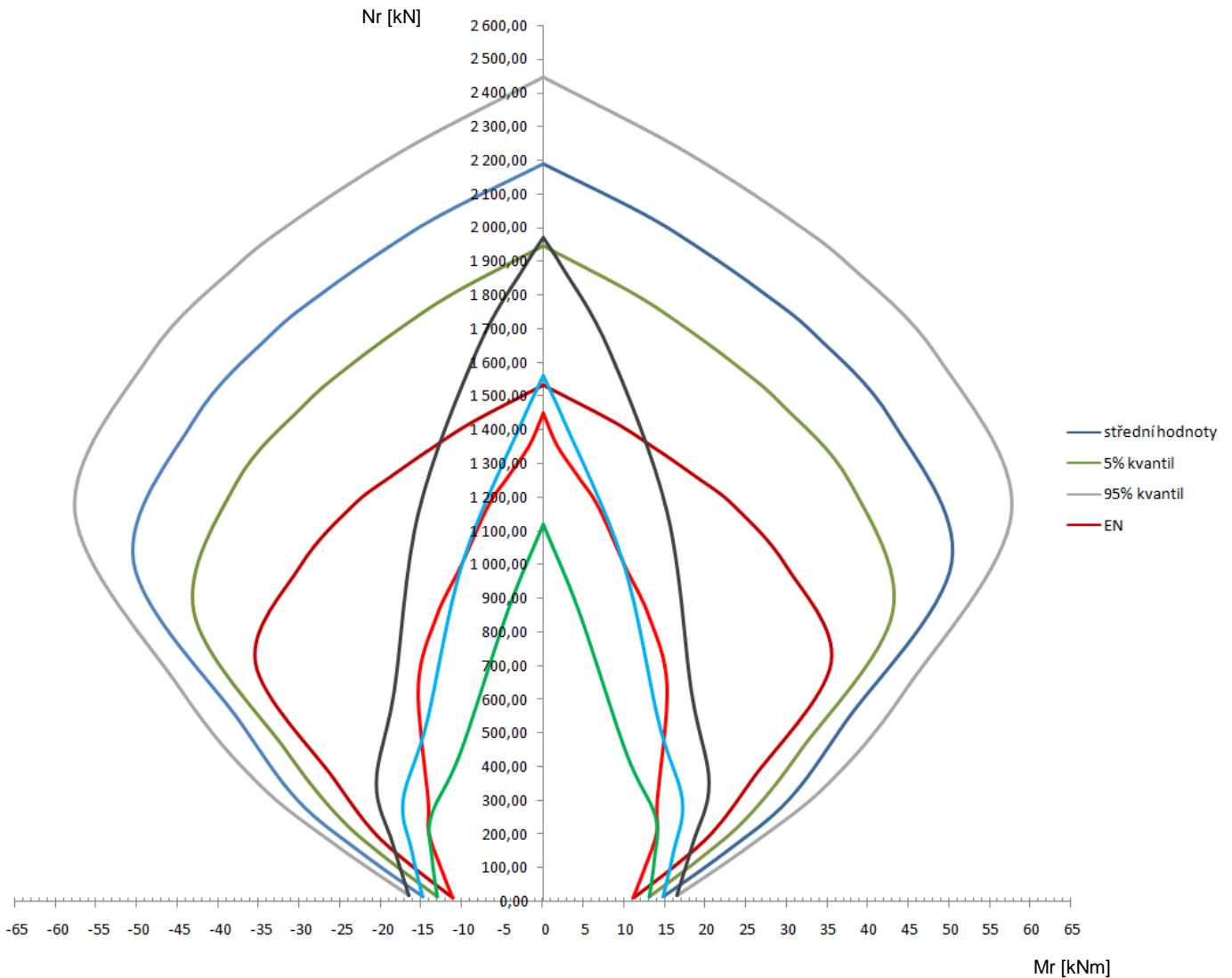
Interakční diagram s vlivem geometrických nelinearit zavedený metodou jmenovité křivosti a s vlivem ovinutí jednou vrstvou tkaniny SikaWrap 600 C/120. Červený diagram reprezentuje výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Ostatní diagramy reprezentují výpočet plně pravděpodobnostním přístupem:

- zelená značí 5% kvantil
- modrá střední hodnoty
- šedá 95% kvantil

Z diagramu je patrné, že rozdíl mezi tvarem diagramu vypočteném metodou dílčích součinitelů spolehlivosti a plně pravděpodobnostním přístupem se stírá. Je to dáno tím, že vliv ovinutí hlavně přispívá ke zvýšení odolnosti na působící normálovou sílu a tedy i při použití metody dílčích součinitelů spolehlivosti dosáhneme nárůstu této odolnosti. Ovšem oproti tomuto faktu působí vliv geometrických nelinearit.

Při porovnání tohoto interakčního diagramu s diagramem bez vlivu ovinutí ale s vlivem geometrických nelinearit dospějeme k závěru, že pro maximální využití potenciálu ovinutí je vhodné tuto metodu aplikovat na sloupy, které nepodléhají výraznému vlivu geometrických nelinearit.

6.2.6 Interakční diagram s vlivem ovinutí a bez a s vlivem geometrických nelinearit

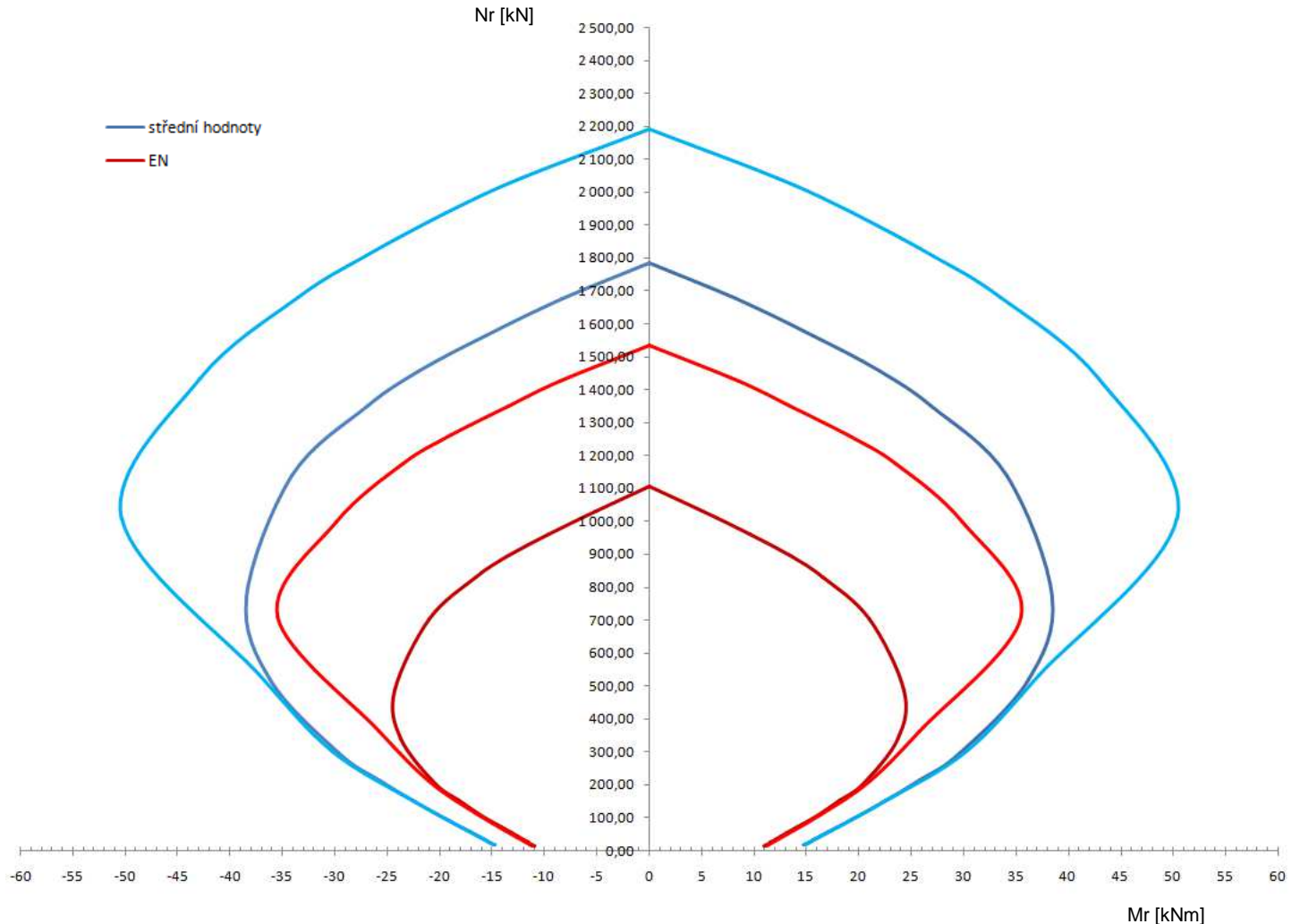


Interakční diagram s vlivem geometrických nelinearit a bez jeho vlivu a dále s vlivem ovinutí jednou vrstvou tkaniny SikaWrap 600 C/120. Červený diagram reprezentuje výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Ostatní diagramy reprezentují výpočet plně pravděpodobnostním přístupem:

- zelená značí 5% kvantil
- modrá střední hodnoty
- šedá 95% kvantil

6.2.7 Interakční diagram s a bez vlivu ovinutí

Pro větší přehlednost jsem uvedl jen diagram pro střední hodnoty



Interakční diagram bez vlivu geometrických nelinearit a s vlivem ovinutí jednou vrstvou tkaniny SikaWrap 600 C/120 a bez vlivu ovinutí. Červený diagram reprezentuje výpočet metodou dílčích součinitelů spolehlivosti. Ostatní diagramy reprezentují výpočet plně pravděpodobnostním přístupem:

- modrá střední hodnoty

Z diagramu je patrné, že v části diagramu, kde únosnost závisí hlavně na únosnosti betonu je vliv ovinutí výrazný. Naopak v části diagramu, kde beton již není dostatečně ztlačený a převládá tahová oblast v průřezu sloupu, je vliv ovinutí nulový.

Při porovnání tohoto interakčního diagramu s diagramem s vlivem geometrických nelinearit dospějeme k závěru, že pro maximální využití potenciálu ovinutí je vhodné tuto metodu aplikovat na sloupy, které nepodléhají výraznému vlivu geometrických nelinearit.

Kapitola 7

Závěr

Tato diplomová práce tvoří vstup do problematiky plně pravděpodobnostního přístupu posuzování stavebních konstrukcí a její aplikaci na reálný prvek konstrukce. Dle mého názoru je plně pravděpodobnostní přístup vysoce účinný nástroj a umožňuje projektantovi zahrnutí mnoha vlivů do posouzení konstrukce. Zásadní roly zde však hraje znalost dané problematiky projektantem a dále vliv zatížení a jeho zahrnutí do plně pravděpodobnostního přístupu. Konkrétně vliv zatížení a jeho momentové parametry hrají klíčovou roli v celkovém návrhu stavební konstrukce, jelikož každá změna momentových parametrů zatížení způsobí změnu indexu spolehlivosti.

Jeden ze závěru vyplývajících z mé diplomové práce je fakt, že při použití plně pravděpodobnostního přístupu lze získat určité zvýšení únosnosti konstrukce v řádech do 30 % dle mého konkrétního příkladu. Toto zvýšení únosnosti však závisí na druhu zatížení a momentových parametrech materiálových charakteristik. Podle mne však zvýšení únosnosti konstrukce při použití plně pravděpodobnostního přístupu lze dosáhnout vždy. Díky této úvaze je tato metoda vhodná i například při posuzování stávajících konstrukcí, které při aplikování dnešních norem a metodou dílčích součinitelů spolehlivosti nevyhovují.

Další závěrem mé diplomové práce je vliv ovinutí jednosměrnou tkaninou z těžkých uhlíkových vláken na únosnost železobetonového sloupu. Z interakčních diagramů je patrné, že vliv ovinutí při použití na masivních sloupech, tedy bez vlivu geometrických nelinearit, je značný. Zejména pak vysoký nárůst odolnosti na normálové zatížení. Dále bylo ukázáno, že vliv ovinutí na normálovou únosnost extrémně klesá při zavedení vlivu geometrických nelinearit. Díky tomuto jevu jsou interakční diagramy ovinutého a neovinutého sloupu s vlivem geometrických nelinearit hodně podobné. Z toho plyne závěr, že ovinutí má zásadní význam u prvků bez výrazných geometrických nelinearit a s rostoucím vlivem geometrických nelinearit vliv ovinutí výrazně klesá.

S vlivem ovinutí souvisí i vytvořený model železobetonového sloupu v softwaru ATENA 3D, který sice neměl vymodelovaný vliv ovinutí tkaninou, avšak model obsahoval třmínky z betonářské oceli. Výsledné hodnoty únosností ukázaly, že tyto třmínky dokázaly navodit stav trojosé napjatosti i když nebyly výrazně husté po výšce sloupu. Z toho plyne závěr, že je vhodné po výšce sloupu použít buďto hustší šroubovici nebo husté třmínky, které výrazně zvýší zejména tlakovou únosnost železobetonového sloupu.

Seznam zdrojů

- [1] PROCHÁZKA, Jaroslav a kol.,2009. *Navrhování betonových konstrukcí I.*Praha: ČBS Servis, s.r.o. ISBN 978-80-903807-5-2
- [2] ČSN EN 1992-1-1,2006. *Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby.* Praha: Český normalizační institut
- [3] ŠMIŘÁK, Svatopluk.,2006. *Pružnost a plasticita I.* Brno: Akademické nakladatelství CERM, s.r.o. ISBN 80-7204-468-0
- [4] SADÍLEK, Václav; DOLEŽEL, Jiří; VOŘECHOVSKÝ, Miroslav, 2010. *Řešené úlohy z oblasti spolehlivosti stavebních konstrukcí.*Brno: Nakladatelství VUT Brno (skriptum)
- [5] ČSN EN 1990, 2004. *Eurokód:Zásady navrhování konstrukcí.* Praha: Český normalizační institut
- [6] JCSS. *Probabilistic model code.* URL <http://www.jcss.byg.dtu.dk> (online, přístup listopad 2013)
- [7] ČERVENKA, Jan; PROCHÁZKOVÁ, Zdeňka, 2013. *Průvodce programem ATENA 3D.*Praha: Červenka Consulting (technická podpora, <http://www.cervenka.cz>)
- [8] VŠB. URL <http://mdg.vsb.cz/wiki/public/Přednáška3.pdf> (online, přístup listopad 2013)

Seznam zkratek a symbolů

λ	štíhlos sloupu
Φ	průměr výztuže
ε	poměrné přetvoření
c	krytí výztuže sloupu
d	průměr sloupu
e	excentricita působení normálové síly
$f_{c,k}$	charakteristická hodnota pevnosti betonu v tlaku
$f_{c,k,c}$	charakteristická hodnota pevnosti betonu v tlaku s vlivem ovinutí
$f_{ct,k}$	charakteristická hodnota pevnosti betonu v tahu
$f_{ct,m}$	charakteristická hodnota pevnosti betonu v tahu ve střední hodnotě
$f_{y,k}$	charakteristická hodnota meze kluzu výztuže
E_c	sečnový modul pružnosti betonu
E_s	Youngův modul pružnosti výztuže
σ_s	napětí ve výztuži
σ_c	napětí v betonu
A_s	plocha výztuže
N_r	mezní hodnota normálové síly
M_r	mezní hodnota ohybového momentu
N	působící hodnota normálové síly
M	působící hodnota ohybového momentu