

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

FAKULTA APLIKOVANÝCH VĚD

KATEDRA MECHANIKY

Univerzitní 8, 306 14 Plzeň

Posuzování spolehlivosti konstrukcí simulační technikou

Disertační práce

Plzeň 2018

Ing. Petr Kessler

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA APLIKOVANÝCH VĚD
KATEDRA MECHANIKY
Univerzitní 8, 306 14 Plzeň

Posuzování spolehlivosti konstrukcí simulační technikou

Disertační práce

Vypracoval: Ing. Petr Kesl

Odborný školitel : Doc.Ing. Jan Pašek,Ph.D.

Školitel specialista: Prof. Ing. František Plánička,CSc.

Studijní program : Aplikované vědy a informatika P3918

Studijní obor : Aplikovaná mechanika

Plzeň 2018

Abstrakt

V současné době došlo k přechodu z příslušných národních norem pro navrhování stavebních konstrukcí na společné jednotné normy, tzn. Eurokódy. Tento přechod se samozřejmě také týká oblasti ocelových konstrukcí. Eurokódy jsou založeny na polo pravděpodobnostní „předpisové“ metodě dílčích součinitelů, jejíž vznik a princip je založen na deterministickém pojetí, tato metoda je založená na zjednodušených předpokladech. Metoda v Eurokódech, nevede k vyrovnané spolehlivosti konstrukcí ani jejich komponentů. Nabízí se tak otázka, zda postupy založené na metodě dílčích součinitelů jsou adekvátní současnému stavu v oblasti výpočetní technologii a jejímu neustálému zdokonalování. Rychlý rozvoj výpočetní techniky a informatiky umožňuje stále ve větší míře využívat plně pravděpodobnostní metody, jako je například simulační metoda SBRA (Simulation - Based Reliability Assessment Method), (Marek 1995 et al., 1996). Předmětem předkládané disertační práce je aplikace metody SBRA v oblasti posudku spolehlivosti ocelových a ocelobetonových prutových konstrukcí v návaznosti, na aplikaci pro modelovou podobnost a spojení s metodou SBRA. Práce navazuje na vědecko výzkumnou činnost v oblasti rozvoje a aplikace pravděpodobnostních simulačních metod, především pak metody SBRA, viz. Např.[14], [12]. A to pro oblast posouzení spolehlivosti ocelových prutových konstrukcí metodou SBRA, s ohledem na výše stanovené cíle je práce rozdělena do následujících kapitol:

Současný stav řešené problematiky

stručně shrnuje kritický přehled nejznámějších spolehlivostních metod posuzování stavebních konstrukcí vyvinutých a používaných od počátku 20. století až do současnosti.

Podrobné shrnutí současného stavu posudku SBRA metodou

je věnována popisu hlavních principů, předpokladů a obecných zákonitostí týkajících se pravděpodobnostního posudku spolehlivosti stavebních konstrukcí metodou SBRA.

Podrobné shrnutí současného stavu posudku ocelových konstr. podle EC3

jsou popsány hlavní souvislosti týkající se konkrétního využití a postupů Eurokódů, ČSN EN 1993 pro ocelové konstrukce pro oblast posudku ocelových konstrukcí.

Aplikace SBRA v modelových situacích

jsou popsány hlavní souvislosti týkající se konkrétního využití, postupů pro ocelové konstrukce a pravděpodobnostní metody SBRA v posudku spolehlivosti prutových konstrukcí.

Shrnutí současného stavu

je věnována modelové podobnosti, základní teorii.

Aplikace SBRA aplikované v modelové podobnosti

je věnována modelové podobnosti a modelovým situacím dle SBRA na tuto teorii.

Podrobné shrnutí současného stavu EC4

je věnována posudku spolehlivosti pro ocelobetonové průřezy a to v oblasti elasticity a plasticity.

Aplikace SBRA modelových situacích

je věnována posudku spolehlivosti pomocí SBRA pro ocelobetonové průřezy a to v oblasti Elasticity a plasticity.

Souhrn a závěry

závěrečné vyhodnocení .

Abstract

Recently, a changeover from the applicable national standards for designing of building structures to uniform standards – eurocodes. Naturally, this change applies also to steel structures. Eurocodes are based on semi-probabilistic “regulation” method of various coefficients, the origin and principle of which is based on determinist concept. This method is based on a simplified assumptions. The method in the eurocodes does not lead to a balanced reliability of the structures, nor their components. So there is a question if the procedures based on the method of coefficients are adequate for the current situation in the IT area and its continuous improvement. A fast development of the information technology and information science facilitates using fully probabilistic methods to a greater extent, e.g. SBRA (Simulation - Based Reliability Assessment Method), (Marek 1995 et al., 1996).

The topic of the presented thesis is application of SBRA method when assessing reliability of bar structures of steel and steel and concrete in connection with application for model resemblance and connection with the SBRA method. The thesis builds on the research and scientific activities as regards development and application of probabilistic simulation methods, in particular, SBRA method, see e.g. [14], [12], specifically for the assessment of reliability of steel bar structures with the SBRA method. In the context of the aforementioned objectives, the thesis is divided into the following chapters:

Current status of the issue in question

A brief summary of a critical overview of the best known reliability methods for assessment of engineering structures developed and used since the beginning of the 20th century to date.

Detailed summary of the current status of SBRA method assessment

This chapter describes the main principles, assumptions and general relations concerning the probabilistic assessment of reliability of the engineering structures with the SBRA method.

Detailed summary of the current status of steel structures assessment as per EC3

Description of the main aspects of a specific use and procedures according to the eurocodes, ČSN EN 1993 standard for steel structures for steel structures assessment.

Application of SBRA in model situations

Description of the main aspects as regards a specific use, procedures for steel structures and SBRA method when assessing reliability of bar structures.

Summary of the current status

Model resemblance, basic theory.

Application of SBRA in model resemblance

Model resemblance and model situations according to SBRA based on this theory.

Detailed summary of the current status of EC4

Assessment of reliability for steel and concrete sections as for elasticity and plasticity.

Application of SBRA in model situations

Assessment of reliability by means of BRA for steel and concrete sections as for elasticity and plasticity.

Summary and conclusions

Final assessment.

Poděkování

Na tomto místě chci vyjádřit poděkování svému školiteli Doc. Ing. Janu Paškovi, Ph.D. , dále bych chtěl vyjádřit též poděkování za vřelý přístup při předávání svých znalostí a zkušeností školiteli specialistovi Prof. Ing. Františkovi Pláničkovi, CSc.

Během uplynulého studia mi umožnil se postupně seznamovat s problematikou modelové podobnosti v návaznosti na problematiku spolehlivosti konstrukcí řešených metodou SBRA.

Dále bych rád poděkoval Doc. Ing. Petrovi Brožovi, DrSc. za cenné rady a připomínky při tvorbě této práce.

Dílejší části této práce byly vytvořené v rámci řešení projektu SGS-2016-038. Za poskytnutou podporu děkuji.

Na závěr bych chtěl poděkovat mé rodině a přátelům, bez jejichž podpory by tato práce nemohla vzniknout.

Obsah:	Str.:
Seznam obrázků:	i
Seznam modelových situací:	ii
Seznam tabulek:	iii
Seznam zkratek:	iv
Seznam značení:	vi
1. Úvod a cíl disertační práce	1
1.1. Úvod do pravděpodobnostních metod posudku konstrukcí	2
2. Rozvoj metod posudku spolehlivosti	3
2.1. Spolehlivost konstrukcí	4
3. Metody posudku spolehlivosti	4
3.1. Metoda FORM	5
3.2. Metoda SORM	6
3.3. Simulační metody	6
3.3.1. Přímá metoda „ MONTE CARLO “	6
3.3.2. Metoda „ IMPORTANCE SAMPLING “	7
3.3.3. Metoda „ STRATIFIED SAMPLING “	7
3.3.4. Metoda „ LATIN HYPERCUBE SAMPLING “	7
3.3.5. Metoda „ STOCHASTICKÝCH KONEČNÝCH PRVKŮ “	8
4. Posudek spolehlivosti metodou SBRA	9
4.1. Podstata metody SBRA	9
4.2. Simulační technika v metodě SBRA	9
4.3. Metoda Monte Carlo – SBRA	14
4.4. Koncepce posudku spolehlivosti podle SBRA	14
4.5. Pravděpodobnostní analýza - výpočet pravděpodobnosti poruchy P_f .	18
4.6. Zatížení	19
4.7. Mez kluzu oceli	20
4.7. Průřezové charakteristiky	21
4.8. Imperfekce	21
5. Posudek spolehlivosti prutových ocelových konstrukcí dle ČSN EN 1993	22
5.1. Zatížení a vnitřní síly	22
5.2. Součinitele kombinace:	22
5.3. Materiály	22
5.3.1. Ocel, mez kluzu	23
5.3.2. Betonářská výztuž	24
5.3.3. Trny	24

5.3.4.Šroubové spoje	24
6.Návrhová pevnost materiálu	25
6.1.Beton	25
7.Klasifikace průřezů (1 až 4)	26
7.1.Únosnost průřezů – všeobecně	27
7.1.1.Volba druhu analýzy konstrukce z hlediska stability	28
7.2.Posudek únosnosti tlačených a ohýbaných prvků	31
7.3.Posudek ohýbaných prvků Slim-Beam	32
8.Posudek únosnosti a pravděpodobnosti poruchy–modelové situace	33
9.Modelová podobnost	57
9.1.Modelová podobnost SBRA–modelové situace	59
10.Koncepce statického výpočtu spřažené ocelobetonové konstrukce	72
10.1.1.Spolupůsobící šířka desky	73
10.1.2.Dotvarování a smršťování	74
10.2.Výpočet ohybové únosnosti průřezu podle teorie lineární pružnosti	74
10.3.Výpočet únosnosti průřezů teorie plasticity	76
10.4.Spřažené sloupy a spřažené tlačené prvky	80
10.5. Posudek únosnosti spřažených ocelobetonových konstrukcí SBRA–modelové situace ,Slim-Beam	85
11. Závěr disertační práce	107
PŘÍLOHOVÁ ČÁST: AA,BB,CC	
AA-posudek spolehlivosti základní pojmy	109
BB-Metoda dílčích součinitelů	110
CC-Zatížení a kombinace zatížení	112
Seznam literatury	115
Seznam norem	117
Seznam publikací autora	118

Seznam obrázků: i	Str.:
<i>Obr. 1.1.1. Vývojový přehled základních metod na časové ose</i>	2
<i>Obr. 1.1.2 Grafické vyjádření podmínky spolehlivosti</i>	3
<i>Obr. 2.1.1 Schéma procesu posuzování spolehlivosti konstrukce</i>	4
<i>Obr. 2.1.2.Přehled metod posuzování s polehlivostí konstrukcí</i>	5
<i>Obr. 3.1.1 Přidružená hodnota pravděpodobnosti poruchy</i>	5
<i>Obr. 3.3.1 Princip výpočtu pravděpodobnosti poruchy dle metody Monte Carlo</i>	6
<i>Obr. 3.3.2 Použití návrhového bodu , dvourozměrný případ</i>	7
<i>Obr. 3.3.4 Rozdělení definičního oboru distribuční fce.</i>	8
<i>Obr. 4.1.1 Schéma principu posouzení spolehlivosti plně pravděpodobnostní metodou SBRA</i>	9
<i>Obr.4.2.1. Princip metody využívající inverzní transformaci</i>	12
<i>Obr. 4.2.2. Po částech rovnoměrné rozdělení</i>	13
<i>Obr. 4.2.3. Generování diskrétního rozdělení</i>	13
<i>Obr. 4.2.4. Po částech rovnoměrné a diskrétní rozdělení</i>	14
<i>Obr. 4.4.1. a Schéma procesu posuzování spolehlivosti konstrukcí metodou SBRA</i>	15
<i>Obr. 4.4 .1.b Schéma procesu posuzování spolehlivosti konstrukcí metodou SBRA</i>	15
<i>Obr. 4.6.1. Křivky trvání zatížení a odpovídající histogramy (zatížení stálé, zatížení nahodilé dlouhodobé, zatížení větrem, zatížení sněhem)</i>	19
<i>Obr. 4.6.2. Křivky trvání zatížení a odpovídající histogramy (zatížení stálé, zatížení nahodilé dlouhodobé, zatížení větrem, zatížení sněhem)</i>	19
<i>Obr. 4.7.1 Návrhové histogramy meze kluzu oceli S 235 a S 355 pro profily</i>	20
<i>Obr. 4.7.1 Možné tvary histogramů pro imperfekce</i>	21
<i>Obr. 4.8.1 Možné tvary histogramů pro imperfekce</i>	21
<i>Obr. 5.3.1. a,b Modelové chování oceli, pracovní diagramy</i>	24
<i>Obr. 6.1. Pracovní diagram betonu pro jednoosý tlak.</i>	26
<i>Obr.7.1. Tabulka pro zatřídění profilu do třídy 1,2,3,4 –nejmenší poměry šířky a tloušťky tlačných částí</i>	27
<i>Obr. 7.2. Druhy analýz dle ČSN EN 1993 – 1–7</i>	29
<i>Obr. 7.3. Stabilitní řešení konstrukcí zhodnocení (shrnutí)</i>	30
<i>Obr. 10.a Ohybové tuhosti spojitých nosníků</i>	72
<i>Obr. 10.b Momenty setrvačnosti I1d I2d</i>	72
<i>Obr. 10.1.1 Spolupůsobící šířka desky</i>	73
<i>Obr.10.1.2 Určení spolupůsobící šířky desky.</i>	73
<i>Obr. 10.1.3 Náhradní délka l_0 pro spojitě nosníků</i>	73
<i>Obr. 10.2.1. Napětí ve spřaženém průřezu podle teorie lineární pružnosti</i>	74
<i>Obr. 10.3.1. Napětí ve spřaženém průřezu podle teorie plasticity – neutrální osa prochází betonovou deskou.</i>	77
<i>Obr. 10.3.2. Napětí ve spřaženém průřezu dle teorie plasticity – neutrální osa</i>	78

<i>prochází horní pásnicí.</i>	
<i>Obr. 10.3.3. Napětí ve spřaženém průřezu podle teorie plasticity – neutrální osa prochází stojinou ocelového nosníku.</i>	79
<i>Obr. 10.3.4. Napětí ve spřaženém průřezu pro záporný ohybový moment podle teorie plasticity – neutrální osa prochází stojinou ocelového nosníku</i>	80
<i>Obr. 10.4.1. Typické průřezy spřažených sloupů a značení</i>	81
<i>Obr. 10.4.2. Největší hodnoty poměrů (d/t), (h/t) a (b/t_f), kde f_y je v N/mm^2</i>	81
<i>Obr. 10.4.3 Interakční závislost při působení tlaku a ohybu v jedné rovině</i>	82
<i>Obr. 10.4.4. Zjednodušená interakční křivka a odpovídající rozdělení napětí v průřezu</i>	83

Seznam modelových situací:	ii	Str.:
<i>Mod. situace :ocel 01-ocelová oblouková konstrukce s Wierendlovým segmentem.</i>		33
<i>Mod. situace:ocel 02-rámová konstrukce haly,příčle s uložením oboustranně vetknuté s jeřábovou drahou 5 - 8 t</i>		38
<i>Mod. situace:ocel 03-ocelový prvek konstrukce namáhaný ohybovým momentem Med (kNm) a normálovou silou Ned (kN) s vlivem klopení a vzpěru působící na konstrukci.</i>		42
<i>Mod. situace: 04-Namáhání prutu pro zatěžovací stavy (ZS(i), i=1 až 8). Rozhodující kombinace zatěžovacích stavů byla stanovena programem Fine - EC a provedla se analýza odezvy konstrukce od jednotlivých zatěžovacích stavů s posudkem pro kombinaci .</i>		43
<i>Mod. situace:ocel 05-ocelové táhlo konstrukce S235 posudek únostnosti a poruchy daného táhla</i>		45
<i>Mod. situace:ocel 06-posudek spolehlivosti pro keramicko-betonový překladu VARIO –175</i>		46
<i>Mod. situace:ocel 07-rozbor zatížení na konstrukce Kombinace zatížení</i>		49
<i>Mod. situace:ocel 08-profil Slim-Beam (jedno ose symetrický ocelový profil)</i>		51
<i>Mod. situace: 09-část a, modelová podobnost ocelová tyč a kompozitní nosník promodelovou podobnost</i>		59
<i>Mod. situace: 09.1- část b, modelová podobnost ocelová tyč a kompozitní nosník nosník pro modelovou podobnost</i>		62
<i>Mod. situace: 09.2- modelová podobnost ocelová tyč nosník staticky určitý pro modelovou podobnost</i>		66
<i>Mod. situace: 09.3- modelová podobnost ocelová tyč nosník staticky neurčitý pro modelovou podobnost</i>		69
<i>Mod. situace:10-Pravděpodobnostní přístup k posouzení Spřažené ocelobetonové konstrukce</i>		85
<i>Mod. situace:11-Pravděpodobnostní posouzení spřahovacích trnů NELSON</i>		91
<i>Mod. situace: 12- návrh ocelo betonového sloupu dle ČSN EN a dle SBRA</i>		93
<i>Mod. situace:13-Pravděpodobnostní přístup k posouzení Spřažené ocelobetonové konstrukce Slim- beam , poměr pásnic 1:1,5, 1:1,75, 1:2</i>		97
<i>Mod. situace:14-Studie pro určení optimální hodnoty počtu simulací, pro zjištění pravděpodobnosti poruchy Pf(i) pro danou konstrukci, pomocí simulační metody SBRA–ANTHILL se srovnáním rozptylu těchto hodnot Pf(i).</i>		104
<i>Mod. situace:15-Studie pro určení optimální hodnoty počtu simulací, pro zjištění pravděpodobnosti poruchy Pf(i) pro danou konstrukci, pomocí simulační metody SBRA–ANTHILL se srovnáním rozptylu těchto hodnot Pf(i).</i>		105

<i>Tab. 1. Návrhová životnost.</i>	16
<i>Tab. 2. Kategorizace tříd důsledků dle EN 1990 EN 1990.</i>	17
<i>Tab. 3. Návrhové hodnoty indexu spolehlivosti β_d a pravděpodobnosti poruchy P_{fd}</i>	17
<i>Tab. 4. Charakteristiky pro diferenciacii návrhových pravděpodobností P_{fd}.</i>	18
<i>Tab.5. Návrhové histogramy meze kluzu v MPa (Rozlívka et. al., 2003)</i>	20
<i>Tab. 6. Jmenovité hodnoty meze kluzu f_y a pevnosti v tahu f_u pro zatepla válcované konstrukční oceli</i>	23
<i>Tab. 7. Používané druhy betonářské výztuže (MPa)</i>	24
<i>Tab. 8. Pevnostní třídy betonu, 28denní charakteristické pevnosti betonu v tlaku f_{ck} (válcové/krychelné), střední pevnosti betonu v tahu f_{ctm} a charakteristické pevnosti betonu v tahu f_{ctk} [v N/mm²], střední hodnoty sečnového modulu pružnosti E_{cm} [kN/mm²] při uvažování napětí $\sigma_c = 0$ a $\sigma_c = 0,4 f_{ck}$.</i>	25
<i>Tab. 9. Tabulka pro určení hodnot $M_{y,ed}$, $M_{z,ed}$ a pro výpočet hodnot $N(i), r_k = A(i) * f(y)$ a $M(i), r_k = W(i) * f(y)$</i>	32

SBRA – simulation-based reliability assessment, posudek spolehlivosti založený na simulacích

MSU (I. a II.) – mezní stav únosnosti (teorie I. a II. řádu)

MSP (I. a II.) – mezní stav použitelnosti (teorie I. a II. řádu)

MST – mezní stav trvanlivosti (životnost)

LRDF – metoda dílčích součinitelů

ASCI – metoda povolených namáhání

EC – euro code (eurokódy, předpis)

SB – stupeň bezpečnosti

MKP – metoda konečných prvků (FEM)

SFEM – metoda stochastických konečných funkcí

FORM – spolehlivostní metoda 1.řádu

SORM – spolehlivostní metoda 2.řádu

MONTE CARLO – přímá simulační metoda (pravděpodobnostní poruchy)

LATIN HYPERCUBE SAMPLING – LMS“ patří mezi zdokonalené simulační metody umožňující odhadnout statické parametry spolehlivosti funkce při malém počtu simulací.

STRATIFIED SAMPLING – pravd. metoda-oblast integrace rozdělena do několika oblastí

IMPORTANCE SAMPLING – pravd. metoda- generování vektoru náhodných čísel

FEAT- software pro výpočet 2D,3D a to jak prutových tak desko stěnových konstrukcí

FINE- software pro výpočet 2D, 3D prutových konstrukcí s následným posudkem prvku

DLUBAL,RFEM- software pro výpočet prutových konstrukcí

SBRA-ANTHILL - software pro výpočet pravděpodobnosti poruchy

SLIM-BEAM - jedno ose simetrický profil, pro poměr pásnic 1:n, kde n=1,5... 1,75... 2,0

Seznam značení:**vi**

k – součinitel stanovený na nejistoty	[-]
σ_{krit} – odolnost materiálu / napětí odvozené od meze	[MPa]
σ_{max} – napětí maximální	[MPa]
S – stupeň bezpečnosti, který je větší než stanovená hodnota S_o	[-]
S_o – stanovaná hodnota	[-]
X_{odol} - odolnost konstrukce	[MPa]
X_{zat} - odezva konstrukce	[kN,kNm]
E_d – účinek zatížení	[kN,kNm]
R_d – odolnost konstrukce	[MPa]
F_d – zatížení	[kN]
A_d – rozměr konstrukce	[m]
X_d – vlastnosti materiálu	[MPa]
Φ_n – distribuční funkce normálového rozdělení pravděpodobnosti	[-]
β – index spolehlivosti	[-]
N - simulace početní	[-]
$F_x(X_i)$ – rozdělení pravděpodobnosti	[-]
$g_i(X)$ – funkce poruchy	[-]
regiony – R1, R2, R3, ...RM	[-]
$\Phi(X_j)$ – distribuční funkce	[-]
$g(X)$ - funkce simulace	[-]
$1/N$ – rozdělení N , index valů o stejné pravděpodobnosti	[-]
X_j – náhodná veličina	[dle veličiny]
FS - fce spolehlivosti	[-]
R -fce odolnosti ,resistence	[MPa]
S -fce odezva konstrukce od účinků zatížení	[kN,kNm,..]
$P_f(i)$ – pravděpodobnostní poruchy	[-]
β_i – index spolehlivosti	[-]
φ_n – distribuční funkce náhodného rozdělení	[-]
$P_f d(i)$ – návrhová pravděpodobnost poruchy	[-]
RF – funkce spolehlivosti výpočtového modelu	[-]
n – počet simulací, simulace	[-]
$\gamma_i(x)$ – funkce poruchy	[-]
$f_x(x)$ – rozdělení pravděpodobnosti	[-]
$\varphi(x_j)$ – distribuční funkce	[-]
$\gamma(x)$ – funkce simulace	[-]
$1/N$ – rozdělení N intervalů o stejné pravděpodobnosti	[-]
X_j – náhodná veličina	[dle veličiny]
COV - variační koeficient pravděpodobnosti poruchy	[-]
P_f - vypočtová pravděpodobnost poruchy, interval trvání	[-]
CCI(i) - třída důsledků	[-]
RC I(i) – třída spolehlivosti	[-]

IL 1 – úroveň kontroly stavby	[-]
Fd(i) – návrhová úroveň zatížení	[kN]
$f_{cd} = 0,85 f_{ck} / \gamma_c$ – pro beton v tlaku	[MPa]
$f_{yd} = f_y / \gamma_a$ – pro ocel	[MPa]
$f_{sd} = f_{sk} / \gamma_s$ – pro beton. výztuž	[MPa]
$P_{ed} = f_u / \gamma_v$ – pro spřahovací trny	[kN]
$\gamma_c = 1,50$ – pro beton na ohyb	[-]
$\gamma_c = 1,30$ – pro beton na smyk	[-]
$\gamma_a = 1,0$ – pro ocel	[-]
$\gamma_s = 1,15$ – pro beton. výztuž	[-]
$\gamma_v = 1,25$ – pro spřah. trny	[-]
$\sigma_{x,Ed}$ – je navrhovaná hodnota podélného normálového napětí v uvažovaném bodu	[MPa]
$\sigma_{z,Ed}$ – je návrhová hodnota příčného normálového napětí v uvažovaném bodu	[MPa]
τ_{Ed} – je návrhová hodnota smykového napětí v uvažovaném bodu	[MPa]
F_{Ed} a F_{cr} – jsou návrhové a kritické zatížení konstrukce	[kN]
Alfa cr – kritická stabilitní hodnota	[-]
$f(\sigma_{ij}, \epsilon_{ij}, u_i, x_i, n_j, f_i, X_i, \rho, E, \mu)$ – okrajové úlohy lineární polohy pružnosti [dle vyšetřované veličiny]	[-]
$\Phi(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5, \pi_6, \pi_7)$ – bezrozměrných veličin	[-]
$b_{eff(i)} = b_o + \sum_{i=1}^N b_{ei}$; $n = 1, 2$ – spolupůsobící šířka žb. desky	[m]
$n_L = n_o (1 + \psi_L \phi_t)$, $n_o = E_a / E_{cm}$ – součinitel poměr modulů pružnosti (homogenizovaný)	[-]
ϕ_t , (ϕ_t, t_o) – součinitel dotvarování betonu. (ϕ_t, t_o)	[-]
$N(i) = \frac{e_a}{e_{ci}}$; $E_{c,eff} = E_{cm} / 2$ pro pozemní stavby u spřažených nosníků	[MPa]
ψ_L – násobitel součinitele dotvarování (0,55; 1,1; 1,5)	[-]
n_i – pracovní součinitel E_a/E_c pro uvažované zatěžovací stádium	[-]
$E_{ci} = E_{cm}$ (pro krátkodobé zatížení)	[MPa]
A_a – plocha ocelového průřezu	[m ²]
A_c – plocha betonové desky	[m ²]
A_s – plocha betonářské výztuže v rozsahu b_{eff}	[mm ²]
M_{cEd} – ohybový moment působící na spřažený nosník od extrémního návrhového zatížení,	[kNm]
M_{aEd} – ohybový moment působící na ocelový nosník v nepodepřeném stavu	[kNm]
I_a – moment setrvačnosti ocelového průřezu	[m ⁴]
I_i – moment setrvačnosti ideálního průřezu	[m ⁴]
A_i – průřezová plocha ideálního průřezu	[m ²]
P_c – normálová síla od smršťování a teplotních změn	[kN]
σ_c – napětí v horních vláknech betonu	[MPa]
σ_a – napětí v dolních vláknech ocelového průřezu	[MPa]
$M_{Ed} \leq M_{el, Rd}$ – Podmínka spolehlivosti v mezním stavu únosnosti	[-]
$M_{Ed} = M_{aEd} + \sum M_{ci, Ed}$ – podmínka spolehlivosti, přičemž současně musí být pro každé vlákno splněno	[kNm]

$\sigma_{ci} \leq f_{cd}$, $f_{cd} = \frac{0,85 f_{cy}}{\gamma_c}$, $\sigma_a \leq f_{yd}$, $f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_A}$ – napětí v krajních vláknech průřezu	[MPa]
$M_{pl,Rd}$ – a moment únosnosti průřezu	[kNm]
$F_{(i)}$ – jsou jednotné síly v průřezech (částech průřezů)	[kN]
$F_{ah} = A_{ah} \cdot f_{yd}$	[kN]
$F_{aw} = A_{aw} \cdot f_{yd,w}$	[kN]
$F_{ad} = A_{ad} \cdot f_{yd}$	[kN]
$F_c = A_c \cdot f_{cd}$	[kN]
$A_c = b_{eff} \cdot x$	[m ²]
$\delta = \frac{A_a \cdot f_{yd}}{N_{pE,Rd}}$, $0,2 \leq \delta \leq 0,9$ – poměr δ vyjadřující příspěvek oceli v rozmezí	[-]
$\bar{\lambda} \leq 2,0$ – stíhlostní poměr	[-]
$N_{pl,Rd}$ – únosnost spřaženého průřezu v tlaku se určí plastickým výpočtem jako součet únosností jeho částí	[kN]
$\bar{\lambda}$ – stíhlostní poměr tlačенého prvku	[-]
N_{cr} – pružná kritická síla pro odpovídající tvar vybočení, vypočítaná s použitím účinné ohybové stíhlosti $(E I)_{eff}$	[kN]
$N_{pl,Rk}$ – je charakteristická hodnota plastické únosnosti v tlaku	[kN]
$(E I)_{eff}$ – Charakteristická hodnota účinné ohybové tuhosti	[Nmm ²]
K_e – opravný součinitel, který má hodnotu 0,6	[-]
I_a , I_c a I_s – jsou momenty setrvačnosti plochy oceli, betonu bez trhlin a výztuže pro uvažovanou rovinu ohybu	[m ⁴]
ϕ_t – je součinitel dotvarování podle EC2	[-]
N_{ed} – celková návrhová normálová síla	[kN]
$N_{G,Ed}$ – stálá složka této normálové síly	[kN]
$K_{e,II}$ – opravný součinitel, který má hodnotu 0,5	[-]
K_o – kalibrační součinitel, který má hodnotu 0,9	[-]
k – součinitel vyjadřující účinky II. Řádu	[-]
$N_{cr,eff}$ je – kritická normálová síla pro příslušnou osu a účinnou ohybovou tuhost, kdy se za vzpěrnou délku považuje délka sloupu	[kN]
β – součinitel ekvivalentního momentu	[-]
$N_{pl,Rd}$ – plastická únosnost spřaženého průřezu	[kN]
χ – součinitel vzpěrnosti pro odpovídající tvar vybočení podle ČSN EN 1993-1, určený v závislosti na poměrné stíhlosti $\bar{\lambda}$	[-]
M_{Ed} je – větší z koncových ohybových momentů a největšího momentu na sloupu	[kNm]
$M_{pl,N,Rd}$ – plastická únosnost v ohybu, stanovená s vlivem síly N_{Ed} , tzn. že se rovná $\mu_d M_{pl,Rd}$,	[kNm]
$M_{pl,Rd}$ – plastická únosnost v ohybu odpovídající bodu B	[kNm]
$M_{pl,y,Rd}$ a $M_{pl,z,Rd}$ – jsou plastické únosnosti v ohybu pro příslušné roviny	[kNm]
$M_{y,Ed}$ a $M_{z,Ed}$ – návrhové ohybové momenty	[kNm]
μ_{dy} a μ_{dz} – interakční diagramy	[-]
α_{Mz} a α_{My} – hodnoty od $\langle 0,8; 0,9 \rangle$	[-]

1. Úvod a cíle disertační práce

V současné době došlo ve většině EU k přechodu z příslušných národních norem pro navrhování stavebních konstrukcí na společné jednotné normy, tzn. Eurokódy. Tento přechod se samozřejmě také týká oblasti ocelových konstrukcí. Eurokódy jsou založeny na polopravděpodobnostní „předpisové“ metodě dílčích součinitelů, jejíž vznik se datuje do období poměrně primitivních výpočetních nástrojů. Nabízí se tak otázka, zda postupy založené na metodě dílčích součinitelů jsou adekvátní současnému stavu v oblasti počítačové technologie a jejímu neustálému zdokonalování. Rychlý rozvoj výpočetní techniky a informatiky umožňuje stále ve větší míře využívat plně pravděpodobnostní metody, jako je například simulační metoda SBRA (Marek et al., 1996). Předmětem předkládaných částí disertační práce je aplikace metody SBRA v oblasti posudku spolehlivosti ocelových a ocelobetonových prutových konstrukcí. Práce navazuje na vědecko výzkumnou činnost v oblasti rozvoje a aplikace pravděpodobnostních simulačních metod, především pak metody SBRA, viz. Např. [14], [12] Předchozí práce z oblasti posudku spolehlivosti ocelových prutových konstrukcí metodou SBRA byly „omezeny“ na analytické vyjádření problému v uzavřeném tvaru. S ohledem na výše stanovené cíle je práce rozdělena do následujících kapitol:

Současný stav řešené problematiky - Kapitola - 1, 2, 3 – stručně shrnuje kritický přehled nejznámějších spolehlivostních metod posuzování stavebních konstrukcí vyvinutých a používaných od počátku 20. století až do současnosti. Kromě popisu historického vývoje posuzování spolehlivosti konstrukcí je v kapitole uveden stručný výklad hlavních hledisek, principů a souvislostí spojených obecně s posudkem spolehlivosti stavebních konstrukcí.

Podrobné shrnutí současného stavu posudku SBRA metodou - Kapitola - 4 - je věnována popisu hlavních principů, předpokladů a obecných zákonitostí týkajících se pravděpodobnostního posudku spolehlivosti stavebních konstrukcí metodou SBRA. Vyzdvíženy jsou především ty části, které jsou potřebné k vysvětlení a pochopení dalšího navazujícího obsahu disertační práce.

Podrobné shrnutí současného stavu posudku ocelových konstrukcí dle EC3 Kapitoly - 5,6,7 - jsou popsány hlavní souvislosti týkající se konkrétního využití a postupů Eurokódů, ČSN EN 1993 pro ocelové konstrukce v oblasti posudku ocelových prutových konstrukcí.

Vlastní provedené práce – Kapitola - 8 - jsou popsány hlavní souvislosti týkající se konkrétního využití a postupů Eurokódů pro ocelové konstrukce a pravděpodobnostní metody SBRA v oblasti posudku spolehlivosti ocelových prutových konstrukcí.

Schrnutí současného stavu Kapitola - 9 - je věnována modelové podobnosti, základní teorii.

Vlastní provedené práce - Kapitola - 9.1 - je věnována modelové podobnosti a modelovým simulacím dle SBRA.

Podrobné shrnutí současného stavu EC4 - Kapitola 10 - je věnována posudku spolehlivosti pro spřažené ocelobetonové průřezy a to v oblasti Elasticity a plasticity.

Vlastní provedené práce - Kapitola - 10.5 - je věnována posudku spolehlivosti pomocí SBRA pro spřažené ocelobetonové průřezy a to v oblasti elasticity a plasticity, dále je zde předloženo několik modelových situací pro tyto konstrukce

Kapitola - 11 - závěrečné zhodnocení cílů disertační práce

1.1. Úvod do pravděpodobnostních metod posudku konstrukcí

V současné době jsou zavedeny ve většině evropských zemí evropské normy - Eurokódy. Toto se též týká oblasti ocelových a ocelobetonových konstrukcí, eurokódy jsou založené na polopravděpodobnostní „přepisové metodě“ nebo metodě dílčích součinitelů.

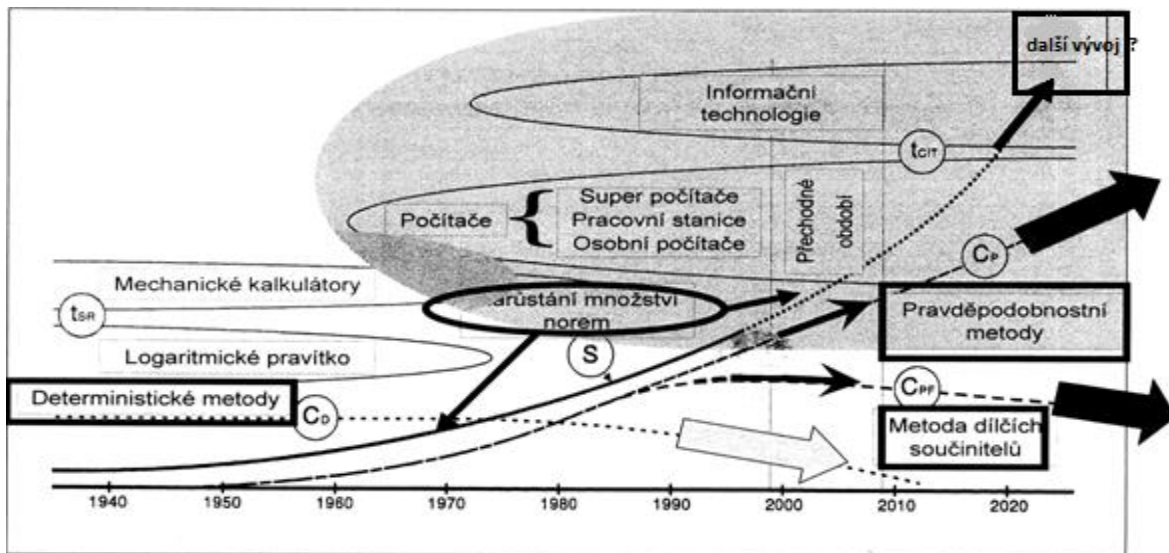
Jejich vznik se datuje do období začátku výpočetní techniky. Vývoj různých empirických metod pro navrhování ocelových konstrukcí ke třem všeobecně používaným metodám, které se pro různé modifikace uplatňují v normových předpisech pro tvorbu a posudek ocelových konstrukcí jsou

-Metoda dovolených namáhání

-Metoda stupně bezpečnosti

-Metoda dílčích součinitelů

Tady vyvstává otázka zda současný trend rozvoje výpočetní techniky, informační technologie je adekvátní. V metodě výpočtů založené na metodě součtů, pro MSU, MSP. Z těchto původů se budeme věnovat metodě plně pravděpodobností a to simulační metodě SBRA (Marek et. Al., 1996). [14]



Obr. 1.1.1. Vývojový přehled základních metod na časové ose

Metoda povolených namáhání – „ASCI“

Tato metoda vychází z podmínky $\sigma_{\max} < \sigma_{\text{dou}} = \sigma_{\text{krit}} / k$, součinitel k zajišťuje rezervu spolehlivosti v dané konstrukci. Nevýhodou této metody je její omezení pouze na elastickou oblast, elastickou pevnost materiálu a nemožnost zohlednění uvažovaných nejistot vstupních veličin nejistot modelů ve výpočtu a v neposlední řadě nejistoty plynoucí od zatížení a odolnosti konstrukce. Pravděpodobnost poruchy u této metody lze ovlivnit jen přes součinitel k .

$$\sigma_{\max} < \sigma_{\text{dou}} = \sigma_{\text{krit}} / k \quad (1.0)$$

k – součinitel stanovený na nejistoty

σ_{krit} – odolnost materiálu / napětí odvozené od meze

σ_{\max} – napětí maximální

Metoda stupně bezpečnosti „SB“

Tato metoda navrhování stavebních konstrukcí vychází z podmínky $S = X_{\text{odol}} / X_{\text{zat}} > S_0$, která stanoví vypočtený stupeň bezpečnosti S , který je větší než předepsaný stupeň bezpečnosti S_0 . Tato metoda se snaží o důslednější popsání chování konstrukčních prvků prostřednictvím souhrnných veličin odolnosti konstrukce X_{odol} a odezvy dané konstrukce a prvku X_{zat} . Nevýhoda této metody je nemožnost uvážit oddělené nejistoty jednotlivých veličin, které vstupují do výpočtu a posudku konstrukce.

$$S = X_{\text{odol}} / X_{\text{zat}} > S_0 \quad (1.1)$$

S – stupeň bezpečnosti, který je větší než stanovená hodnota S_0

S_0 – stanovená hodnota

X_{odol} - odolnost konstrukce

X_{zat} - odezva konstrukce

Metoda dílčích součinitelů – mezní stavy (LRFD, EC, MSU, MSP).

Jedná se o metodu polo pravděpodobnostní

Metoda dílčích součinitelů často označována jako metoda „mezních stavů“ MS. [34]

Tato metoda se uplatňuje v eurokódech MPE, je podmínka spolehlivosti formátování ve tvaru

$$E_d = E(F_d, N_d, T_d) < R_d = R(A_d, X_d, \dots) \quad (1.2)$$

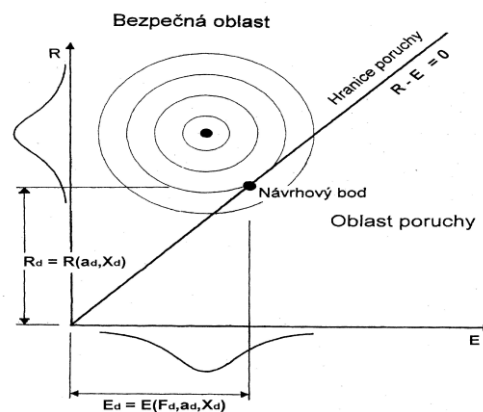
E_d – účinek zatížení

R_d – odolnost konstrukce

F_d – zatížení

A_d – rozměr konstrukce

X_d – vlastnosti materiálu



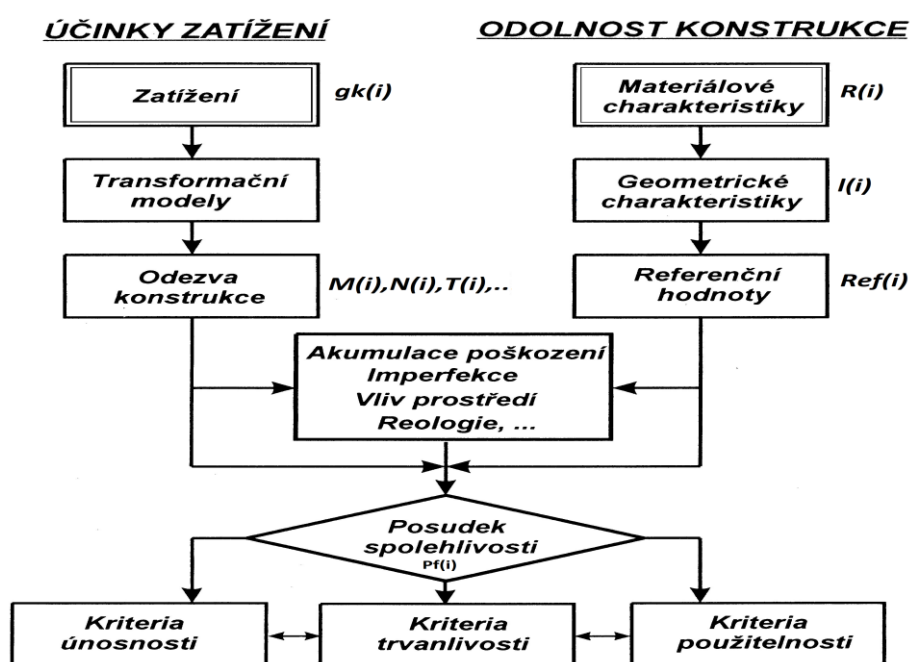
Obr. 1.1.2 Grafické vyjádření podmínky spolehlivosti [34], [33]

2. Rozvoj metod posudku spolehlivosti

S rozvojem a uplatněním nových progresivních ocelových konstrukcí souvisí vývoj a použití moderních metod v jejich navrhování a posuzování. V této části je uveden stručný a přehledný výtah hlavních principů a předpisů k určení posunu spolehlivosti konstrukcí.

2.1. Spolehlivost konstrukcí

Ocelová stavební konstrukce, která je řazená dle účelu pro který byla zhotovena má a musí plnit základní funkce. Z těchto předpisů je posuzovaná její nosnost a vyhodnocovaná spolehlivost konstrukce má v následujících pojmech. Spolehlivost konstrukce: je definována jako schopnost plnit požadované funkce po celou dobu životnosti konstrukce, stavby daných podmínek v určitém čase. (únosností, použitelností, životností, bezpečností). Podmínky spolehlivosti dovolují kvantifikovat spolehlivost a případnou akumulaci poškození. Porucha: odpovídá stavu, při kterém konstrukce přestává plnit požadované funkce, také ji můžeme označit jako „mezní stav“ MS. Kolaps: selhání konstrukce, pozor nezaměnit s mezním stavem. Náhodné jevy: je třeba je ošetřovat teorií pravděpodobnosti a matematické statistiky pro příčiny vzniku mezních stavů. Schéma určuje procesy posuzování spolehlivosti konstrukce na obr. 2.1.1, proces rozdělíme do dvou oblastí, a to na jedné straně vyšetřujeme účinky zatížení a na straně druhé odolnost konstrukce. [12]



Obr. 2.1.1 schéma procesu posuzování spolehlivosti konstrukce

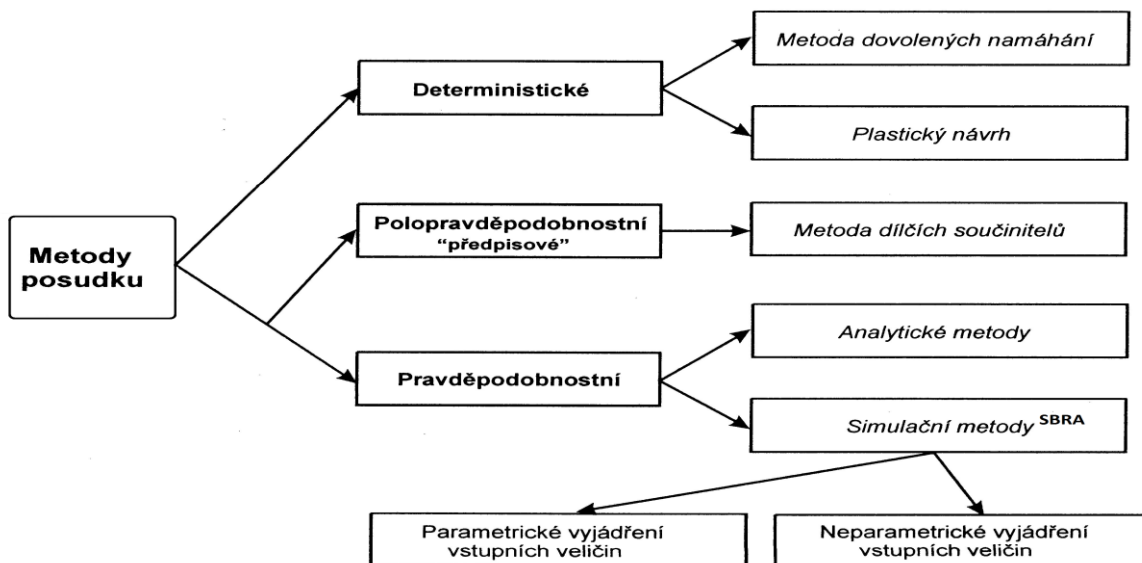
Výstup posouzení spolehlivosti lze rozdělit do tří oblastí:

- **Kritéria únosnosti** -MSÚ, mezní stav únosnosti (teorie I.a II. řádu)
- **Kritéria použitelnosti** -MSP, mezní stav použitelnosti (teorie I.a II. řádu)
- **Kritéria trvanlivosti** -MST, mezní stav trvanlivosti (životnosti)

V práci se zabývám jen kritérii únosnosti a použitelnosti. V celkovém posudku spolehlivosti je zpravidla potřeba uvážit ostatní vlivy geometrie, materiálu, imperfencí, reologické vlastnosti materiálů, (popis: Marek et. al. , 1996, 2003) (Tepl a Kován, 2004). [12], [14], [15]

3. Metody posudku spolehlivosti

Vývoj metod je schématicky znázorněn na obr. 2.2.1. který obecně dělí metody na deterministické, polo pravděpodobnostní a na metody plně pravděpodobnostní.



Obr. 2.1.2. Přehled metod posuzování spolehlivosti konstrukcí

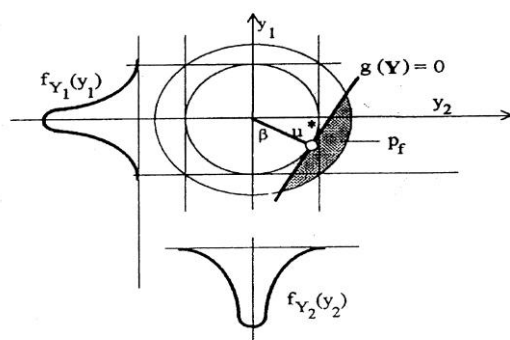
Rovněž vývoj a zdokonalování pravděpodobnostních metod posudku spolehlivosti je živým procesem, ve kterém se spojuje velké množství faktorů. V současnosti se pravděpodobnostní metody uplatňují v rámci mezních stavů tj. : vyhodnocení spolehlivosti pro posudek únosnosti, použitelnosti a trvanlivosti. V současné době lze pravděpodobnostní metody začlenit k novým konceptům jako například: „ Risk engineering, Teplý a Novák, 2004). Performance – based desing (Galambos, 2006) (Teplý, 2007). Tyto nové koncepce zatím mají neujasněný a jasně nevymezené některé pojmy.

Specifikace dílčích metod

Deterministické metody – podstata těchto metod, jede o vyjádření stochastických jevů (zatížení, geometrické konstrukce, geometrických vlastností, materiálu, atd.) Pomocí exaktních matematických funkcí, se kterými dále pracujeme v souladu s postupy matematické statistiky.

3.1. Metoda FORM

Jedná se o spolehlivostní metodu 1. řádu, která je založená na lineární app formaci funkce poruchy v náhodném bodě. Návrhový bod U lze charakterizovat tak, že bod leží na funkci poruchy $g(Y) = 0$ s nejmenší vzdáleností v počátku. [16], [2], [27]



Obr. 3.1.1 Přidružená hodnota pravděpodobnosti poruch.y[27]

$$P_{f(i)} \approx 1 - \Phi_n(-\beta) \quad (2.0)$$

Φ_n – distribuční funkce normálového rozdělení pravděpodobnosti

β – index spolehlivosti

Nevýhodou těchto metod je skutečnost, že nalezení bodu U – návrhového bodu může být problematické.

3.2. Metoda SORM

Spolehlivostní metoda 2. řádu, která je založena na kvadratické aproximaci funkce poruchy v návrhovém bodě. Tato metoda je přesnější než FORM, ale má obtíže s určením návrhového bodu. To zůstává .

3.3. Simulační metody

Jedná se o přesnější metody výpočtu pravděpodobnosti poruchy. Jsou to metody založené na přímé simulaci nebo metody využívající speciálních technik redukce rozptylu. [16], [2], [14]

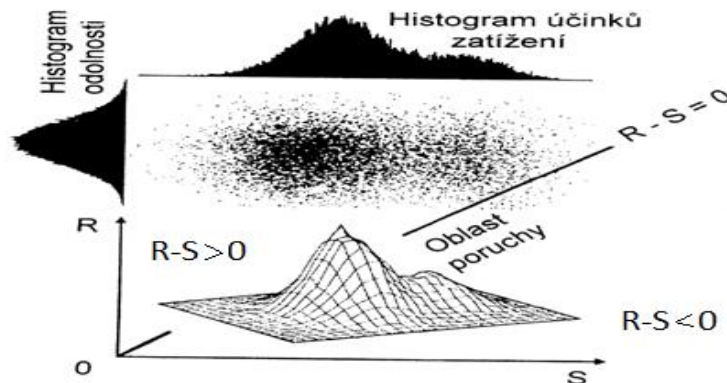
- **Přímá simulace – Monte Carlo**
- **Systematický Sampling**
- **Importanc Sampling**
- **Stratified Sampling**
- **Litín hypercube sampling**
- **SFEM**

Tyto metody slouží ke zvýšení přesnosti a efektivity spolehlivosti na základě malého množství simulačních úkonů.

3.3.1. Přímá metoda „MONTE CARLO“

Podstatou této metody je numerická simulace reálného chování konstrukce. Postup výpočtu lze seřadit do těchto kroků (uvažuje se –N celkový počet simulací) $j = 1, 2, 3, \dots, N$ – celkový počet simulací.

- Vygenerování jednotlivé hodnoty náhodných vstupních veličin v závislosti na rozdělení pravděpodobnosti dle histogramů.
- Vypočteme funkciRF dle příslušného výpočtového modelu
- Vypočítáme funkci pravděpodobnosti poruchy $P_{f(i)}$.



Obr. 3.3.1 Princip výpočtu pravděpodobnosti poruchy dle metody Monte Carlo

Výhodou této metody je srozumitelnost a transparentnost výsledků a funkce spolehlivosti pomocí histogramu a distribuční funkce. Nevýhodou této metody je nutnost provádět velký počet simulací.

3.3.2. Metoda „IMPORTANCE SAMPLING“

Základní myšlenka této metody spočívá v generování vektoru náhodných čísel z vhodně upraveného rozdělení pravděpodobnosti takovým způsobem aby, simulace byla vygenerována do předpokládané oblasti poruchy. [27]

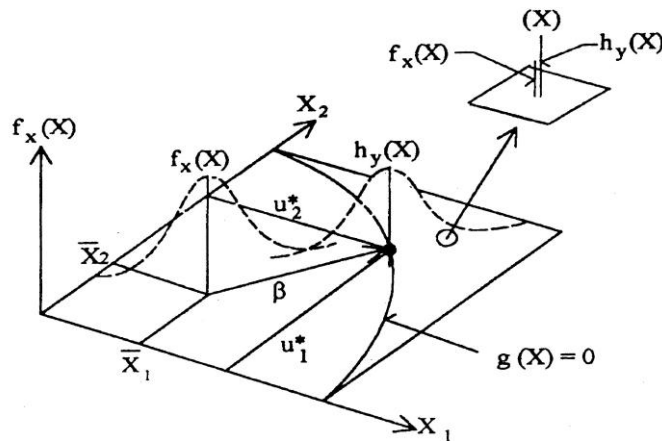
Střední hodnotu pravděpodobnosti poruchy lze vyjádřit:

$$P_{f(i)} = 1/N \sum [g(X) < 0] f_x(X_i) / h_y(X_i) \quad (2.1)$$

N- simulace početní

$f_x(X_i)$ – rozdělení pravděpodobnosti

$g_i(X)$ – funkce poruchy



Obr. 3.3.2 použití návrhového bodu , dvourozměrný případ[27]

3.3.3. Metoda „STRATIFIED SAMPLING“

V této metodě je oblast integrace rozdělena do několika oblastí tak, že simulace je upřednostněna v regionu s větším příspěvkem pravděpodobnosti poruchy $P_{f(i)}$. (regiony – $R_1, R_2, R_3, \dots, R_M$).

Pravděpodobnost poruchy je:

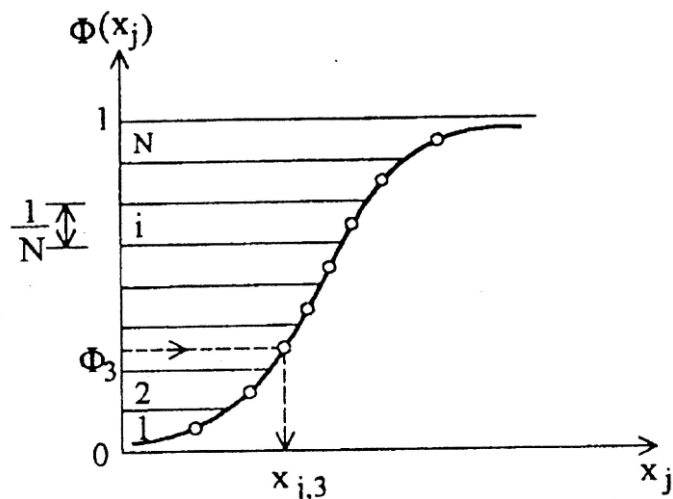
$$P_{f(i)} = \sum [P(R_j) * 1/N * \sum I_g(X_i)], \quad (u \sum m, j=1) \quad (2.2)$$

$$I_g(X) = \begin{cases} 0, & \text{if } g(x) > 0 \\ 1, & \text{if } g(x) < 0 \end{cases}$$

$$\{ 1, \text{if } g(x) < 0 \}$$

3.3.4. Metoda „LATIN HYPERCUBE SAMPLING“

Metoda „LMS“ patří mezi zdokonalené simulační metody umožňující odhadnout statické parametry spolehlivosti funkce při malém počtu simulací. Při výpočtu metodou LMS se použije tabulka náhodných permutací.



Obr. 3.3.4 rozdělení definičního oboru distribuční fce.

$\Phi(X_j)$ – distribuční funkce

$g(X)$ - funkce simulace

$1/N$ – rozdělení N , index valů o stejné pravděpodobnosti

X_j – náhodná veličina

3.3.5. Metoda „STOCHASTICKÝCH KONEČNÝCH PRVKŮ“

Současné využívání MKP vychází z omezujících předpokladů, že všechny vstupní veličiny jsou uvažovány jako deterministické hodnoty, veličiny. Toto řešení, ale není vhodné, ve skutečnosti jsou vstupní veličiny více či méně náhodně proměnné. Toto se snaží vyřešit metoda SFEM – metoda stochastických konečných prvků, která pojí MKP s teorií náhodných polí. Tato metoda řeší na konstrukci index spolehlivosti $\beta_{(i)}$. [27]

4. Posudek spolehlivosti metodou SBRA

4.1. Podstata metody SBRA

Simulační metoda **SBRA (Simulation-based Reliability Assessment)** je metodou pravděpodobností, umožňující přímé určení pravděpodobnosti poruchy konstrukce.

Tato metoda je založena na filosofii mezních stavů, na využití simulační techniky, na reprezentaci vstupních náhodně proměnných veličin ohraničenými histogramy (účinky zatížení i odolnosti) a na aplikaci přímé metody Monte Carlo při analýze funkce spolehlivosti. [14], [12], [2], [16]

Vyjádření spolehlivosti spočívá v porovnání výstupní pravděpodobnosti poruchy $P_{f(i)}$ s návrhovou pravděpodobností $P_{d(i)}$ uvedenou v normách. Na Obr. 4.1.1 je schematicky zobrazena podstata posouzení spolehlivosti metodou SBRA.

Základní vztah metody SBRA lze zapsat ve tvaru:

$$P_{f(i)} < P_{d(i)} \quad (3.0)$$

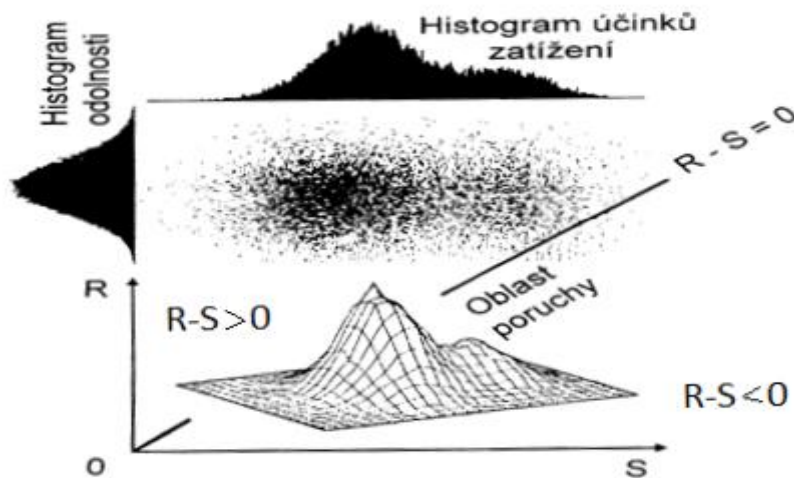
kde, $P_{f(i)}$ je pravděpodobnost vzniku poruchy určená rozborem funkce spolehlivosti (**FS**), např.:

$$FS = f(R-S) \text{ nebo} \quad (3.1)$$

$$P_{f(i)} = R_{(i)} - S_{(i)}$$

$$P_{f(i)} = N_{\text{porucha}(i)} / N_{\text{celkem}(i)} \text{ nebo } P_{f(i)} = N_{f(i)} / N_{t(i)} \quad (3.2)$$

$P_{d(i)}$ je návrhová (výpočtová) pravděpodobnost stanovená normativně.



Obr. 4.1.1 Schéma principu posouzení spolehlivosti plně pravděpodobnostní metodou SBRA

Na svislé ose Obr. 4.1.1 jsou vynášeny hodnoty odolnosti, na vodorovné ose jsou vynášeny hodnoty účinků zatížení. Každý bod představuje jednu náhodou realizaci **funkce spolehlivosti (FS)**. Přímkou (pro kterou platí vztah: $R - S = 0$) rozděluje oblast všech realizací funkce spolehlivosti na oblast realizací vyhovujících návrhovým kritériím ($R - S > 0$) a na oblasti poruchy ($R - S < 0$).

Pravděpodobnost poruchy lze určit přímo z podílu počtu realizací funkce spolehlivosti z oblasti poruchy a celkového počtu realizací funkce spolehlivosti. [14]

Metoda SBRA se nesnaží o analytické (parametrické) vyjádření pravděpodobnosti zatížení a odolnosti pomocí známých rozdělání, jejichž exaktní vyjádření je ostatně u řady těchto veličin problematické až nemožné.

4.2. Simulační technika v metodě SBRA

Základní pojmy z oblasti simulace

Simulace je pokus (experiment) prováděný na modelu, nahrazujícím reálný systém.

Reálná (skutečná) konstrukce, či její část může být příliš rozsáhlá, velká nebo naopak malá.

Experiment by byl příliš nákladný, časově a prostorově náročný nebo by mohlo dojít k vážnému poškození samotné konstrukce. Některé experimenty je nemožné provádět z důvodu výjimečnosti (např. zemětřesení) nebo z důvodu ohrožení bezpečnosti a zdraví osob, případně poškození majetku.

Analytická vyjádření výsledků bývají posuzována intuitivně, pomocí simulací lze ověřit správnost analýzy. Simulace pracuje s pojmy jako jsou: náhodná proměnná, teorie pravděpodobnosti, statistika. [2], [14], [4], [16]

Náhodná proměnná je událost, jev nebo veličina, u které nejsou známy všechny důvody její proměnlivosti a nelze ji tedy přesně předvídat. Existují v zásadě dva typy náhodných proměnných. První typ je charakterizován naprosto **chaotickým** chováním (výskytem). Je zcela nepředvídatelný a je nemožné vymezit hranice, ve kterých probíhá jeho výskyt. Druhým typem náhodné proměnné se zabývají projektanti a výzkumníci. Jedná se o náhodou proměnnou, jejíž variabilita se uskutečňuje v určitých definovatelných mezích a je tedy možné s touto proměnnou pracovat podle zákonů pravděpodobnosti a matematické statistiky.

Teorie pravděpodobnosti vytváří pravidla pro práci s náhodnými proměnnými. Pokud jsou známy některé pravděpodobnostní charakteristiky systému, lze pomocí teorie pravděpodobnosti určit pravděpodobnostní charakteristiky dalších – souvisejících náhodných proměnných.

Při sestavování **pravděpodobnostního modelu** konstrukce je nutné definovat vstupní náhodné proměnné včetně jejich mezí, pravidla pro práci s náhodnými proměnnými a definovat oblast, ve které se předpokládá výskyt výsledných proměnných. Je třeba rovněž určit míru rizika poruchy a nutný počet simulačních kroků k zajištění dostatečné přesnosti výsledku.

Statistika. Statistika je využívána při návrhu vyšetřování určitého jevu (pozorování či experimentu), při sběru a rozboru dat, při provádění statistických testů založených na teorii pravděpodobnosti a při rozhodovacích procesech.

Přesnost a efektivnost simulací

Přesnost určení pravděpodobnosti poruchy klasickou simulační technikou metody Monte Carlo roste s počtem simulačních cyklů. Požadavek velmi malé pravděpodobnosti poruchy konstrukce (obvykle se pohybuje v řádu 10^{-5} až 10^{-6}) vede ke značnému počtu simulací. Důležitou otázkou je optimální počet simulací potřebný k dosažení dostatečné přesnosti odhadu pravděpodobnosti poruchy, aby výpočet byl věrohodný, ale zároveň i efektivní.

Haldar a Mahadevan (2000) doporučují k určení přesnosti výsledku simulace následující přístupy. Jeden přístup doporučuje uvažovat neúspěšné výsledky simulací podle binomického zákona rozdělení pravděpodobností. Potom variační koeficient pravděpodobnosti poruchy lze určit ve vztahu:

$$COV(p_f) = \delta_{p_f} \approx \frac{\sqrt{\frac{(1-p_f)p_f}{N}}}{p_f} \quad (3.3)$$

Z rovnice (3.3) je zřejmé, že velikost δ_{p_f} se blíží nule s N rostoucím k nekonečnu.

Další přístup k určení chyby spojené s počtem simulačních cyklů představuje nahrazení binomického rozdělení normálním rozdělením a stanovením 95 % konfidenčního intervalu pro odhad pravděpodobnosti poruchy:

$$P \left[\sqrt{\frac{(1-p_f^T)p_f^T}{N}} < \frac{N_f}{N} - p_f^T < 2\sqrt{\frac{(1-p_f^T)p_f^T}{N}} \right] = 0.95 \quad (3.4)$$

kde p_f je skutečná pravděpodobnost poruchy. Chybu lze procentuálně vyjádřit ze vztahu:

$$\varepsilon\% = \frac{\frac{N_f}{N} - p_f^T}{p_f^T} \times 100\% \quad (3.5)$$

Zkombinováním rovnic (3.4) a (3.5) vznikne vztah pro procentuální vyjádření chyby ve tvaru:

$$\varepsilon\% = \sqrt{\frac{(1-p_f^T)}{N \times p_f^T}} \times 200\% \quad (3.6)$$

Rovnice (3.6) naznačuje, že např. při počtu simulací $N=10000$ a pravděpodobnosti poruchy $p_f=0.01$ činí chyba odhadu poruchy přibližně 20 %. Je také možno tvrdit, že v tomto případě při počtu simulací $N=10000$ činí s 95 %-ní jistotou pravděpodobnost poruchy $p_f=0.01 \pm 0.002$. Z rovnic (3.3) a (3.6) vyplývá, že počet simulačních cyklů potřebných k dosažení určité úrovně přednosti je závislý na neznámé pravděpodobnosti poruchy. Ta bývá u většiny problémů projekční praxe menší než 10^{-5} . Pro spolehlivý odhad pravděpodobnosti poruchy je všeobecně doporučováno zvolit alespoň desetinásobek počtu cyklů (tj. 1 milion)

Generátory náhodných čísel

Pro všechny metody Monte Carlo je k provedení simulací třeba získat numerické realizace vstupních náhodných proměnných – náhodná čísla. Generování těchto náhodných čísel s definovaným statistickým rozdělením se obvykle provádí ve dvou krocích.

Nejprve je pomocí primárního generátoru generována posloupnost náhodných, vzájemně nezávislých čísel s rovnoměrným rozdělením. Z této posloupnosti je vhodnou transformací vytvořena posloupnost čísel s požadovaným rozdělením.

Podle Guštar (2001) lze pro generování primární posloupnosti náhodných čísel použít jednoho ze dvou základních typů generátorů – **fyzikální generátor** nebo **generátor pseudonáhodných čísel**. Při použití fyzikálních generátorů jsou náhodná čísla získávána na základě nějakého přírodního jevu s náhodným chováním. Pseudonáhodná čísla jsou ve skutečnosti zcela deterministická, ovšem z hlediska simulovaného problému má vlastnosti náhodné posloupnosti.

Jako základ **fyzikálního generátoru** náhodných čísel lze použít téměř libovolný fyzikální princip, který má náhodný charakter známých vlastností. Jako příklad lze uvést házení mincí nebo kostkou. K nejběžnějším v praxi používaným generátorům patří šumové generátory využívající vlastnosti polovodičového přechodu nebo kombinace radioaktivního zářiče a detektoru.

Generátory pseudonáhodných čísel jsou založeny na aritmetických procedurách využívajících rekurentní vzorce. Nejužívanější a teoreticky nejpropracovanější jsou kongruenční generátory. Posloupnost čísel je vytvářena podle vztahu[5]

$$X_{n+1} = (A \times X_n + C) \text{ mod } M \quad (3.7)$$

kde **mod M** je celočíselný zbytek pro dělení **M**. Vlastnosti takovéto posloupnosti závisí na volbě konstant **A**, **C** a **M**. Tyto konstanty se volí podle typu použitého počítače s ohledem na statistické vlastnosti generované posloupnosti a rychlosti generování. Ačkoliv jsou známa některá doporučení z teorie čísel, která volbu konstant usnadňují, je teoretické odvození vlastností kongruenčních generátorů obvykle prakticky nemožné. Proto je velmi důležité testování vlastností konkrétních generátorů.

Rozdělení generované podle vztahu (3.7) je diskrétní a nabývá hodnot z intervalu $\langle 0, M \rangle$. Pro dostatečně velká **M** získané hodnoty po jednoduché transformaci dobře aproximují výběr ze spojitého rovnoměrného rozdělení na intervalu $\langle 0, 1 \rangle$.

Transformace rovnoměrně rozdělených veličin na veličiny s libovolným rozdělením

Ta předpokládá, že můžeme pomocí vhodného primárního generátoru vytvořit posloupnost náhodných čísel s rovnoměrným rozdělením, potom lze vhodnou transformací z této posloupnosti získat posloupnost čísel s libovolným požadovaným rozdělením. [5], [6]

Pro některá teoretická rozdělení byly vytvořeny exaktní postupy. Např. normální rozdělení lze generovat podle vzorců:

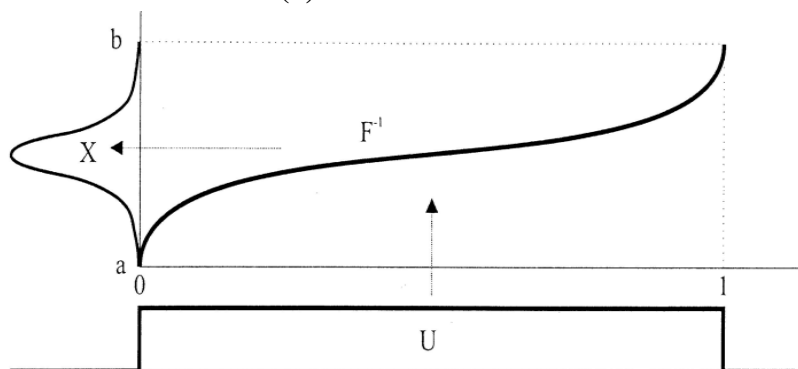
$$\begin{aligned} Z_1 &= \sqrt{-2 \ln(X_1)} \times \sin(2\pi X_2) \\ Z_2 &= \sqrt{-2 \ln(X_1)} \times \cos(2\pi X_2) \end{aligned} \quad (3.8)$$

kde X_1 a X_2 jsou nezávislé veličiny s rovnoměrným rozdělením z intervalu $(0, 1)$.

Pro generování obecných náhodných rozdělení existuje několik metod. Jako příklad lze uvést **metodu inverzní transformace** (viz Obr. 4.2.1). Pokud má požadovaná náhodná veličina distribuční funkci **F(x)** a je-li k dispozici generátor spojitého rovnoměrného rozdělení **U** na intervalu $(0, 1)$, lze náhodnou veličinu **X** s požadovaným rozdělením získat podle vztahu:

$$X = F^{-1}(U) \quad (3.9)$$

kde F^{-1} je inverzní funkce k funkci **F(x)**.



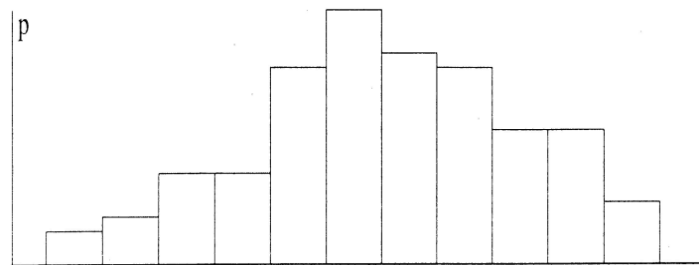
Obr.4.2.1. Princip metody využívající inverzní transformaci[6]

Nutným předpokladem pro existenci funkce F^{-1} je, že funkce $F(x)$ musí být rostoucí. Pro efektivní použití uvedené metody je třeba, aby funkce F^{-1} byla jednoduše a rychle vypočitatelná. Tyto podmínky u mnoha požadovaných rozdělení nebývají splněny. Často lze použít namísto původního rozdělení jeho vhodné aproximace.

Aproximace omezených rozdělení po částech rovnoměrných rozdělení

U většiny fyzikálních veličin náhodného charakteru je poměrně obtížné a často nemožné získat exaktní hodnoty typů a parametrů statistických rozdělení. Setříděním těchto dat do tříd (se stejnou četností) je vytvářen **histogram** (sloupcový graf četností). Po statistickém zpracování histogramu bývá získané empirické rozdělení nahrazováno zvoleným rozdělením teoretickým.

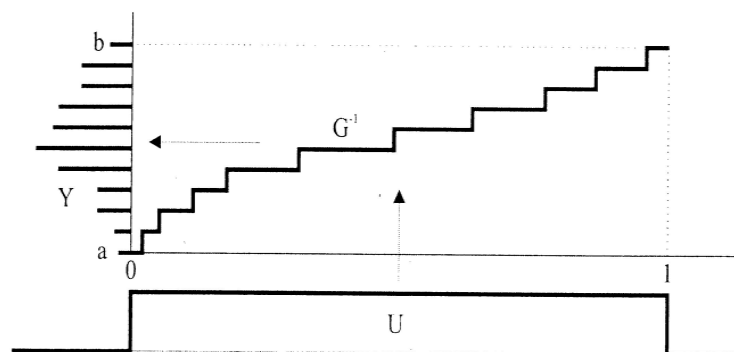
Takto získaná teoretická rozdělení jsou používána jako vstupy pro Monte Carlo simulace. Jelikož většina reálných náhodných veličin nabývá pouze hodnot z omezeného intervalu $\langle a, b \rangle$, často nezáporného, lze k jejich popisu použít **omezená (ohraničená) rozdělení**. Tato omezená rozdělení lze dobře aproximovat **po částech rovnoměrným rozdělením – histogramem** (viz Obr. 4.2.2)



Obr. 4.2.2. Po částech rovnoměrné rozdělení

Po částech rovnoměrné rozdělení lze vygenerovat pomocí **modifikované metody inverzní transformace**. Nejprve je vygenerována hodnota z diskrétního rozdělení odpovídajícího relativním četnostem hodnot v jednotlivých třídách. Diskrétní rozdělení má schodovitou distribuční funkci, ke které neexistuje funkce inverzní. Pokud však tuto funkci považujeme za relaci, lze vytvořit relaci inverzní.

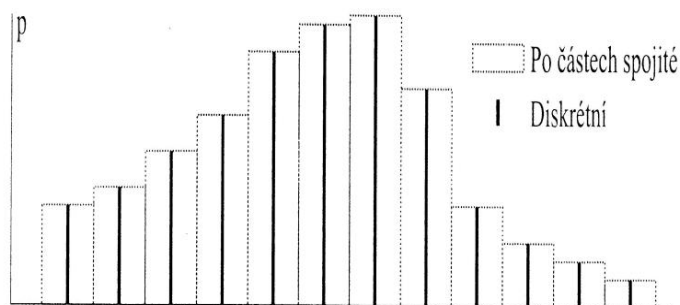
Zní lze vhodnou úpravou vytvořit funkci vhodnou pro použití v metodě inverzní transformace (viz Obr. 4.2.3). Po tabelaci této funkce je generování diskrétního rozdělení velmi efektivní.



Obr. 4.2.3. Generování diskrétního rozdělení

Vygenerovaná hodnota určuje číslo třídy. Pro tuto třídu je následně vygenerována hodnota ze spojitého rovnoměrného rozdělení z intervalu odpovídajícího hranicím třídy. Takto získané hodnoty jsou realizacemi náhodné veličiny s daným po částech rovnoměrným rozdělením.

Pokud je třeba rychlost generování dále zvýšit, a je možné původní spojitě rozdělení nahradit diskrétním, je možné vpustit druhý krok popsaného postupu a generované diskrétní hodnoty považovat za velikosti středních hodnot jednotlivých tříd (viz Obr. 4.2.4).



Obr. 4.2.4. Po částech rovnoměrné a diskrétní rozdělení

4.3. Metoda Monte Carlo - SBRA

V metodě SBRA je použita přímá metoda Monte Carlo. Náhodné proměnné jsou vyjádřeny pomocí funkce hustoty pravděpodobnosti ve formě ohraničených (useknutých) histogramů. Pro určení hodnoty výsledné proměnné s požadovanou pravděpodobností, či určení pravděpodobnosti výskytu určité proměnné je potřebné vykonat určitý počet (poměrně vysoký) simulačních kroků (cyklů nebo experimentů). [14]

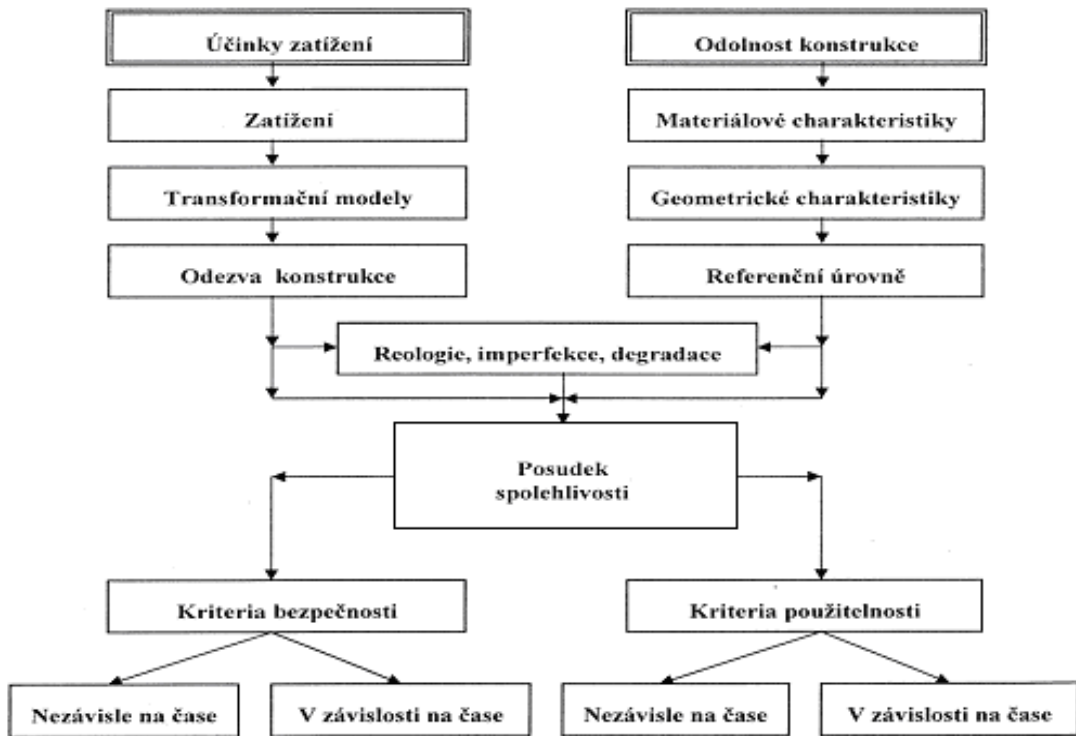
Simulační technika Monte Carlo je založena na náhodném výběru z funkce pravděpodobnosti a na Zákoně velkých čísel, podle něhož průměrná hodnota jednotlivých výběrů (tj. realizaci náhodné proměnné v každém simulačním kroku) konverguje k očekávané hodnotě s počtem simulačních kroků blížícím se nekonečnu.

4.4. Koncepce posudku spolehlivosti podle SBRA

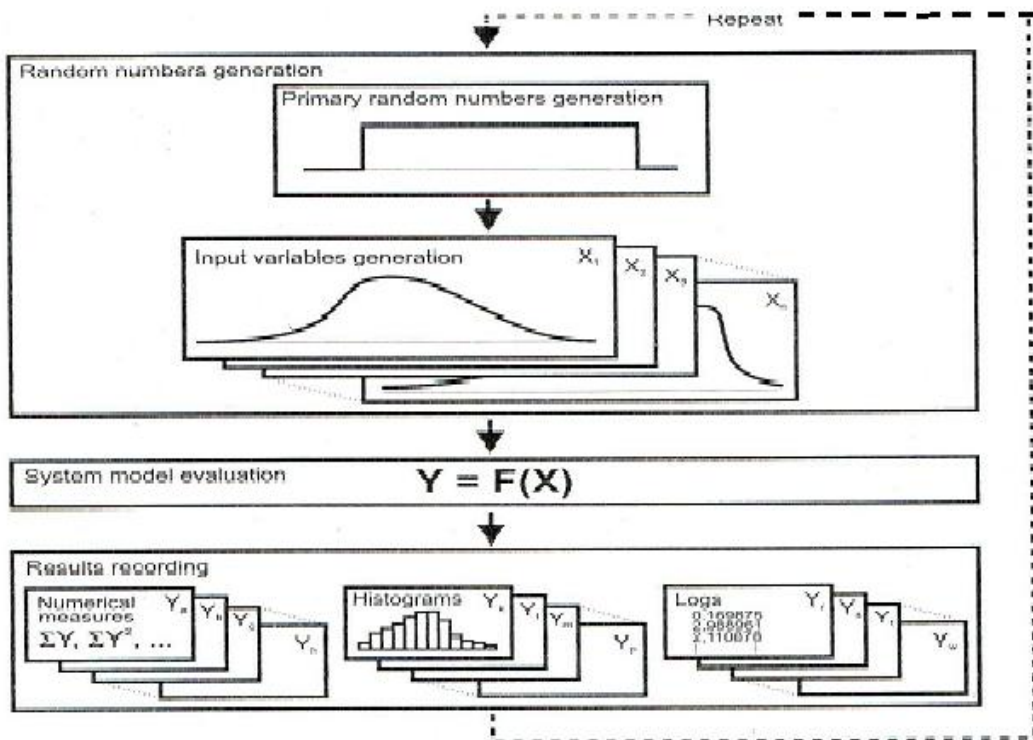
Proces posuzování spolehlivosti konstrukcí metodou SBRA je schematicky naznačen na Obr. 4.4.1a,b. Proces posudku spolehlivosti se dělí do dvou linií. V jedné linii se po stanovení **zatížení**, které může na konstrukci nebo její část působit, pomocí vhodných transformačních modelů určí příslušná odezva konstrukce na zatížení (tj. vyřeší se účinky zatížení na konstrukci) a provedou se příslušné kombinace těchto účinků zatížení. [4], [14],

Ve druhé linii se souběžně vyšetřuje **odolnost** konstrukce. Odolnost konstrukce se odvíjí od materiálových a geometrických charakteristik prvků ocelových konstrukcí, ale i od referenčních úrovní, ke kterým se vztahují mezní stavy konstrukce.

Materiálové charakteristiky mají vazbu na historii zatěžování konstrukce a na okolním prostředí (zejména z hlediska vlhkosti a teploty).



Obr. 4.4.1. a Schéma procesu posuzování spolehlivosti konstrukcí metodou SBRA



Obr. 4.4 .1.b Schéma procesu posuzování spolehlivosti konstrukcí metodou SBRA[14]

V posudku spolehlivosti ocelových a ocelobetonových spřažených konstrukcí je třeba věnovat zvýšenou pozornost reologickým vlastnostem betonu (zvláště v kombinaci s působením teplotních vlivů) a příp. korozi a degradaci materiálů.

Posuzování spolehlivosti konstrukcí metodou SBRA je založeno na filozofii **mezních stavů**. Mezním stavem se rozumí (jak již bylo uvedeno v předchozím textu) určitá kritická situace, kdy návrhová proměnná přestává vyhovovat definovanému návrhovému kritériu. Optimálně navržená konstrukce se tedy může dostat do takové kritické situace po dobu celé své předpokládané životnosti pouze s určitou, předem stanovenou pravděpodobností.

Mezní stavy rozdělujeme v zásadě na dvě skupiny. V první skupině se klade důraz na **bezpečnost, únosnost**, případně **trvanlivost** konstrukce. Ve druhé skupině je rozhodujícím kritériem **použitelnost** konstrukce.

Pod pojmem **bezpečnost konstrukce, únosnost** se rozumí takový návrh konstrukce, který zajistí její bezpečné užívání za předem stanovených podmínek po celou dobu její předpokládané životnosti, aniž dojde k poruše, která by mohla mít za následek poškození zdraví osob nebo majetku.

Použitelnost konstrukce se rozumí omezení deformací, případně kmitání konstrukce na přijatelnou, předem definovanou úroveň, se stanovenou pravděpodobností.

Pravděpodobnost poruchy pochopitelně nelze zcela vyloučit, lze však konstrukci navrhnout a posoudit s přijatelnou pravděpodobností poruchy (a tedy i mírou rizika), která je pro konkrétní účel konstrukce vhodná. Výpočtem zjištěná pravděpodobnost poruchy (tzv. **výpočtová pravděpodobnost poruchy – P_f**) musí být menší, nejvýše rovna **návrhové pravděpodobnosti P_{dr}** . [4] [12] [10]

Návrhová životnost konstrukce představuje časové období, ve kterém se požaduje splnění návrhových kritérií, to znamená nepřekročení reálných mezních stavů.

Kategorie návrhové životnosti	Typ konstrukce (stavby)	Předpokládaná návrhová životnost T_d [rok]
1	Dočasné konstrukce	10
2	Vyměnitelné části konstrukcí	10 – 25
3	Zemědělské stavby a podobné konstrukce	15 – 30
4	Konstrukce budov a jiné běžné konstrukce	50
5	Mon. Pozemní stavby Mostní a jiné inženýrské stavby	100

Tab. 1. Návrhová životnost. [34]

Současné normové předpisy (ČSN EN 1990) poskytují jen velmi rámcový návod jak zohlednit různé úrovně spolehlivosti konstrukcí, definují se zde tři třídy důsledků a to CC1, CC2 a CC3 (Consequences Class, tab. 2) a k nim jsou přiřazeny třídy spolehlivosti RC 1, RC 2 a RC 3 (Reliability Class), které se liší úrovní spolehlivosti vyjádřenou přes hodnotu

P_{fd} , resp. index spolehlivosti β_d (pro referenční roky 1 - 50 let), tab. 3. jedná se o formální ukazatele spolehlivosti, které nevyjadřují reálnou hustotu a míru poruchy, poruch v konstrukci s reálným mezním stavem (charakterizovaného funkcí $g(X)$). [34], [28], [7]

Třída důsledků	Charakteristika	Druhy budov a konstrukcí
CC1	Malé důsledky stráty na lidských životech malé nebo zanedbatené sociální a ekonomické a environmentální	Zemědělské stavby
CC2	Střední důsledky stráty na lidských životech značné sociální a ekonomické a environmentální	Obytné a admin. stavby
CC3	Velké důsledky stráty na lidských životech velmi vysoké sociální a ekonomické a environmentální	Tribuny atadionů a koncertní sál

Tab. 2. Kategorizace tříd důsledků dle EN 1990 EN 1990.

Třída spolehlivosti	Mezní stavy únosnosti			Mezní stavy použitelnosti		
	β_d	P_{fd}		β_d	P_{fd}	
	1 rok	50 roků		1 rok	50 roků	
RC 3 (velké důsledky)	5,2	4,3	$8,4 \cdot 10^{-6}$			
RC 2 (střední důsledky)	4,7	3,8	$7,2 \cdot 10^{-5}$	2,5	1,5	$6,7 \cdot 10^{-2}$
RC 1 (malé důsledky)	4,2	3,3	$4,8 \cdot 10^{-4}$			

Tab. 3. Návrhové hodnoty indexu spolehlivosti β_d a pravděpodobnosti poruchy P_{fd} .

Pro konstrukce s jinou návrhovou životností T_{dx} (s jinou návrhovou životností) jako je referenční návrhová životnost T_d (ČSN EN 1990 je $T_d = 50$ roků) je možné stanovit odpovídající návrhovou pravděpodobnost poruchy dle :

$$P_{fdx} = 1 - (1 - P_{fd})^{T_{dx}/T_d} \quad \text{pro} \quad T_{dx} \leq T_d \quad (3.10)$$

kde P_{fd} je návrhová pravděpodobnost poruchy pro návrhovou dobu životnost T_d a P_{fdx} je návrhová pravděpodobnost poruchy v čase $T_{dx} \leq T_d$, pro kterou se zjistí hodnota příslušného indexu spolehlivosti β_{dx} ze vztahu

$$\beta_{dx} \approx -0,605 + \sqrt{-\frac{\log P_{fdx}}{0,198} - 1,5} \quad (3.11)$$

Po přiřazení kontrol IL 1 až IL 3 (Inspection Level), které korespondují s třídou důsledků se výsledky mohou seřadit do přehledné tabulky Tab.4.

Diferencování spolehlivosti konstrukcí z pozice soc. ekonomického hlediska s kategorizací staveb podle druhu společenského řazení a významu.

Kategorie návrhové životnosti	Konstrukce stavba	Návrhová doba životnosti T_d [rok]	Třída důsledků	Úroveň kontroly ,způsob kontroly	MSÚ P_{fd}	MSP P_{fd}
1	Dočasná konstrukce	10	CC1 Malé důsledky	IL 1 Základní kontrola Samokontrola	$4,8 \cdot 10^{-4}$	$6,7 \cdot 10^{-2}$
2	Vyměnitelné části konstrukcí	10 - 25	CC1 Malé důsledky CC2 Střední důsledky	IL 1 Základní kontrola Samokontrola	$4,8 \cdot 10^{-4}$	$6,7 \cdot 10^{-2}$
3	Zemědělské stavby a podobné	15 - 30	CC1 Malé důsledky	IL 1 Základní kontrola Samokontrola	$4,8 \cdot 10^{-4}$	$6,7 \cdot 10^{-2}$
4	Konstrukce budov a jiné běžné konstrukce	50	CC2 Střední důsledky	IL 2 Bežná kontrola Kontrola podle organizace	$7,20 \cdot 10^{-5}$ $7,28 \cdot 10^{-5}$	$6,7 \cdot 10^{-2}$
5	Mon. Pozemní konstrukce, mosty a inženýrské konstrukce	100	CC3 Velké důsledky	IL 3 rozšířená kontrola Kontrola nezávislou osobou	$8,4 \cdot 10^{-6}$	$6,7 \cdot 10^{-2}$

Tab. 4. Charakteristiky pro diferenciaci návrhových pravděpodobností P_{fd} .

4.5. Pravděpodobnostní analýza - výpočet pravděpodobnosti poruchy P_f .

Výpočet pravděpodobnosti poruchy P_f charakterizuje výraz

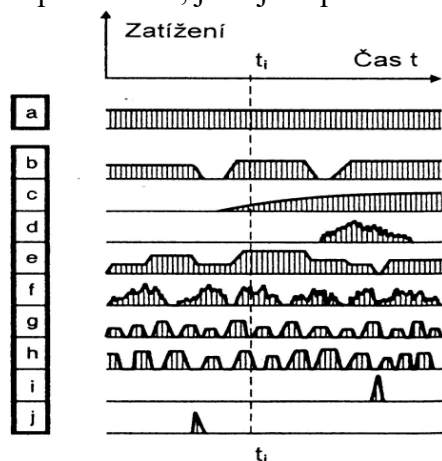
$$P_f = P(G < 0) = 1 - P(G > 0) = 1 - P_s = \int_{g(\mathbf{X}) < 0} \varphi_{\mathbf{X}}(\mathbf{x}) d\mathbf{x} \leq P_{fd} \quad (3.12)$$

ve kterém obor integrace, je definovaný podmínkou pro nebezpečnou oblast rezervy spolehlivosti $G = g(\mathbf{X}) < 0$ (kde $g(\mathbf{X})$ je funkce mezního stavu, označená též jako referenční funkce pro případ vícero základních veličin charakterizovaných vektorem \mathbf{X}) a $\varphi_{\mathbf{X}}(\mathbf{x})$ charakterizuje n – rozměrnou funkci hustoty pravděpodobnosti rozdělení vektoru \mathbf{X} .

Pro výpočet pravděpodobnosti poruchy se použijí přibližné analytické metody (FORM, SORM a metoda momentů) a simulační metody typu Monte-Carlo. [2], [12], [16]

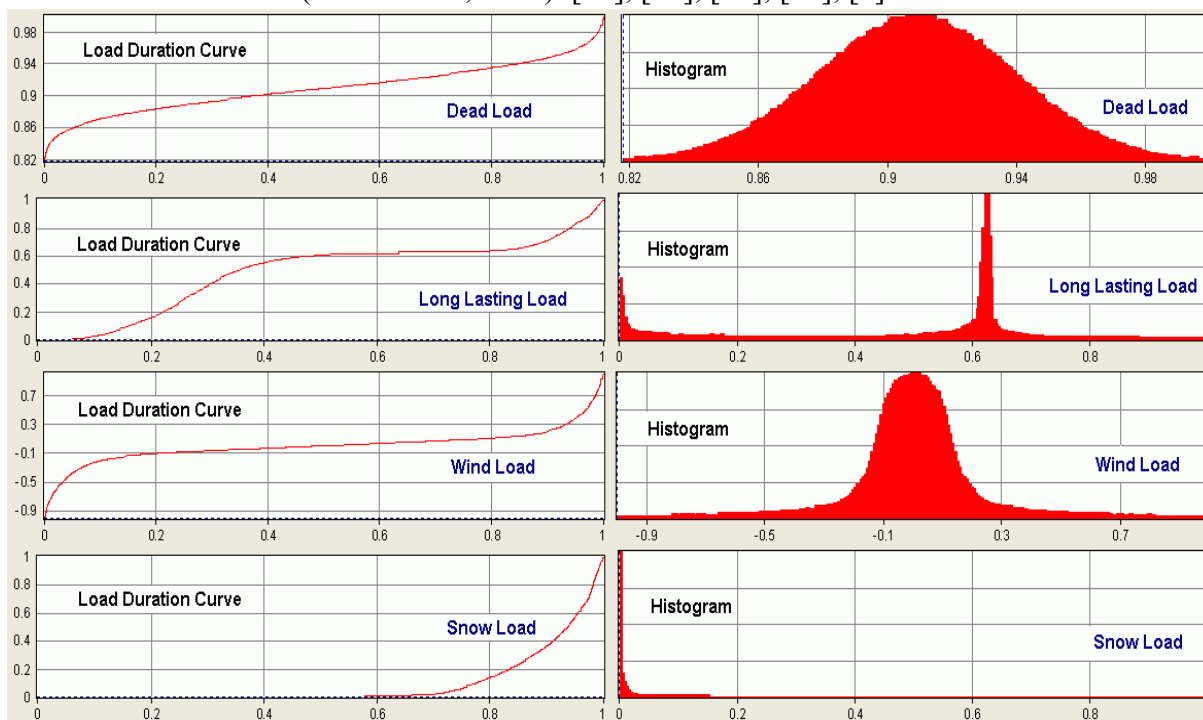
4.6.Zatížení

Zatížení je jednou z nejdůležitějších nahodile proměnných veličin výrazně ovlivňující posudek spolehlivosti všech stavebních konstrukcí, tedy i ocelových konstrukcí. Jako nahodile proměnná je zatížení obecně reprezentováno funkcí hustoty pravděpodobnosti či příslušnou distribuční funkcí. Křivky hustoty pravděpodobnosti některých vybraných zařízení (zatížení sněhem, zatížení užitečné) neodpovídají žádnému známému parametrickému rozdělení hustoty pravděpodobnosti, jako je např. normální či lognormální rozdělení.



Obr. 4.6.1. Křivky trvání zatížení a odpovídající histogramy (a-zatížení stálé, b-zatížení nahodilé dlouhodobé-stroje, c-zatížení nahodilé dlouhodobé-nepravidelné užitečné, d-krátkodobé klimatické zatížení sněhem e-krátkodobé užitečné –osoby f- krátkodobé klimatické zatížení větrem g-krátkodobé zatížení vozidly h-krátkodobé zatížení-jeřáby i-mimořádnézatížení-zemětřesení j-mimořádnmé zatížení-výbuch (marek et at. 1998)

Křivky trvání zatížení a odpovídajících useknutých histogramů, viz (Marek et al., 1996, 1998 a 2003). Křivky trvání zatížení mohou být odvozeny na základě měření historie příslušného zatížení nebo také inženýrským odhadem. Příklady křivek trvání zatížení (zatížení stálé, zatížení nahodilé dlouhodobé, zatížení větrem, zatížení sněhem) jsou znázorněny na obrázku 4.6.1 . a 4.6.2 (Marek et al., 2003). [18], [14], [15], [12], [3]



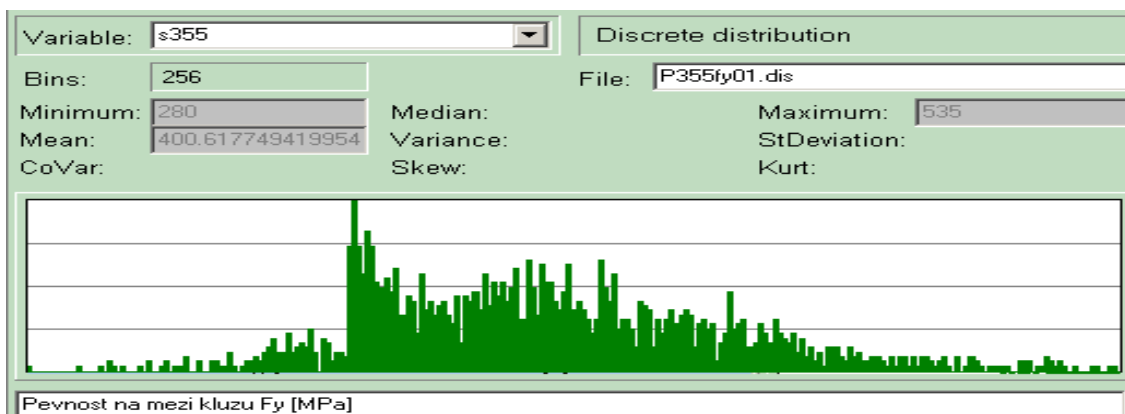
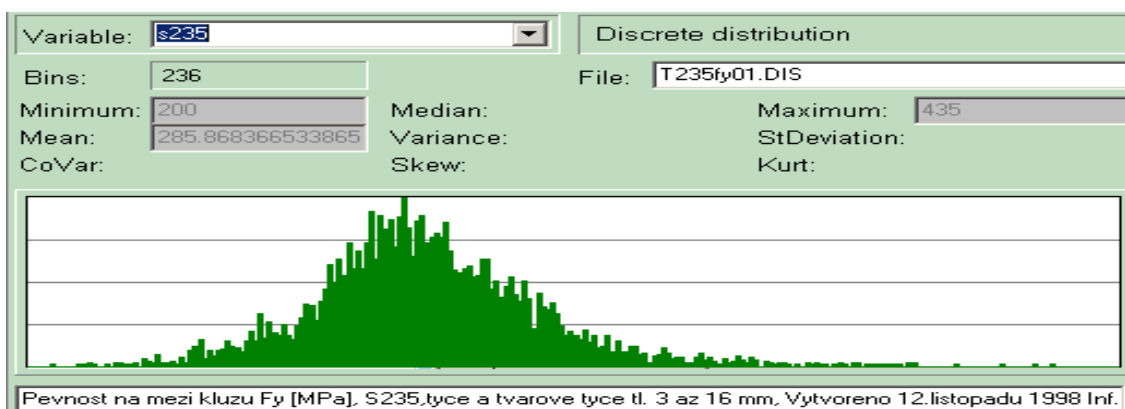
Obr. 4.6.2. Křivky trvání zatížení a odpovídající histogramy (zatížení stálé, zatížení nahodilé dlouhodobé, zatížení větrem, zatížení sněhem)

4.7. Mez kluzu oceli

Mez kluzu oceli f_y je další nahodile proměnnou veličinou, která významně ovlivňuje především posudek únosnosti jednotlivých prvků ocelové konstrukce (Mrázík, 1977). Pro pravděpodobnostní posudek metodou SBRA lze využít výsledky dlouholetého výzkumu a měření meze kluzu ocelí, který byl prováděn pod vedením L. Rozlívky a M. Fajkuse (Rozlívka et al., 2003) a (Rozlívka a Fajkus, 2003). Statické podklady získané z atestů válcovaných výrobků z oceli S235, S275 a S355 z českých hutních podniků jsou uvedeny v tabulce 5. V tabulce 5. jsou vypočteny doporučené základní charakteristiky navrhovaných histogramů hodnot meze kluzu f_y pro jednotlivé pevnostní třídy konstrukčních ocelí S235 a S355 a histogramy znázorněny na obrázku 4.7.1. [2], [4], [6], [18]

Tab.5. Návrhové histogramy meze kluzu v MPa (Rozlívka et. al., 2003)

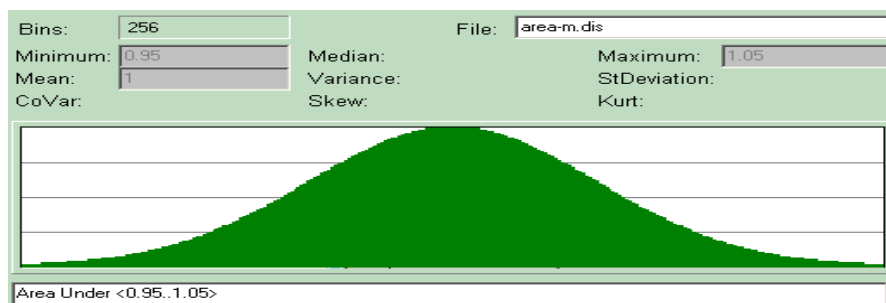
Třída	Sortiment	Průměr	SModech	$F_{y,k}$	Min	Max
S235	profily (IPE, UPE)	292	15,9	266	244,3	339,7
	plochá ocel, hrubé profily		22,2	256	225,4	358,6
	plech		29,2	244	204,4	379,6
S355	profily (IPE, UPE)	398	23,9	359	326,3	469,7
	plochá ocel, hrubé profily		28,7	351	311,9	484,1
	plech		33,8	343	296,6	499,4



Obr. 4.7.1 Návrhové histogramy meze kluzu oceli S 235 a S 355 pro profily

4.7. Průřezové charakteristiky

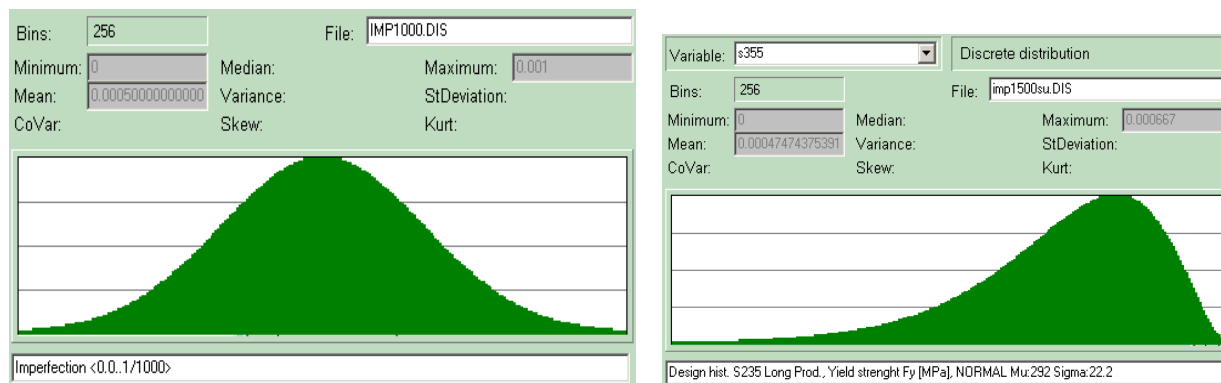
Průřezové charakteristiky (především plocha průřezu $A_{(i)}$ průřezový modul W_{ci} a moment setrvačnosti $I_{(i)}$) jsou dalším představitelem nahodile proměnných veličin vstupujících do posudku spolehlivosti ocelových konstrukcí. Pokud nejsou k dispozici konkrétní reálná data vztahující se k navrhované konstrukci, lze pro běžné typy ocelových konstrukcí využít výsledků a doporučení zpracovaných L. Rozlívkou, viz další text a (Rozlívka et al. 1999 a 2003). (Rozlívka a Fajkus, 2002 a 2003). Skutečné rozměry válcovaných hutních výrobků se při kontrole geometrie měří pouze výjimečně a podklady pro statistické hodnocení důsledků rozměrových úchylek $x(i)$ na spolehlivost nosných prvků jsou obtížně dostupné. Proto jsou velmi důležitá měření skutečných rozměrů válcovaných profilů, získaná při jejich běžné hutní výrobě. Z těchto výsledků lze stanovit soubory relativních rozměrů $\alpha x = x_{real} / x_{nom}$ a následně relativní hodnoty průřezových charakteristik. Jsou to soubory relativní průřezové plochy $\alpha A = A_{real} / A_{nom}$, průřezového modulu $\alpha I = I_{real} / I_{nom}$. [2], [4], [7]



Obr. 4.7.1 Možné tvary histogramů pro imperfekce

4.8. Imperfekce

Vhodné zavedení imperfekcí jako nahodile proměnných veličin do globální analýzy konstrukce je jednou ze základních podmínek umožňujících řádné provedení stabilitního posudku konstrukcí při aplikaci tzv. „**pevnostní koncepce vzpěru**“, kdy je řešena imperfektní soustava podle teorie II. řádu. Metoda SBRA umožňuje velmi efektivně aplikovat **metodu ekvivalentních geometrických imperfekt** (Eurokód 3), které zjednodušeně pokrývají účinky všech imperfekt, včetně zbytkových napětí a geometrických imperfekt, jako jsou odchylky $A_{(i)}$ OP (svislost, přímost, rodinnost,...) vzniklých v konstrukci. [20], [21], [13]



Obr. 4.8.1 Možné tvary histogramů pro imperfekce

imperfekce

5. Posudek spolehlivosti prutových ocelových konstrukcí

dle ČSN EN 1993

V následující kapitole jsou uvedeny hlavní principy tradičního posudku spolehlivosti ocelových prutových konstrukcí v souladu se soustavou platných evropských norem (Eurokód, 2006), (Eurokód 3). Kapitola není zaměřena na podrobný popis celého procesu posudku spolehlivosti ocelových konstrukcí podle evropských norem (Rotter et al., 2006).

Připomenuty a vyzdviženy jsou pouze některé vybrané celky, které se svým zaměřením významně dotýkají především oblasti posudku únosnosti ocelových konstrukcí. Pro možnost vzájemného srovnání jsou popsány také oblasti normativního posudku, u kterých je v rámci pravděpodobnosti analýzy konstrukce metodou SBRA aplikován odlišný přístup.

Konkrétně je tedy pozornost zaměřena na problematiku související se zatížením konstrukcí a jeho kombinováním, dále na problematiku vyjádření meze kluzu oceli, na oblast klasifikace průřezů z hlediska vhodné volby analýzy konstrukce, na problematiku imperfekcí ocelových konstrukcí, dále jsou vysvětleny postupy vedoucí k zařazení konstrukce z hlediska „citlivosti“ na účinky teorie II. řádu a také jsou stručně zhodnoceny jednotlivé možnosti posudku únosnosti tlacených a ohýbaných prvků konstrukce podle normy (Eurokód 3, 2006). [7],[14], [15]

5.1. Zatížení a vnitřní síly

Stanovení vnitřních sil se odvozuje z charakteristických hodnot zatížení vynásobením součinitelem spolehlivosti zatížení (provozní návrhové zatížení se součiniteli $\gamma_F = 1$). Únosnost průřezu se stanoví z charakteristických hodnot materiálů vydělením příslušným součinitelem spolehlivosti materiálů. [34], [28], [13]

Druhy zatížení:

- extrémní návrhové zatížení** – zatížení při prokazování mezního stavu únosnosti s výjimkou únavy
- provozní návrhové zatížení** – zatížení při mezním stavu použitelnosti a únavy
- častá kombinace zatížení** – provozní návrhové stálé a pohyblivé, redukované

Návrhová hodnota zatížení $F_{d(i)}$ se vypočítá z charakteristických hodnot zatížení $F_{k(i)}$ vynásobením dílčím součinitelem spolehlivosti zatížení γ_f (rozlišovaná extrémní a provozní návrhová zatížení se liší velikostí součinitelů γ_f).

$$F_{d(i)} = \gamma_{f(i)} F_{k(i)}, \quad i = 1 \dots 4 \dots n \quad (3.13)$$

Charakteristické hodnoty zatížení F_k jsou hodnoty zatížení podle ČSN ENV 1991-3 a ENV 1991-2-6.

5.2. Součinitele kombinace:

V návrhových situacích se zavádějí kombinace zatížení podle základní a mimořádné kombinace zatížení pomocí součinitelů ψ_c , příp. pomocí součinitelů ψ_i z ENV 1991-3.

5.3 Materiály

Vlastnosti materiálů jsou uváděny jako jmenovité a při navrhování se považují za charakteristické hodnoty.

5.3.1. Ocel, mez kluzu

Jmenovité charakteristické (normové) hodnoty meze kluzu f_y a meze pevnosti f_u jsou uvedeny v Tab. 6. Materiál musí mít dostatečnou lomovou houževnatost a volí se přednostně v jakostech a tloušťkách tak, aby nebylo nutné při svařování materiál přehřívat. [34], [37], [29]

Norma	Třída oceli ¹⁾	Tloušťka t [mm]			
		$t \leq 40$		$40 < t \leq 100$	
		f_y [MPa]	f_u [MPa]	f_y [MPa]	f_u [MPa]
ČSN EN 10025+A1	S235	235	360	215	340
	S275	275	430	255	410
	S355	355	510	335	490
ČSN EN 10113	S275 N/NL	275	390	255	370
	S355 N/NL	355	490	335	470
	S420 N/NL	420	540	390	520
	S460 N/NL	460	570	430	550
	S275 M/ML	275	380	255 ²⁾	360 ²⁾
	S355M/ML	355	470	335 ²⁾	450 ²⁾
	S420 M/ML	420	520	390 ²⁾	500 ²⁾
	S460 M/ML	460	550	430 ²⁾	530 ²⁾
ČSN EN 10137	S460 Q/QL/QL1	460	570	440	550
ČSN EN 10155	S235 W	235	360	215	340
	S355 W	355	510	335	490

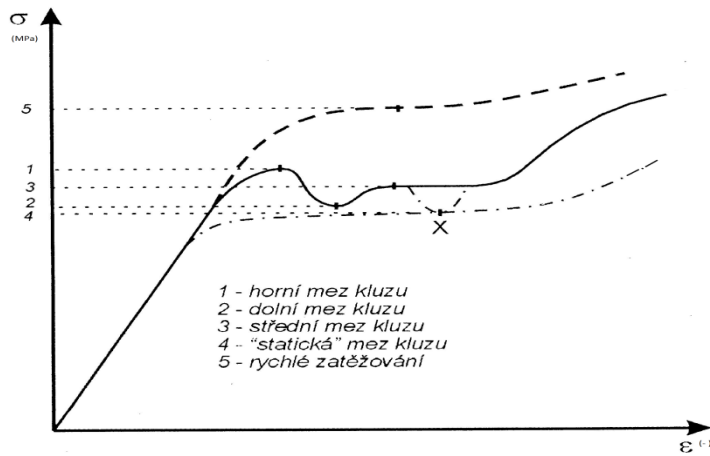
¹⁾ Podle ČSN ECISS IC 10 značí:
N normalizačně žíhaná nebo normalizačně válcovaná ocel;
M termomechanicky válcovaná ocel;
L ocel pro nízké teploty;
Q zušlechtěná ocel;
W ocel odolná atmosférické korozi.

²⁾ Pro plechy a širokou ocel: pouze $40 < t \leq 63$ [mm].

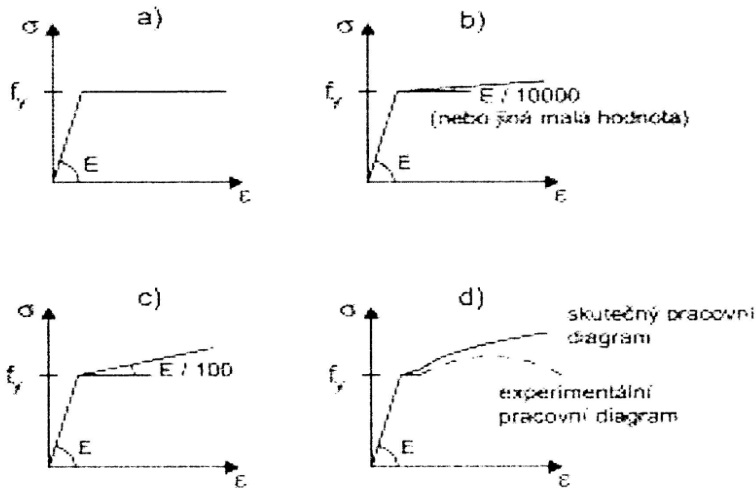
Tab. 6. Jmenovité normové hodnoty meze kluzu f_y a pevnosti v tahu f_u pro zatepla válcované konstrukční oceli

Základní fyzikální hodnoty oceli (pro válcovanou, litou a kovanou ocel):

Modul pružnosti v tahu i tlaku	$E = 210 \cdot 10^3$ MPa
ve smyku	$G = 81 \cdot 10^3$ MPa
součinitel příčné deformace	$\nu = 0,3$
součinitel délkové roztažnosti teplem	$\alpha = 12 \cdot 10^{-6}$ (°C) ⁻¹
objemová hustota	$\zeta = 7850$ kg m ⁻³



Pracovní diagram oceli s naznačením různě definovaných mezí kluzu [26]



Obr. 5.3.1. a,b Modelové základní chování oceli, pracovní diagram pro ocel[37], [40], [26]

5.3.2. Betonářská výztuž

Pro nosnou výztuž spřažených železobetonových desek se doporučuje používání betonářské výztuže s charakteristickou mezí kluzu f_{sk} dle základní tabulky. Modul pružnosti pro všechny druhy betonářských ocelí pro použití u železobetonových spřažených konstrukcí, u oceli se uvažuje $E_s = 200 \cdot 10^3$ MPa.

ocel	B420b	B500a	B500b	B550a	B550b
f_{sk}	420	500	30	500	550

Tab. 7. Používané druhy základní betonářské měkké výztuže(MPa)

5.3.3. Trny

Používané a vyráběné trny z oceli řady 11 ... , a 11 343 s mezí pevnosti při technologii vaření $f_u = 310$ MPa. V případě použití trnů z kvalitnější výrobní oceli je možné pro výpočet únosnosti spřahujícího trnu brát skutečně danou hodnotu f_u , nejvýše však $f_u = 500$ MPa. [20]

5.3.4. Šroubové spoje

Pro třecí šroubové spoje se používají šrouby základního tvaru A podle ČSN 02 1101 základních mechanických vlastností a to 4.6, 4.8, 5.6, 5.8, 6.8, 8.8, 20.3 podle ČSN 02 1005. [26], [21]

6.Návrhová pevnost materiálu

Návrhová pevnost materiálů a návrhová únosnost trnů (po spřahovací trny pro konstrukce) materiálu se určí z charakteristických hodnot použitých materiálů vydělením (snížením) příslušným součinitelem spolehlivosti pro daný materiál ze vztahů: [34], [28], 20]

pro beton působící v tlaku $f_{cd} = 0,85 f_{ck} / \gamma_c$

pro válcovanou ocel $f_{yd} = f_y / \gamma_\alpha$

pro betononářskou výztuž $f_{sd} = f_{sk} / \gamma_s$

pro spřahující trny $P_{ed} = fu / \gamma_v$

Součinitele spolehlivosti materiálu (obecně γ_{Mj}) se dle ČSN uvažují:

v mezním stavu únosnosti takto:

pro beton - ohyb	$\gamma_c = 1,50$
pro beton - smyk	$\gamma_c = 1,30$
pro ocelové konstrukce	$\gamma_\alpha = 1,0$
pro betonářskou výztuž	$\gamma_s = 1,15$
pro spřahující trny	$\gamma_v = 1,25$

(pro posouzení únavy se použijí zvláštní zavedené postupy podle příslušného speciálních norem). Pro mezní stav použitelnosti (MSP) se uvažují veškeré součinitele materiálů hodnotou 1,0.

6.1.Beton-základní dělení

Třída betonu	C20/25	C25/30	C30/37	C35/45	C40/50	C45/55	C50/60
f_{ck}	20	25	30	35	40	45	50
f_{ctm}	2,2	2,6	2,9	3,2	3,5	3,8	4,1
$F_{ct0,05}$	1,5	1,8	2,0	2,2	2,5	2,7	2,9
$F_{ctk0,95}$	2,9	3,3	3,8	4,2	4,6	4,9	5,3
$E_{cm}^{1)}$	29	30,5	32	33,5	35	36	37

¹⁾V dřívějších publikacích se pro mosty při použití hutného kameniva doporučovaly hodnoty o něco vyšší. Hodnoty v Tab. 1.4 pak odpovídají vztahu $E_{cm} = 6,5 (f_{ck} + 8)^{1,3}$ [40]

Tab. 8. Základní pevnostní třídy betonu, po28denní charakteristické pevnosti betonu v tlaku f_{ck} (válcové/krychelné), střední pevnosti betonu v tahu f_{ctm} a charakteristické pevnosti betonu v tahu f_{ctk} [v N/mm^2], střední hodnoty sečnového modulu pružnosti E_{cm} [kN/mm^2] při uvažování napětí $\sigma_c = 0$ a $\sigma_c = 0,4 f_{ck}$.

Další fyzikální hodnoty betonu lze převzít např. z ENV 1992-1-1:

součinitel příčné deformace

$$\nu = 0,2$$

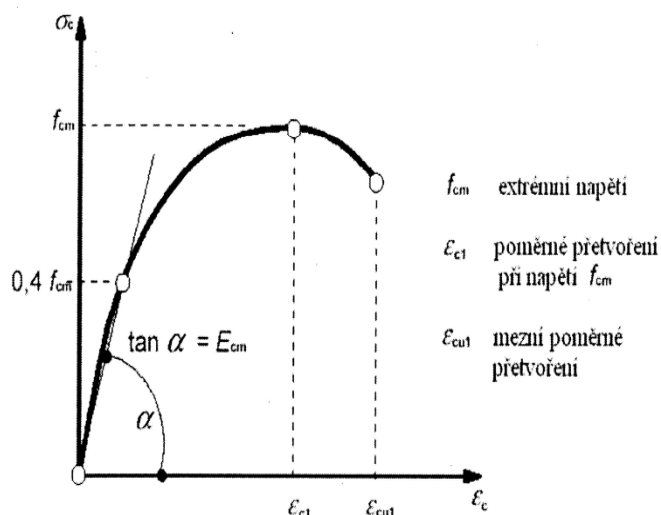
součinitel délkové roztažnosti teplem

$$\alpha = 10 \cdot 10^{-6} (^\circ C)^{-1}$$

objemová hustota železobetonu reologické změny – smršťování a dotvarování

$$\zeta = 2400-2600 \text{ kg m}^{-3} \text{ (zpravidla)}$$

Pracovní diagram betonu při jednoosém tlaku má zpravidla tvar podle Obr. 6.1.



Obr. 6.1. Pracovní diagram betonu pro jednoosý tlak. [39]

Při praktickém dimenzování se však zpravidla používá idealizovaný pracovní diagram .

7.Klasifikace průřezů (1 až 4)

Průřezy prvků ocelových konstrukcí se na základě poměru šířky a tloušťky tlačných částí klasifikují tradičně do 4 tříd průřezů.

Tato klasifikace je důležitá především pro volbu metody globální analýzy konstrukce (pružnostní či plasticitní globální analýza) a dále pro stanovení únosnosti posuzovaných průřezů (plná plastická únosnost, elastická únosnost, únosnost průřezu snižená v důsledku lokálního boulení). [36], [29], [39]

Průřezy třídy „1“ umožňují vytvořit plastické klouby, plasticitní globální analýze konstrukce, bez redukce jejich únosnosti.

U průřezu třídy „2“ lze využít jejich plnou plastickou únosnost, lokálního boulení, nosnost je omezena a nelze tak počítat se vznikem plastických kloubů při globální analýze konstrukce a výpočet lze provádět pružnostně.

U průřezu třídy „3“ za předpokladu pružnostního pojetí může napětí v krajních vláknech ocelového prutu dosáhnout meze kluzu, ale v důsledku lokálního boulení není možné dosáhnout plastický moment únosnosti.

U průřezu třídy „4“ v důsledku lokálního boulení není možné dosáhnout mez kluzu v částech průřezu.

Vnitřní tlačené části

Třída průřezu	Ohýbaná část	Tlačená část	Tlačená a ohýbaná část			
Rozdělení napětí v částech (tlak má znaménko +)						
1	$c/t \leq 72\varepsilon$	$c/t \leq 33\varepsilon$	$\alpha > 0,5 : c/t \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1}$ $\alpha \leq 0,5 : c/t \leq \frac{36\varepsilon}{\alpha}$			
2	$c/t \leq 83\varepsilon$	$c/t \leq 38\varepsilon$	$\alpha > 0,5 : c/t \leq \frac{456\varepsilon}{13\alpha - 1}$ $\alpha \leq 0,5 : c/t \leq \frac{41,5\varepsilon}{\alpha}$			
Rozdělení napětí v částech (tlak má znaménko +)						
3	$c/t \leq 124\varepsilon$	$c/t \leq 42\varepsilon$	$\psi > -1 : c/t \leq \frac{42\varepsilon}{0,67 + 0,33\psi}$ $\psi \leq -1^{*}) : c/t \leq 62\varepsilon(1 - \psi) \sqrt{(-\psi)}$			
$\varepsilon = \sqrt{235 / f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ε	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

* $\psi \leq -1$ platí pro napětí v tlaku $\sigma \leq f_y$, nebo pro poměrné přetvoření $\varepsilon_y > f_y / E$

Obr.7.1. tabulka pro zatřídění profilu do třídy 1,2,3,4–nejmenší poměry šířky a tloušťky tlačných částí [37]

7.1. Únosnost průřezů – všeobecně

Návrhová hodnota veškerých, max. účinků zatížení v daných částech průřezu nesmí překročit odpovídající návrhovou únosnost.

Návrhové hodnoty únosnosti se určují v závislosti na klasifikaci průřezu (1 a 2, 3, 4). Pokud má průřez široké pásnice ($b_0 > L_e/50$, kde b_0 je přechýlující část pásnice nebo polovina šířky vnitřní části a L_e je délka mezi body s nulovým momentem), pružná účinná šířka s pro účinek smykového ochabnutí podle ČSN EN 1993-1-5. Podle stejné normy se posuzují průřezy třídy 4, jejichž části lokálně boulí.

Pružné posouzení lze provést pro všechny třídy průřezu (1-2,3), včetně třídy 4 (řešíme s účinným průřezem). Jedná se o konzervativní pojetí. Takové posouzení vychází obecně z Misesovy podmínky plasticity ve tvaru: [36], [29]

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y/\gamma_{M0}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y/\gamma_{M0}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y/\gamma_{M0}}\right)\left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y/\gamma_{M0}}\right) + 3\left(\frac{\tau_{Ed}}{f_y/\gamma_{M0}}\right)^2 \leq 1 \quad (3.14)$$

kde

$\sigma_{x,Ed}$ je navrhovaná hodnota podélného normálového napětí v uvažovaném bodu;

$\sigma_{z,Ed}$ je návrhová hodnota příčného normálového napětí v uvažovaném bodu;

τ_{Ed} je návrhová hodnota smykového napětí v uvažovaném bodu.

Pro všechny třídy průřezu je možné použít konzervativní lineární sumaci složek využití průřezu pro všechny složky namáhání. Pro průřezy třídy 1, 2 nebo 3, namáhané např. kombinací N_{Ed} , $M_{y,Ed}$ a $M_{z,Ed}$, lze v tomto případě použít vztah: [29], [20]

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \leq 1 \quad \sigma_{x,ED} \leq \frac{f_y}{\gamma_{mo}} \quad (3.14.1)$$

kde N_{Rd} , $M_{y,Rd}$ a $M_{z,Rd}$ jsou návrhové hodnoty únosnosti, určené v závislosti na klasifikaci průřezu, včetně jejich redukce v důsledku účinků smyku.

Vztahy (3.14) a (3.14.1) je nutné aplikovat pro průřezy 3 a 4 (u průřezů třídy 4 s účinnými charakteristikami).

V průřezu třídy 4 namáhaných N_{ED} , $M_{y,ED}$, $M_{z,ED}$ se určí výsledné pružné normálové napětí ze součtu všech napětí v účinném průřezu, který vyhovuje: [29], [20]

$$\sigma_{x,ED} \leq \frac{f_y}{\gamma_{mo}} \quad (3.14.2)$$

Respektive při osově tlakové síle

$$\frac{N_{ED}}{A_{eff}} + \frac{M_{y,ED} + N_{ED} \cdot e_{NY}}{W_{effy_{min.}} \cdot f_y/\gamma_{mo}} + \frac{M_{z,ED} + N_{ED} \cdot e_{NZ}}{W_{effz_{min.}} \cdot f_y/\gamma_{mo}} \leq 1 \quad (3.14.3)$$

kde

A_{eff} je účinná plocha rovnoměrně tlačенého průřezu

$W_{eff.min}$ účinný modul průřezu

e_N posun příslušné těžištní osy rovnoměrně tlačенého průřezu

7.1.1. Volba druhu analýzy konstrukce z hlediska stability

(platí pro kapitoly 7.1, 7.2 a kap. 7.3)

Výstižné zohlednění vlivu stabilních účinků při globální analýze rámových konstrukcí je jednou z nejdůležitějších částí posudku spolehlivosti. Vhodná volba analýzy konstrukce závisí

podle (Eurokód 3, 2006) na „citlivosti“ posuzovaného rámu k účinkům teorie druhého řádu.

analýzy **prvního řádu** s použitím počáteční geometrie konstrukce,

analýzy **druhého řádu** s uvážením vlivu deformace konstrukce.

Analýzu prvního řádu lze použít pro konstrukci, jestliže je možné zanedbat zvýšení příslušných vnitřních sil nebo jiné změny v chování konstrukce, které vznikají v důsledku deformací. [29]

$$\alpha_{cr} = \frac{F_{cr}}{F_{Ed}} \geq 10 \text{ pro pružnostní analýzu,} \quad (3.15.1 \text{ a})$$

$$\alpha_{cr} = \frac{F_{cr}}{F_{Ed}} \geq 15 \text{ pro plasticitní analýzu,} \quad (3.15.1 \text{ b})$$

kde F_{Ed} a F_{cr} jsou návrhové a kritické zatížení konstrukce.

Druhy analýz obecně popíšeme v tabulce obr. 7. 2., z hlediska účinků přetvořené geometrie konstrukce lze postupovat lineárně nebo geometricky nelineárně.

Druh analýzy	Ohybová teorie	Chování materiálu	Geometrie konstrukce
Lineární pružnostní analýza (LA) Lineární bifurkační analýza (LBA)	lineární	lineární	ideální
Geometricky nelineární pružnostní analýza (GNA)	nelineární	lineární	ideální
Materiálově nelineární analýza (MNA)	lineární	nelineární	ideální
Geometricky a materiálově nelineární analýza (GMNA)	nelineární	nelineární	ideální
Geometricky nelineární pružnostní analýza s imperfekcemi (GNIA)	nelineární	lineární	imperfektní
Geometricky a materiálově nelineární analýza s imperfekcemi (GMNIA)	nelineární	nelineární	imperfektní

Obr. 7.2. Druhy analýz dle ČSN EN 1993 – 1–7

α_{CR} ... součinitel, který vyjadřuje zvýšení návrhového zatížení pro dosažení ztráty stability v pružném stavu, který získáme SW na LBA

F_{ED} ... návrhové zatížení konstrukce

F_{CR} ... kritické zatížení pro celkové vybočení (pro počáteční tuhost, pružný stav)

Součinitel α_{CR} je roven 10, jedná se o smluvní hodnotu, která zajistí 10 násobnou bezpečnost konstrukce (prutu) proti ztrátě stability v ideální konstrukci.

Součinitel α_{CR} je roven 15 se uvažuje pro plastickou analýzu v důsledku nelineárních vlastností materiálu v mezním stavu únosnosti v důsledku tvorby plastických kloubů nebo jestliže se projeví, velké nelineární deformace následující přibližný vztah pro nosníky v osovém tlaku. [29]

$$\alpha_{CR} = \left(\frac{H_{ED}}{V_{ED}} \right) \cdot \left(\frac{h}{\delta_{H,ED}} \right) \quad (3.15.1.c)$$

Základním bodem teorie ekvivalentních prutů je správné určení vlivu normálních imperfekcí v návaznosti na určení vzpěrných délek, což je jedna ze zásadních podmínek analýzy konstrukce. Vzpěrné délky se určí podle tvaru globálního vybočení konstrukce se započtením vlivu tuhosti sloupů a tuhosti všech spojů, dále podle nacházejících se plastických kloubů a s rozdělením tlakových sil do návrhových zatížení v dané konstrukci. Pro odhad použijeme analýzu vlastních tvarů dané konstrukce například, FINE – 3D, DLUBAL.

Dle ČSN EN 1993, 1994 lze použít pro vzpěr v rovině rámu α_{CR} pomocí metody rámových výseků:

$$L_{CR} = L \cdot \beta \quad (3.15.1.d)$$

L délka sloupů

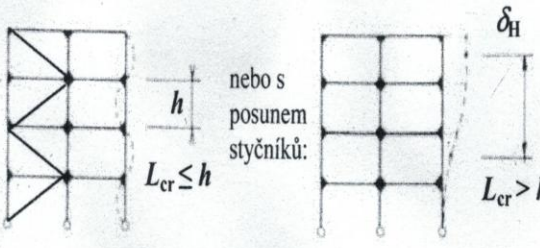
β ... součinitel vlivu vzpěru dle uložení prutu v konstrukci

Stabilita prutové konstrukce, která splňuje podmínky (3.15.1 a) a (3.15.1 b) , lze označit jako řešení dle teorie I. řádu. Je nutné ověřit stabilitu v daných konstrukcích, které jsou řešeny podle teorie II. řádu se zavedením imperfekce. Při zavedení pružnostního řešení můžeme postupovat třemi zásadními způsoby:

- 1) GNIA – účinky II. řádu jsou zahrnuty ve výsledcích vnitřních sil (náročné na SW)
- 2) Geometricky nelineární řešení konstrukce řešíme obvykle v náklonu konstrukce zvyšujeme vodorovná zatížení součinitelem

$$\frac{1}{1 - \frac{1}{L_{CR}}} \cong 1 \quad \alpha_{CR} \geq 3 \text{ (lineární bifunkční analýza)} \quad (3.15.1.e)$$

- 3) Řešení soustavy dle teorie I. řádu bez vlivu imperfekcí, vzpěr určíme dle globální analýzy vybočení (doporučuje se zvětšit momenty od vodorovných posouvajících sil o 15% až 20%)

Konstrukce řešené podle teorie 1. řádu	Konstrukce řešené podle teorie 2. řádu
$\alpha_{cr} = \frac{F_{cr}}{F_{Ed}} \geq 10$ <p>→ prvky, pro něž platí: $N_{cr}/(\gamma_M N_{Ed}) \geq 25$ lze posoudit na prostý tlak. Posouzení na systémové vzpěrné délky je konzervativní.</p>	$\alpha_{cr} = \frac{F_{cr}}{F_{Ed}} < 10$  <p>nebo s posunem styčnicků: $L_{cr} \leq h$ $L_{cr} > h$</p>

Obr. 7.3. Stabilitní řešení konstrukcí zhodnocení (shrnutí)

7.2. Posudek únosnosti tlačných a ohýbaných prvků

Únosnost tlačných a ohýbaných prvků konstrukcí závisí především na druhu použité globální analýzy konstrukce. Není-li vliv lokálních imperfekcí prvků přímo zohledněn v globální analýze konstrukce, pak jsou integrační podmínky pro posudek mezního stavu únosnosti prvku vystaveného kombinaci ohybových momentů $M_{y,Ed}$ a $M_{z,Ed}$ a tlakové normálové N_{Ed} síly definovány jako: [22], [24], [29]

toto můžeme použít za předpokladu, že se nepředpokládá distorzní deformace prvku dle:

- Pruty, které nejsou náchylné na deformování od kroucení (ϕ , TR, TO, TC, duté ϕ ...)
- Pruty, které jsou náchylné na deformaci od krutu, kroucení (ϕ , otevřený...)

Vztahy jsou založené na předpokladu výpočtového modelu a to nosník prostě podepřený o jednom poli, který je nebo není příčně podepřen a na ,který působí tlakové síly, koncovými momenty, nebo příčným zatížením. [22], [24], [29]

$$\frac{N_{Ed}}{\frac{X_y N_{Rd}}{\gamma_{M1}}} + k_{yy} \frac{M_{y,Ed}}{X_{LT} \frac{M_{y,Rd}}{\gamma_{M1}}} + k_{yz} \frac{M_{z,Ed}}{\gamma_{M1}} \leq 1 \quad (\text{pro vzpěr v rovině } y - y) \quad (3.16.1 \text{ a})$$

$$\frac{N_{Ed}}{\frac{X_z N_{Rd}}{\gamma_{M1}}} + k_{zy} \frac{M_{y,Ed}}{X_{LT} \frac{M_{y,Rd}}{\gamma_{M1}}} + k_{yz} \frac{M_{z,Ed}}{\gamma_{M1}} \leq 1 \quad (\text{pro vzpěr v rovině } z - z) \quad (3.16.1 \text{ b})$$

Kde χ_y a χ_z jsou součinitele vzpěrnosti, χ_{LT} je součinitel klopení a k_{yy} , k_{yz} , k_{zy} , k_{zz} jsou činitele interakce zohledňující štíhlost prvku, intenzitu osového zatížení a průběhu ohybových momentů po délce prvku. [22], [24], [29]

N_{Ed} , $M_{y,Ed}$, $M_{z,Ed}$... návrhové hodnoty tvarových a ohybových sil v osách y-y, z-z na prutu působících [N],[Nm]

N_{Rd} , $M_{y,Rd}$, $M_{z,Rd}$... návrhové únosnosti pro momenty a tvarové únosnosti v osách y-y, z-z na daném prutu [N],[Nm]

$\Delta M_{y,Ed}$, $\Delta M_{z,Ed}$... momenty v důsledku posunu těžištní osy dle tab. 7.4 [Nm], (podle ČSN EN 1993-1)

χ_y a χ_z ... součinitel vzpěrnosti pro rovinný vzpěr [-]

χ_{LT} ... součinitel klopení [-]

k_{yy} , k_{yz} , k_{zy} , k_{zz} ... součinitel interakce dle přílohy v ČSN EN 1993-1

Třída průřezu	1	2	3	4
A_i	A	A	A	A_{eff}
W_y	$W_{pl,y}$	$W_{pl,y}$	$W_{el,y}$	$W_{eff,y}$
W_z	$W_{pl,z}$	$W_{pl,z}$	$W_{el,z}$	$W_{eff,z}$
$\Delta M_{y,Ed}$	0	0	0	$e_{N,y} N_{Ed}$
$\Delta M_{z,Ed}$	0	0	0	$e_{N,z} N_{Ed}$

Poznámka: Pro pruty necitlivé na distorzní deformace se uvažuje $\chi_{LT} = 1,0$.

Tab. 9 Tabulka pro určení hodnot $\Delta M_{y,Ed}$, $\Delta M_{z,Ed}$ a pro dopočet hodnot $N_{(i),RK} = A_{(i)} \cdot f_y$, $M_{(i),RK} = W_{(i)} \cdot f_y$

Pro aplikaci do metody SBRA se dá vhodně uvažovat při geometrických nelineárních řešení konstrukcí (rámových konstrukcí), které mají po délce zabezpečení proti vybočení z roviny konstrukce, je náročné definovat výsledný tvar pro imperfekce konstrukce. Konstrukci budeme řešit jako kombinaci s přímým a nepřímým postupem pomocí součinitelů vzpěrnosti a klopení. [24], [29]

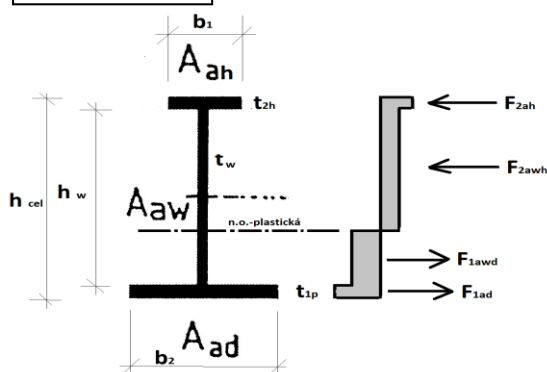
Po uvažování všech imperfekcí a všech součinitelů v konstrukci se posouzení provede dle vztahu:

$$\frac{\frac{N_{ED}}{\chi_E N_{RK}}}{\gamma_{M1}} + \frac{\frac{M_{ED}}{\chi_{LT} M_{RK}}}{\gamma_{M1}} \leq 1 \quad (3.16.1c)$$

7.3. Posudek ohýbaných prvků SLIM-BEAM (jedno ose - symetrických)

Únosnost ohýbaných prvků konstrukcí závisí na druhu použité globální analýzy konstrukce. Neníli vliv lokálních imperfekcí přímo zohledněn jsou podmínky pro posudek mezního stavu únosnosti následující podmínka (MSÚ) rovnováhy pro plastické posouzení profilu třídy 1,2-3.

$$F_{(i)ad} = F_{(i)ah} \quad (3.16.2.1)$$



Musí platit rovnovážný stav v průřezu (to znamená tažená a tlačaná oblast průřezu, oblasti se nacházejí v rovnovážném stavu) kde : [22], [24], [29]

$$F_{(i)a} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot f_{y(i)} \quad (3.16.2.2.)$$

$A_{(i)}$... plocha průřezu (i)

$f_{y(i)}$... mez kluzu

$F(i)$ – síla v průřezu: tahová, tvarová

Z podmínky: $F_{(i)d} = F_{(i)H}$ se odvodí poloha plastické neutrální osy

$$Z_{PL,D} = \frac{A_{PAS}^D - A_{PAS}^H}{2 \cdot t_s} \quad (3.16.2.3.)$$

$$A_{PAS}^D = (b_D \cdot t_D) \quad (3.16.2.4.a)$$

$$A_{PAS}^H = (b_D \cdot t_H) \quad (3.16.2.4.b)$$

$$Z_{PL,H} = h_{CEL} - Z_{PL,D} \quad (3.16.2.5.)$$

Plastický průřezový modul W_{PL} určíme jako součet statických momentů plochy, pod a nad n.o.-neutrální osou pro plasticitu. [24], [29]

$$W_{PL} = \sum_{i=1}^n S a_{(i)}^H + S a_{(i)}^D = \sum_{i=1}^n (A_{(i)} \cdot Z_{(i)})_H^D \quad (3.16.2.6.)$$

Pro $n=1$ až $n \rightarrow \infty$

Únosnost prvku $M_{PL,Rd}$ je odvozena ze vztahu pro ústnost pro ohyb prvku .

$$M_{PL,Rd} = W_{PL} \cdot f_y / \gamma_{mo} \quad (3.16.2.7.)$$

Elastické řešení SLIM-BEAM (MSP.)

Konstrukci, průřez řešíme v pružném stavu elasticity, kde podmínka spolehlivosti průřezu je, součet napětí v určitém každém vlákne od všech příslušných zatížení, odezvy je menší než návrhová pevnost daného materiálu (mez kluzu). [24], [29]

$$f_{yd} = (f_y / \gamma_{mo(f)}) \quad (3.16.2.7.1)$$

Pro průřez platí podmínka statických momentů ploch $S a_{(i)}$

$$\sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot z_{(i)} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot z_{(i)} \Rightarrow Z(\tau) = \frac{\sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot z_{(i)}}{\sum_{i=1}^n A_{(i)}} \quad (3.16.2.8.)$$

Pro $n=1$ až $n \rightarrow \infty$

Dále určíme ideální moment setrvačnosti $I_{(i)}$

$$I_{(i)} = \sum_{i=1}^n I_{(i)}' + \sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot z_{(i)}^2 \quad (3.16.2.9.)$$

Pro $n=1$ až $n \rightarrow \infty$

Pro výpočet napětí v krajních vláknech a pro dolní a horní platí následující rovnice.

$$\sigma_D = \sum_{i=1}^n \sigma_{D(i)} = \frac{M_{ed(i)}}{I_{(i)}} \cdot z_D \leq \left(\frac{f_y}{\gamma_{mo(i)}} \right) \quad (3.16.2.10a)$$

$$\sigma_C = \sum_{i=1}^n \sigma_{C(i)} = \frac{M_{ed(i)}}{I_{(i)}} \cdot z_H \leq \left(\frac{f_y}{\gamma_{mo(i)}} \right) \quad (3.16.2.10b)$$

Pro $n=1$ až $n \rightarrow \infty$

8. Posudek únosnosti a pravděpodobnosti poruchy – modelové situace

Modelová situace: ocel 01-ocelová oblouková konstrukce s Wierendlovým segmentem.

Posuzovaná konstrukce-Prut nesymetrického průřezu I v konstrukci oblouku z oceli EN10210-1:S355 se zakřivenou střednicí, schéma konstrukce oblouku s wierendel segmentem a profil spodního pasu konstrukce ve vyšetřovaném bodě-segmentu prutu, kritický řez dílce"15"-průřez 8(7,115m). Namáhání prutu pro jednotlivé zatěžovací stavy (ZS,S,G,W,Q,A(i)i=1až20). Rozhodující kombinace zatěžovacích stavů (kom.č.25 -S9:G1+G2+G3+W11+W15+G16 kombinace 33) byla stanovena programem Fine-EC a provedla se analýza odezvy konstrukce od jednotlivých zatěžovacích stavů s posudkem pro 111-206 kombinací dle teorie I a II. Jedná se o kombinaci stálých, střednědobých, krátkodobých a mimořádných zatížení. Vyšetřovaná únosnost prutu odpovídá referenční úrovni dosažení meze kluzu oceli EN10210-1:S355 v nejvíce namáhaných vláknech průřezu 8 (7,115m) .

Návrhové hodnoty namáhání kom.č.25-S9:G1+G2+G3+W11+W15+G16 kombinace 33(II. řád.)

Zatěžovací stav ZS(i)	Ohybový moment M _{i-ii}	Normálová síla N _{i-ii}	Posouvající síla V _{i-ii}
G1 – vlastní hmotnost	MG1 = 382,0 kNm	NG1 = 38,0 kN	VG1 = -61,0 kN
G2 – vl. hmot. střešního pláště	MG2 = 305,0 kNm	NG2 = 28,0 kN	VG2 = 48,0 kN
G3 – vl. hmot. čelní fasády	MG3 = 206,0 kNm	NG3 = 18,0 kN	VG3 = 45,0 kN
W11 – zat. větrem čelní stěnu	MW11 = 80,0 kNm	NW11 = 54,0 kN	VW11 = -13,0 kN
W15 – zat. větrem vrchní světlík	MW15 = 25,5 kNm	NW15 = 13,2 kN	VW15 = -4,7 kN
G16 – vl. hmotnost technologií	MG16 = 482,0 kNm	NG15 = -138 kN	VG16 = 69,0 kN
S9 – zat. sněhem – stav iii	MS9 = 679,0 kNm	NS9 = -57,0 kN	VS9 = -117,0 kN

Posudek obloukové konstrukce Npl,Rd(i), Mpl,Rd(i) - dle plasticity EC3.

Equations

```

PF=SF1+SF2
SF1=(Myrd*10^(-3))-abs(Ned)
SF2=(Nrd*10^(-3))-abs(Ned)
SigmaND = SigmaN + SigmaD
SigmaN = Ned*10^3/A*Avar*10^(-6)
SigmaD = (-Med*10^3*z/ly*10^(-6))
Ohybtlak = tlak + Ohyb
tlak=(-Ned*10^3/Nrd)
Ohyb=(kyy*(-Med)*10^3/Myrd)
Nrd = (CapaY * A * Avar * Fyvar * 10^6)/1
CapaY = 0.125
kyy = 0.98
Myrd = (CapaLT * Wply * Fyvar * 10^6)/1
CapaLT = 0.978
Wply = 0.00678
Smyk = (Ved) * 10^3/Vrd
Vrd = (Av * Avar * (Fyvar * 10^6/3^0.5))/1
Av = 0.0088
ly = 0.001754
h=z
Med=(-482)*Gvar - 405*Gvar - 206*Gvar - 180*Wvar - 25.5*Wvar - 50*Gvar - 679*Svar
Ned=(-38)*Gvar - 28*Gvar - 18*Gvar + 154*Wvar - 13.2*Wvar - 138*Gvar - 157*Svar
Ved=(-61)*Gvar - 48*Gvar - 45*Gvar - 13*Wvar - 4.7*Wvar - 69*Gvar - 117*Svar
Kluz=Fyvar
                    
```

Input variables

Variables	Type	Parameters	Comment
Gvar	dead1.dis	Min=0.81800000 Max=1.00000000	
Qvar	long1.dis	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Long Lasting (0.0.625..1)
Svar	snow1.dis	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Snow - 2 months
Wvar	wind1.dis	Min=-1.00000000 Max=1.00000000	Wind
Fyvar	Normal	Min=330.00000000 Max=390.00000000 Mean=360.0	S355 Prof, Onset of yielding Fy (MPa), S355,crude p
Avar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
Ned1	Constant	Value=355.6957696	
Med1	Constant	Value=1410.565727	
Ved1	Constant	Value=425.695566	
A	Constant	Value=0.027	
z	Uniform	Min=-0.32540000 Max=0.27460000 Mean=-0.025400	

Evaluated variables

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
ly	Inactive	No	No	
SigmaD	Log	No	No	
h	Log	No	No	
SigmaN	Log	No	No	
SigmaND	Log	No	No	
G	No	No	No	
PF	Histogram	No	No	

2D SigmaD & h

Horizontal axis: SigmaD
Vertical axis: h
Steps: 100000

0.27459405

Colouration:
 No
 Freq
 Prob

Draw lines
 Draw circles
 Draw dots

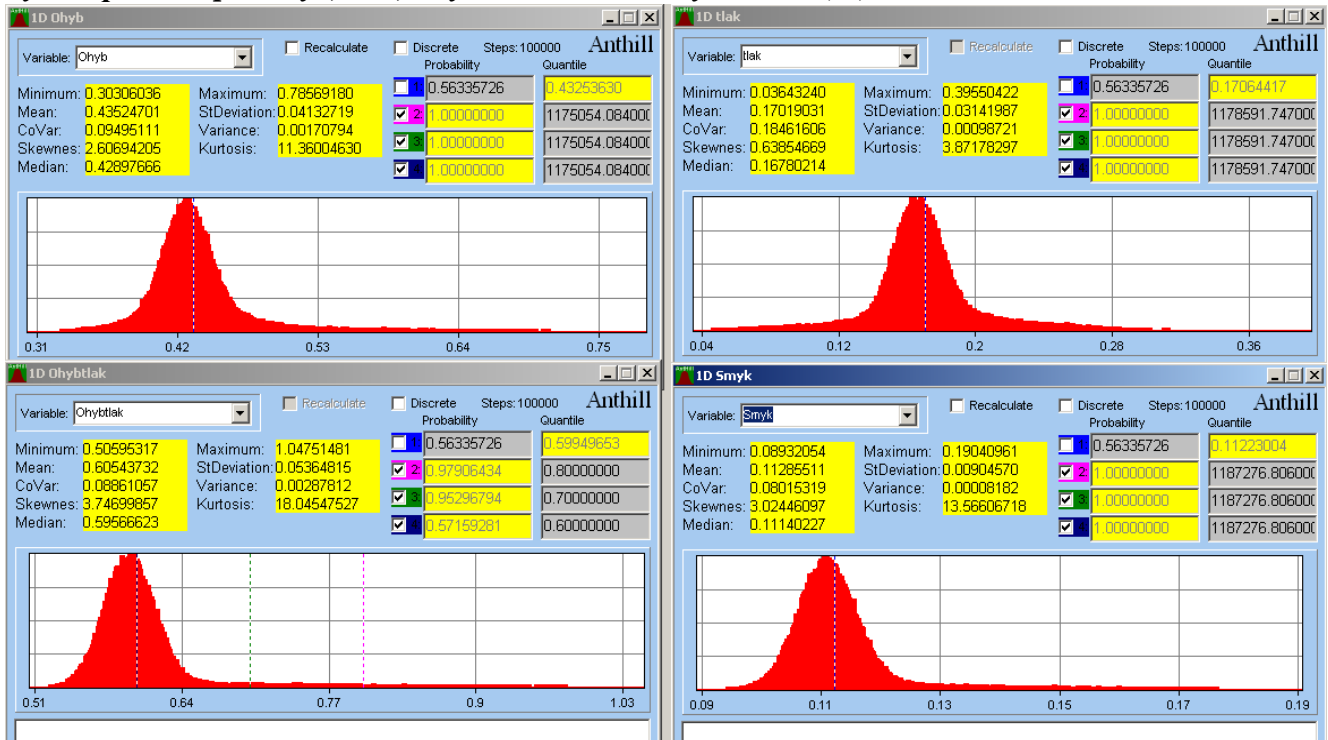
-0.32539383

-321.34622730 278.07592030

Napětí v průřezu pro kombinaci tlak + ohyb

Vyšetřovaná únosnost prutu odpovídá referenční úrovni dosažení meze kluzu oceli EN10210-1:S355 v nejméně namáhaných vláknech průřezu 8 (7,115m). Návrhové hodnoty namáhání kom.č.25-S9:G1+G2+G3+W11+W15+G16 kombinace 33(II. řád.)

Využití průřezu pro ohyb, tlak, smyk a kombinaci ohyb+tlak v (%).



Posouzení průřezu při namáhání Ved, Rovnice zadané do programu Anthill:

$$Smyk = \frac{Ved}{Vrd} \quad [\%] \quad (1) \dots \text{využití průřezu při působení smykové síly, kde}$$

Ved návrhová kombinace smykové síly [N]

Vrd únosnost průřezu ve smyku [N]

$$Ved = VG1 \cdot G \text{ var} + VG2 \cdot G \text{ var} + VG3 \cdot G \text{ var} + VW11 \cdot W \text{ var} + VW15 \cdot W \text{ var} + VG16 \cdot G \text{ var} + VS9 \cdot S \text{ var}$$

$$Vrd = \frac{Av \cdot A \text{ var} \cdot \frac{Fy \text{ var}}{\sqrt{3}}}{1,0} \quad [\text{N}]$$

Pro potřeby simulace bylo zadáno 1.000.000-2.000.000 cyklů. Z obrázku je patrný jeho nesymetrický tvar ovlivněný tvarem histogramu pro mez kluzu oceli S355 viz obr 4.7.1. Výsledné využití průřezu a histogramu viz. výše. Stanovená hodnota smykového využití průřezu je při uvažování pravděpodobnosti poruchy dle hodnocení Pfd „(XII. konference, definice návrhové pravděpodobnosti)“, $Pf < Pfd$. Kategorie návrhové životnosti je 4, životnost 50 let, třída důsledků CC2, údržba IL2, budeme uvažovat pro MSÚ- $Pfd = 7,2 \cdot 10^{-5}$, MSP- $Pfd = 6,7 \cdot 10^{-2}$, byla rovna hodnotě 26,35%. Tato hodnota využití průřezu je nižší jak 50% -dle ČSN EN 1993-1-1 se působení smykové síly může zanedbat. Pozn. – 99,9928% - 99,993% kvantil odpovídá pravděpodobnosti poruchy $Pfd = 0,000072$ při referenční úrovni dosažení meze kluzu v oceli (vyčerpání pružné oblasti)

Posouzení průřezu při namáhání Ned, Rovnice zadané do programu Anthill:

$$tlak = \frac{Ned}{Nrd} \quad [\%] \quad (2) \dots \text{využití průřezu při působení tlakové normálové síly, kde}$$

Ned návrhová kombinace normálové síly [N]
 Nrd redukovaná únosnost průřezu v tlaku [N]

$$Ned = NG1 \cdot G \text{ var} + NG2 \cdot G \text{ var} + NG3 \cdot G \text{ var} + NW11 \cdot W \text{ var} + NW15 \cdot W \text{ var} + NG16 \cdot G \text{ var} + NS9 \cdot S \text{ var}$$

$$Nrd = \frac{CapaY \cdot A \cdot A \text{ var} \cdot Fy \text{ var}}{1,0} \quad [N]$$

Využití průřezu při namáhání tlakem a histogram je stanovená hodnota využití profilu při pravděpodobnosti poruchy Pfd = 0,000072 je rovna hodnotě 28,40%.

Posouzení průřezu při namáhání Med, rovnice zadané do programu Anthill:

$$Ohyb = \frac{k_{yy} \cdot Med}{Myrd} \quad [\%] \quad (2) \dots \text{využití průřezu při působení ohybového momentu, kde}$$

Med návrhová kombinace ohybového momentu [Nm]
Mrd redukovaná únosnost průřezu v ohybu [Nm]

$$Med = MG1 \cdot G \text{ var} + MG2 \cdot G \text{ var} + MG3 \cdot G \text{ var} + MW11 \cdot W \text{ var} + MW15 \cdot W \text{ var} + MG16 \cdot G \text{ var} + MS9 \cdot S \text{ var}$$

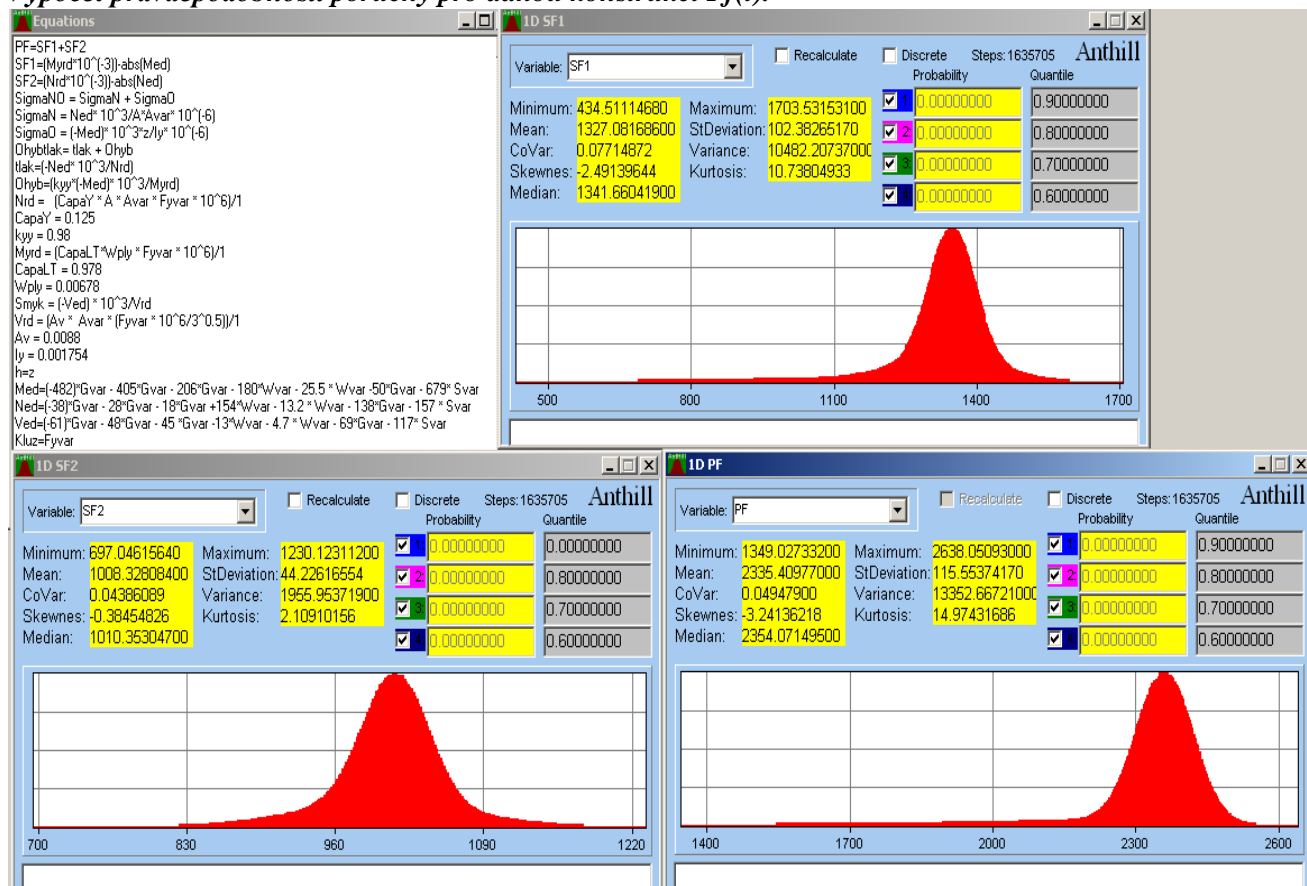
$$Myrd = \frac{CapaLT \cdot Wply \cdot Fy \text{ var}}{1,0} \quad [kNm]$$

Výsledné využití průřezu při namáhání ohybovým momentem a jeho histogram je na obr. 9. Stanovená hodnota využití při pravděpodobnosti poruchy Pfd = 0,000072 je rovna hodnotě 58,06%.

Posouzení průřezu při kombinaci namáhání ohyb/tlak

Suma rovnic (1) a (2), respektive vypočtených histogramů z rovnic (1) a (2), získáváme histogram výsledného využití průřezu při kombinaci namáhání ohyb/tlak. Výsledná hodnota využití posuzovaného profilu je při Pfd = 7,2·10⁻⁵ rovna hodnotě 86,01%, je vidět stanovený průběh napětí v průřezu při působení kombinace ohyb/tlak.

Výpočet pravděpodobnosti poruchy pro danou konstrukci Pf(i).



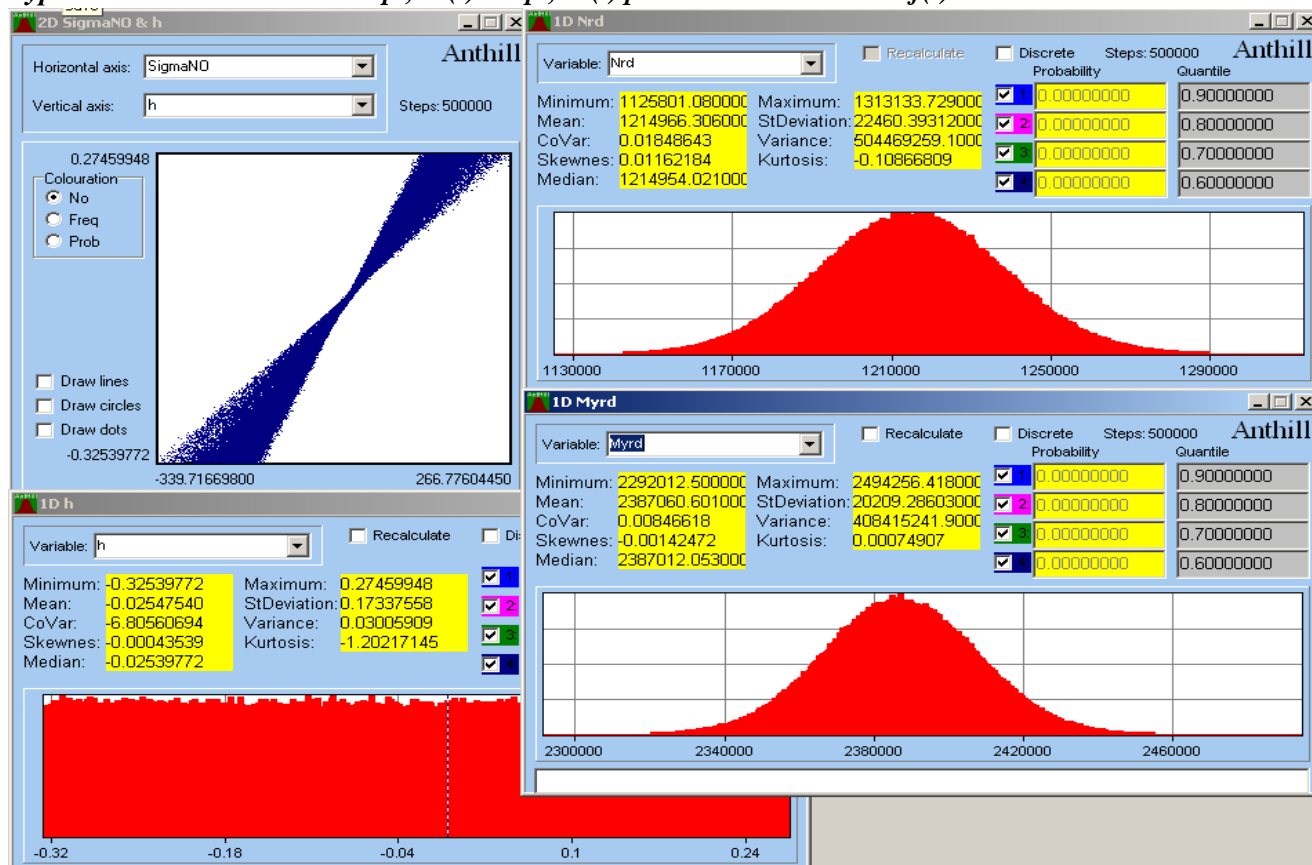
Souhrn a závěry – zhodnocení výsledků zjištěných metodou SBRA a Fine-EC, EC3

Porovnáním výsledků při výpočtu a simulaci ve výpočtu 2 D a to metodou SBRA – ANTHILL a programem Fine-EC2D,EC3 je provedeno v tabulce. Z následujícího je vidět, že při posouzení navrženého průřezu pomocí metody SBRA dochází k úsporám materiálu a tato úloha byla aplikovaná na extrémně namáhaný prut-dílce "15"-průřez 8(7,115m). Z porovnání v tab. 4 je zřejmé o možných úsporách v oblasti materiálových i finančních, proto se tato konstrukce bude dále rozpracovávat a to v posudku 2D prutů a následně 3D prutů pro daný nosný systém stavby.

Porovnání výsledků spodního pasu konstrukce ve vyšetřovaném prutu, kritický řez dílce "15" - průřez 8 (7,115m)

Veličina	Výsledky získané programem		poznámka
	Fine-EC, EC3	SBRA , Anthill	
Využití průřezu ve smyku	18% ----26,5%	17,8%---26,35%	0,2%--0,25%
Využití průřezu při i ohyb/tlak	93,20%	86,01%	7%--7,10%
Hmotnost spodního pasu	6972,87 kg	6350 kg	Spodní pas bez konstr. det.
Hmotnost celého oblouku	16706,18 kg	15372 kg	Předpoklad úspory na prutech
Odhad nákladů (s dodavatelem)	420000,- Kč / 840000,- Kč	380000,- Kč / 760000,- Kč	Odhad. úspora na jeden oblouk je 40000,-Kč /80000,- Kč
Celkový odhad konstrukce	3 360 000,- Kč	3 000 000,- Kč	Odhadovaná celková úspora 360 000,- Kč

Výpočet momentu únosnosti $M_{pl,Rd(i)}$ a $N_{pl,Rd(i)}$ pro danou konstrukci $P_f(i)$.



Modelová situace: ocel 02-rámová konstrukce haly, příčle s uložením oboustranně vetknut s jeřábovou drahou 5-8t.



Ocelová konstrukce haly s vloženou jeřábovou drahou o nosnosti od 5t - 8 t. (JD o $n_{(i)}$ polích $i = 6$) Z konstrukčního a statického hlediska se

jedná o rámovou příčli v patě vetknutou, konstrukce je svařovaná. Sloupy konstrukce jsou provedené z válcovaných profilů HE240 B, vodorovná příčle (se sklonem do 10°) je provedena z profilu IPE400 a to v tuhém rámovém rohu je proveden náběh z přivařeného plechu PL profilu. Konstrukce je provedena za materiálu EN 10210-1 : S235H. Konstrukce je ztužena jak v podélném tak v příčném směru se ztužením ve střešní rovině. A to jak primární tak sekundární ztužení. Odezva konstrukce na dané zatížení (vnitřní síly $M_{(i)}$; $V_{(i)}$; $N_{(i)}$; $R_{(i)}$) byl proveden pomocí programu FINE-EC 3D a to pro jednotlivé zatěžovací stavy $Zs_{(i)}$ ($G_{(i)}$, $Q_{(i)}$, $W_{(i)}$, $S_{(i)}$, $A_{(i)}$, a to pro $i = 1 \dots 15$) dále byla stanovena příslušná maximální kombinace $KOM_{(i)}$ s obalovou kombinací. K těmto stavům se vytvořila obálka kombinací pro MSU, MSP.(I. a II. řádu)

Základní rovnice průřezu při namáhání konstrukce zadané do programu ANTHILL pro rámovou příčli dle plasticity EC3. Celkové využití průřezu:

$$\text{Využití} = \text{tlak} + \text{ohyby} + \text{ohybz} \quad [\%]$$

$$\text{Ohyby} = \text{MED}_y / \text{MPLRD}_y \quad [\%]$$

$$\text{MPLRD}_y = (\text{CHI}_{LT} \cdot \text{WPL}_y \cdot \text{WVAR} \cdot \text{Fyd}) \quad [\text{Nm}]$$

$$\text{Ohybz} = \text{MED}_z / \text{MPLRD}_z \quad [\%]$$

$$\text{MPLRD}_z = (\text{CHI}_{LTz} \cdot \text{WPL}_z \cdot \text{WVAR} \cdot \text{Fyd}) \quad [\text{Nm}]$$

$$\text{TLAK} = \text{NED} / \text{NRD} \quad [\text{N}]$$

$$\text{NRD} = (\text{CHI}_z \cdot A \cdot \text{AVAR} \cdot \text{Fyd}) \quad [\text{N}]$$

$$\text{F}_{yd} = \text{FVAR} / \text{GAMAM} \dots \text{mez kluzu oceli}$$

$$\text{fVAR} : \dots \text{ histogram t235 01.DIS}$$

$$\text{GAMAM} \dots \text{ histogram EXPONENCYAL} \quad \text{IVAR} \dots \text{ histogram A REA-M.DIS}$$

$$\text{WVAR} \dots \text{ histogram A REA-M.DIS}$$

$$\text{AVAR} \dots \text{ histogram A REA-M. DIS}$$

$\text{MED} \dots$ návrhová kombinace ohybového momentu [Nm]

M_{PLRD} ... redukovaná únosnost průřezu v ohybu [Nm]

CHI_{LT} ... součinitel vzpěrnosti v klopení [/]

W_{PL} ... plastický průřezový modul [mm^3]

N_{ED} ... návrhová kombinace normálové síly [N]

N_{RD} ... redukovaná únosnost průřezu ve zpěrném tlaku [N]

$$\text{EVAR} \dots \text{ histogram A REA-M.DIS}$$

$$M_{CR} = C1 ((PI^2) \cdot E \cdot EVAR \cdot I_z \cdot IVAR) / ((K_z \cdot L \cdot AVAR) ^ (2)) \cdot$$

$$(I_w \cdot IVAR / I_z \cdot IVAR \cdot (K_z/K_w) ^ (2) + (K_z \cdot L \cdot AVAR) ^ (2)) \cdot (G \cdot I_t \cdot IVAR) / PI ^ (2) \cdot I_z \cdot IVAR \cdot E) ^ (0,5)$$

Posudek rámové příčle $M_{pl}, R_d(i)$ u rámového rohu - dle plasticity EC3.

Equations

Návrh a posouzení příčle (u sloupu) - MSÚ, prut č. 113 (primární model), KZS 14, 1. řád

Konečná podmínka
 $Vyuziti = Tlak + Ohyby + Ohybz$

Využití ohyb
 $Ohyby = Medz / Mplrdy$
 $Mplrdy = (chilv * Wply * Wvar) / Iyd$
 KZS 14, prut 113, u sloupu (56%), 82350900 Nmm
 $Medz = 1.35 * (13363000) * Gvar + 1.35 * (6041000) * Gvar + 1.35 * (5358000) * Gvar + 1.5 * (20502000) * Qvar + 0.75 * (19344000) * Svar + 1.35 * (2712000)$

Ohybz = Medz / Mplrdz
 $Mplrdz = (Wplz * Wvar) / Iyd$
 KZS 14, prut 113, u sloupu (56%), 125550 Nmm
 $Medz = 1.35 * 0 * Gvar + 1.35 * 0 * Gvar + 1.35 * 0 * Gvar + 1.5 * 0 * Qvar + 0.75 * 0 * Svar + 1.35 * 93000$

Využití tlak
 $Tlak = Ned / Nrd$
 $Nrd = (chiz * A * AVar) / Iyd$; součinitel vzpěrnosti - menší z hodnot
 KZS 14, prut 113, u sloupu (56%), 20087400 N
 $Ned = 1.35 * (3689) * Gvar + 1.35 * (1498) * Gvar + 1.35 * (1308) * Gvar + 1.5 * (5082) * Qvar + 0.75 * (4795) * Svar + 1.35 * (74)$

Součinitel vzpěrnosti při klopení - musí být menší nebo rovno 1,0
 $chilv = chilv$
 $chilv = 1 / (\delta \cdot \lambda + (\delta \cdot \lambda)^2 + 0.75 \cdot \lambda \cdot \delta \cdot \lambda^{1/2})^{1/2}$; je < 1,0
 Pomocný součinitel
 $\delta \cdot \lambda = 0.5 * (1 + 0.49 * (\lambda \cdot \delta \cdot \lambda + 0.4) + 0.75 * (\lambda \cdot \delta \cdot \lambda)^2)$
 Poměrná šiflost při klopení
 $\lambda \cdot \delta \cdot \lambda = (Wply * Wvar) / Iyd / Mcr^{1/2}$
 Pružný kritický moment při ztlaké příčné a torzní stabilitě (Nmm) ? jaké C1
 $Mcr = C1 * (\pi^2 * E * Ivar / Ivar) / ((kz * kw)^2 + ((kz * L * AVar)^2 / G^2 * Ivar) / (\pi^2 * E * Ivar))^{0.5}$

Učtení součinitele vzpěrnosti - hodnota převzata z Dlubalu
 KZS 14
 $chiz = 0.956 * AVar$
 $chiz = 0.719 * AVar$
 návrhová hodnota meze kluzu (MPa)
 $Iyd = Ivar / GamaM$

Input variables

Variables	Type	Parameters	Comment
AVar	area.m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
L	Constant	Value=3000	Výška sloupu [-]
E	Constant	Value=210000	Modul pružnosti oceli [Nm ²]
Iy	Constant	Value=231300000	
Iz	Constant	Value=13200000	
It	Constant	Value=514000	
Iw	Constant	Value=490000000000	
C1	Constant	Value=1	
pi	Constant	Value=PI (3.141592...)	
kz	Constant	Value=1	
kw	Constant	Value=1	
Evar	area.m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
Ivar	area.m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
G	Constant	Value=80769.2	
Wply	Constant	Value=1308000	
Wvar	area.m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
Iyvar	area.m.dis	Min=200.00000000 Max=435.00000000	Pevnost na mezi kluzu Fy [MPa], S235, tyce a tvr
GamaM	Exponential	Min=1.00000000 Max=1.01250000 Mean=1.00625000 StDev=0.0	
A	Constant	Value=8450	
Wplz	Constant	Value=229000	
Gvar	dead1.dis	Min=0.81800000 Max=1.00000000	Dead 1 <0.818..1.0>
Qvar	long1.dis	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Long Lasting (0..0.625..1)
Svar	snow1.dis	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Snow - 2 months

Evaluated variables

Variable	Activity	Discrete	Recal
Vyuziti	Histogram	No	No
deltak	Histogram	No	No
chilv	Histogram	No	No

ID Mplrdy

Variable: Mplrdy

Recalculate: Discrete: Steps: 50000

Minimum	Maximum	Probability	Quantile
223703757.1000	401812611.0000	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.90000000
Mean: 298375296.3000	StDeviation: 18164860.65000	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.80000000
CoVar: 0.06087924	Variance: 3.299621625E11	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.70000000
Skewnes: 0.32312666	Kurtosis: 1.01348974	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.60000000
Median: 297540462.6000		<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	

ID Vyuziti

Variable: Vyuziti

Recalculate: Discrete: Steps: 50000

Minimum	Maximum	Probability	Quantile
0.36768067	0.32249092	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.90000000
Mean: 0.17427332	StDeviation: 0.03069166	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.80000000
CoVar: 0.17611221	Variance: 0.00094198	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.70000000
Skewnes: 0.3315E346	Kurtosis: -0.51139980	<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	0.60000000
Median: 0.18117598		<input checked="" type="checkbox"/> 0.00000000	

39

Posudek rámové příčle elasticita u rámového rohu.

Equations

```

; Návrh a posouzení příčle (vrchol) - MSÚ, prut č. 9 (primární model), KZS 14, 1. fád
; Konečná podmínka
Využití=tlak+Ohyby+Ohybz
; Využití ohyb
Ohyby=Medz/Mplrdy
Mplrdy=(chil*Wply*Wvar/fyd)
; KZS14, prut 9, u vrcholu (66%), 114672750 Nmm
Medz=1.35*(20676000)*Gvar+1.35*(8650000)*Gvar+1.35*(7267000)*Gvar+1.5*(30027000)*Qvar+0.75*(28331000)*Svar+1.35*(953000)
; Ohybz=Medz/Mplrdz
Mplrdz=(Wplz*Wvar/fyd)
; KZS14, prut 9, u vrcholu (66%), 110250 Nmm
Medz=1.35*29000*Gvar+1.35*5000*Gvar+1.35*4000*Gvar+1.5*16000*Qvar+0.75*16000*Svar+1.35*17000
; Využití tlak
Tlak=Ned/Nrd
Nrd=(chiz*A*Avr/fyd) ; součinitel vzpětnosti - menší z hodnot
; KZS14, prut 9, u vrcholu (66%), -31731,750 N
Ned=1.35*(4887)*Gvar+1.35*(1875)*Gvar+1.35*(1607)*Gvar+1.5*(6378)*Qvar+0.75*(6018)*Svar+1.35*(4706)
; Součinitel vzpětnosti při klopení - musí být menší nebo rovno 1,0
chil=chilv
chilv=1/(deltal+(deltal^2)+0.75*lambda*pr^2)^(1/2) ; je < 1,0
; Pomocný součinitel
deltal=0.5*(1+0.49*(lambda*pr^2)+0.75*(lambda*pr^2))
; Poměrná šiflost při klopení
lambda*pr=(Wply*Wvar/fyd/Mcr)^(1/2)
            
```

Uhybz	Histogram	No	No
Mplrdz	Histogram	No	No
Mplrdy	Histogram	No	No
Využití	Histogram	No	No

1D Využití

Variable: Využití

Minimum: 0.11081261 Maximum: 0.47507538
 Mean: 0.23586203 StdDeviation: 0.04445279
 CoVar: 0.18846947 Variance: 0.00197605
 Skewness: -0.35093583 Kurtosis: -0.52327543
 Median: 0.24632969

Input variables

Variables	Type	Parameters	Comment
Avar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
L	Constant	Value=3000	Výška sloupu [.]
E	Constant	Value=210000	Modul pružnosti oceli [Nm ²]
ly	Constant	Value=231300000	
Iz	Constant	Value=13200000	
lt	Constant	Value=514000	
Iw	Constant	Value=49000000000	
C1	Constant	Value=1	
pi	Constant	Value=Pi (3.141592...)	
kz	Constant	Value=1	
kw	Constant	Value=1	
Evar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
Ivar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
G	Constant	Value=80769.2	
Wply	Constant	Value=1308000	
Wvar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
fyyvar	t235fy.01.ds	Min=200.00000000 Max=435.00000000	Pevnost na mezi kluzu fy [MPa], S2
GamaM	Exponential	Min=1.00000000 Max=1.01250000 Mean=1.00625	
A	Constant	Value=8450	
Wplz	Constant	Value=229000	
Gvar	dead1.ds	Min=0.81800000 Max=1.00000000	Dead 1 <0.818..1.0>
Ovar	long1.ds	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Long Lasting (0.0.625..1)
snov1	ds	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Snow - 2 months

Posudek rámové příčle Mpl,Rd(i) ve vrcholu - dle plasticity EC3.

Equations

```

; Návrh a posouzení příčle (vrchol) - MSÚ, prut č. 9 (primární model), KZS 14, 1. fád
; Konečná podmínka
Využití=tlak+Ohyby+Ohybz
; Využití ohyb
Ohyby=Medz/Mplrdy
Mplrdy=(chil*Wply*Wvar/fyd)
; KZS14, prut 9, u vrcholu (66%), 114672750 Nmm
Medz=1.35*(20676000)*Gvar+1.35*(8650000)*Gvar+1.35*(7267000)*Gvar+1.5*(30027000)*Qvar+0.75*(28331000)*Svar+1.35*(953000)
; Ohybz=Medz/Mplrdz
Mplrdz=(Wplz*Wvar/fyd)
; KZS14, prut 9, u vrcholu (66%), 110250 Nmm
Medz=1.35*29000*Gvar+1.35*5000*Gvar+1.35*4000*Gvar+1.5*16000*Qvar+0.75*16000*Svar+1.35*17000
; Využití tlak
Tlak=Ned/Nrd
Nrd=(chiz*A*Avr/fyd) ; součinitel vzpětnosti - menší z hodnot
; KZS14, prut 9, u vrcholu (66%), -31731,750 N
Ned=1.35*(4887)*Gvar+1.35*(1875)*Gvar+1.35*(1607)*Gvar+1.5*(6378)*Qvar+0.75*(6018)*Svar+1.35*(4706)
; Součinitel vzpětnosti při klopení - musí být menší nebo rovno 1,0
chil=chilv
chilv=1/(deltal+(deltal^2)+0.75*lambda*pr^2)^(1/2) ; je < 1,0
; Pomocný součinitel
deltal=0.5*(1+0.49*(lambda*pr^2)+0.75*(lambda*pr^2))
; Poměrná šiflost při klopení
lambda*pr=(Wply*Wvar/fyd/Mcr)^(1/2)
; Pružný kritický moment při ztážených příčné a torzní stability [Nmm] ? jaké C1
Mcr=C1*(pi^2)*E*Ivar/Ivar/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)/(kz*Iz*Avr)
; Určení součinitele vzpětnosti - hodnot
; KZS14
chiz=0.956*Avr
chiz=0.719*Avr
; návrhová hodnota meze kluzu [MPa]
fyd=fyyvar/GamaM
            
```

1D Tlak

Variable: Tlak

Minimum: 0.00622970 Maximum: 0.02270000
 Mean: 0.0242957 StdDeviation: 0.00184684
 CoVar: 0.14858453 Variance: 0.0000341
 Skewness: 0.06015319 Kurtosis: 0.23660606
 Median: 0.0258953

Input variables

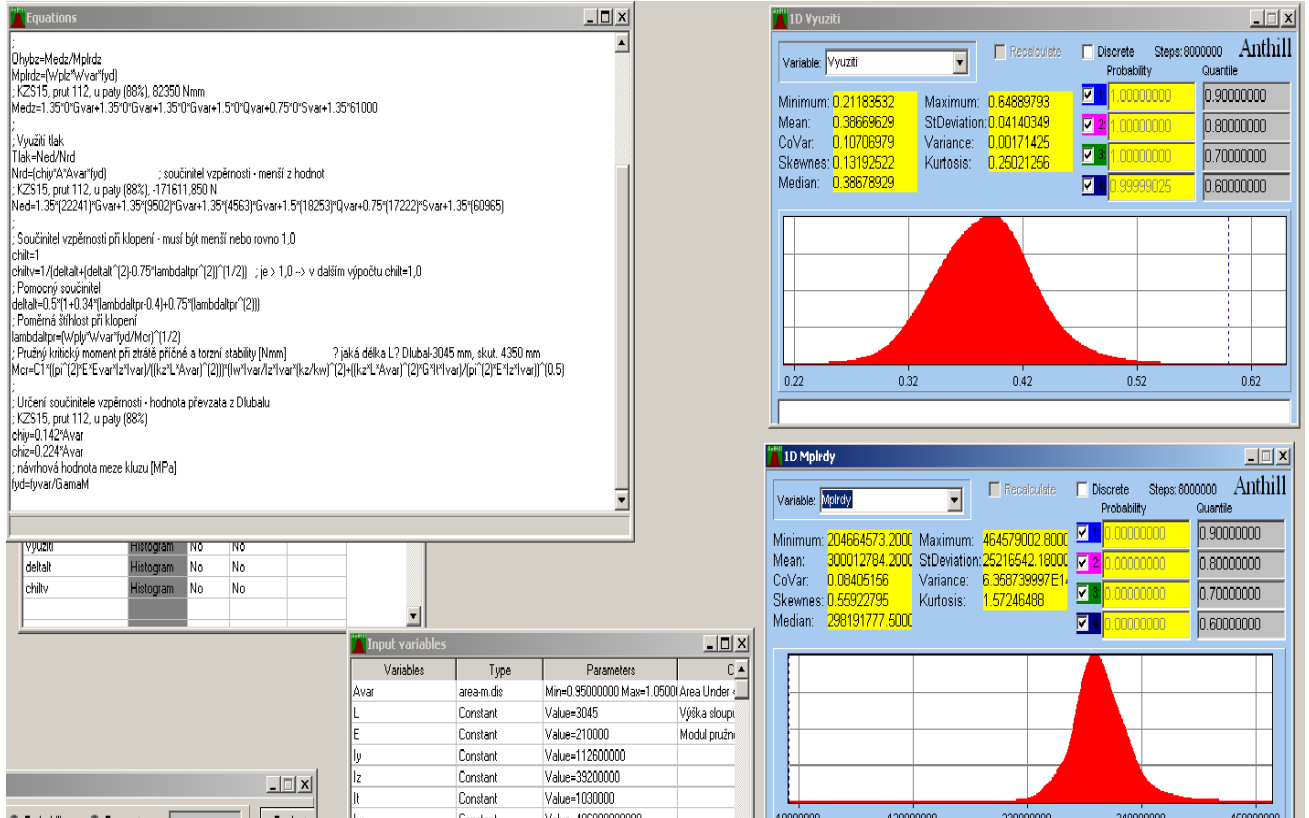
Variables	Type	Parameters	Comment
Avar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
L	Constant	Value=3000	Výška sloupu [.]
E	Constant	Value=210000	Modul pružnosti oceli [Nm ²]
ly	Constant	Value=231300000	
Iz	Constant	Value=13200000	
lt	Constant	Value=514000	
Iw	Constant	Value=49000000000	
C1	Constant	Value=1	
pi	Constant	Value=Pi (3.141592...)	
kz	Constant	Value=1	
kw	Constant	Value=1	
Evar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
Ivar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
G	Constant	Value=80769.2	
Wply	Constant	Value=1308000	
Wvar	area-m.ds	Min=0.95000000 Max=1.05000000	Area Under <0.95..1.05>
fyyvar	t235fy.01.ds	Min=200.00000000 Max=435.00000000	Pevnost na mezi kluzu fy [MPa], S2
GamaM	Exponential	Min=1.00000000 Max=1.01250000 Mean=1.00625	
A	Constant	Value=8450	
Wplz	Constant	Value=229000	
Gvar	dead1.ds	Min=0.81800000 Max=1.00000000	Dead 1 <0.818..1.0>
Ovar	long1.ds	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Long Lasting (0.0.625..1)
snov1	ds	Min=0.00000000 Max=1.00000000	Snow - 2 months

1D Využití

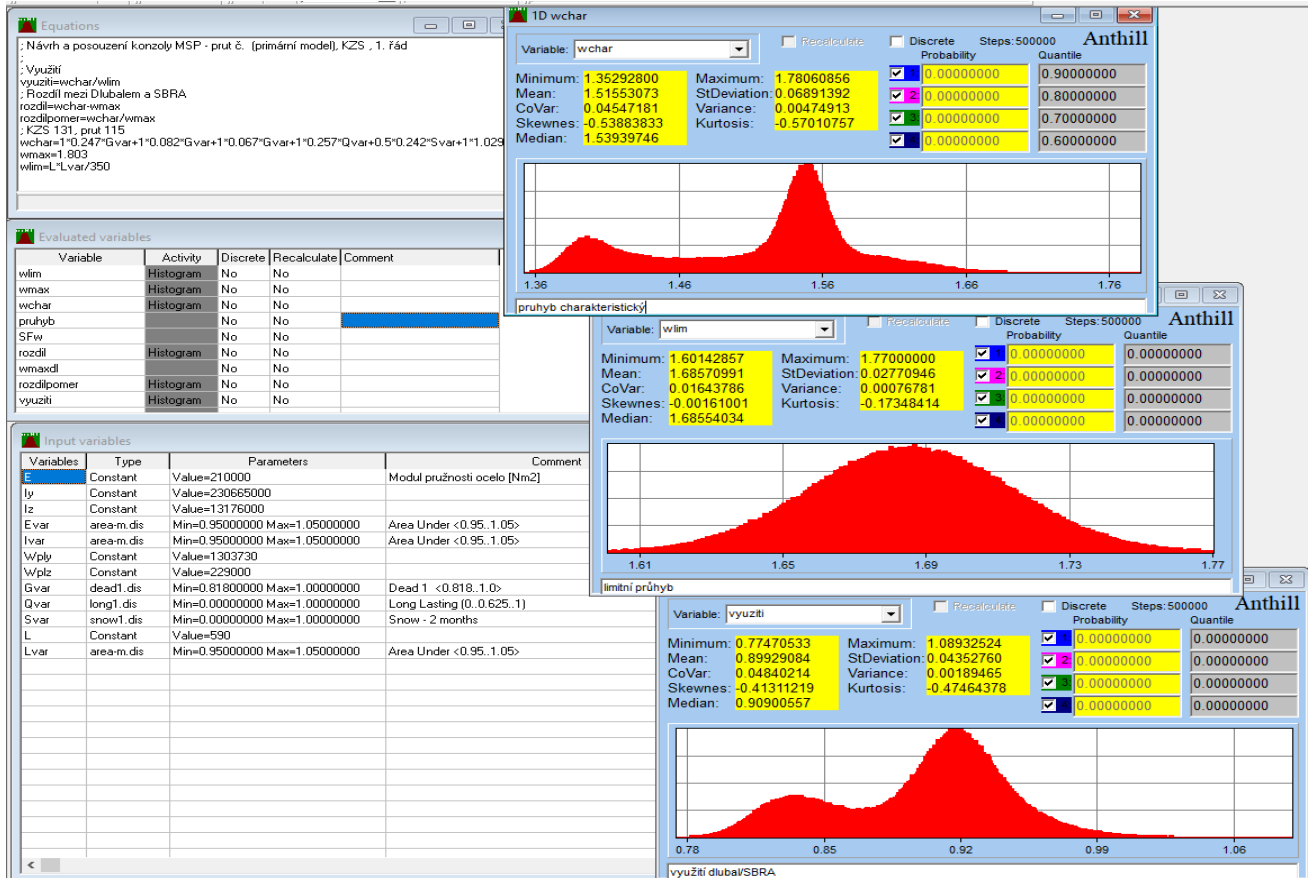
Variable: Využití

Minimum: 0.11653174 Maximum: 0.44799231
 Mean: 0.22952441 StdDeviation: 0.04444662
 CoVar: 0.18659348 Variance: 0.00197550
 Skewness: 0.35214697 Kurtosis: 0.52246775
 Median: 0.24631193

Posudek rámového sloupu - dle plasticity EC3.



Posudek krátké konzoly - dle plasticity EC3, dovolený průhyb.



Souhrn a závěry – zhodnocení výsledků zjištěných metodou SBRA a FNE EC – 3D, 2D dle EC3, porovnáním výsledků při výpočtu a simulace v řešené situaci, dle metody SBRA – ANTHILL a řešené únosnosti prutů dle ČSN EN 1993-1 v návaznosti na FI NE EC 2D, 2D z následujícího porovnání v dané tabulce:

Únosnost pruhu	Výsledky dle		Poznámka
	EC3	SBRA	
Vod. příčle	294,1 kNm	312,813 kNm	střední hodnota
Sloup	274,5 kNm	298,380 kNm	střední hodnota
Krátká konzola	2,01 mm	1,6857 mm	posuzovaný průhyb

Modelová situace: ocel 03-ocelový prvek konstrukce namáhaný ohybovým momentem Med (kNm) a normálovou silou Ned (kN) s vlivem klopení a vzpěru působící na konstrukci.

Posuzovaná konstrukce – prut symetrického průřezu I v konstrukci z ocele EN 10210-1 : S355, 275; S235 s vlivem vzpěru a klopení působící v konstrukci jako prvek se zabezpečenými konci proti klopení.

Posouzení průřezu při namáhání Ved , Rovnice zadané do programu Anthill:

$$Smyk = \frac{Ved}{Vrd} \quad [\%] \quad (1) \dots \text{využití průřezu při působení smykové síly, kde}$$

Ved návrhová kombinace smykové síly [N]

Vrd únosnost průřezu ve smyku [N]

$$Vrd = \frac{A_v \cdot A \cdot \text{var} \cdot \frac{F_y \text{ var}}{\sqrt{3}}}{1,0} \quad [\text{N}]$$

$$EV_{ed(i)} = \sum_{i=1}^n G_{(i)v} \cdot GVAR + \sum_{i=1}^4 Q_{(i)v} \cdot QVAR + \sum_{i=1}^n W_{(i)v} \cdot WVAR + \sum_{i=1}^n S_{(i)v} \cdot SVAR$$

Posouzení průřezu při namáhání Ned , Rovnice zadané do programu Anthill:

$$tlak = \frac{Ned}{Nrd} \quad [\%] \quad (2) \dots \text{využití průřezu při působení tlakové normálové síly, kde}$$

Ned návrhová kombinace normálové síly [N]

Nrd redukovaná únosnost průřezu v tlaku [N]

$$Nrd = \frac{C_{paY} \cdot A \cdot \text{var} \cdot F_y \text{ var}}{1,0} \quad [\text{N}]$$

$$EN_{ed(i)} = \sum_{i=1}^n G_{(i)n} \cdot GVAR + \sum_{i=1}^4 Q_{(i)n} \cdot QVAR + \sum_{i=1}^n W_{(i)n} \cdot WVAR + \sum_{i=1}^n S_{(i)n} \cdot SVAR$$

Posouzení průřezu při namáhání Med , Rovnice zadané do programu Anthill:

$$Ohyb = \frac{k_{yy} \cdot Med}{Myrd} \quad [\%] \quad (2) \dots \text{využití průřezu při působení ohybového momentu, kde}$$

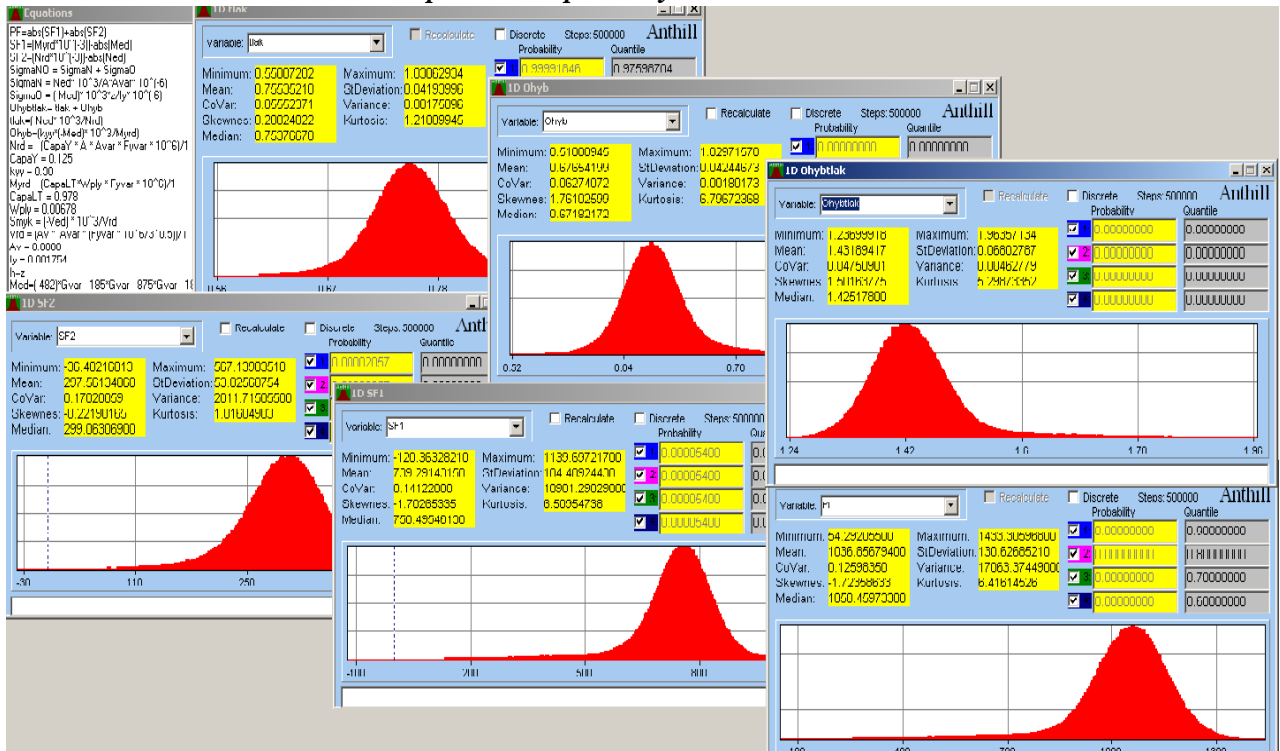
Med návrhová kombinace ohybového momentu [Nm]

$Myrd$ redukovaná únosnost průřezu v ohybu [Nm]

$$Myrd = \frac{C_{paLT} \cdot W_{ply} \cdot F_y \text{ var}}{1,0} \quad [\text{kNm}]$$

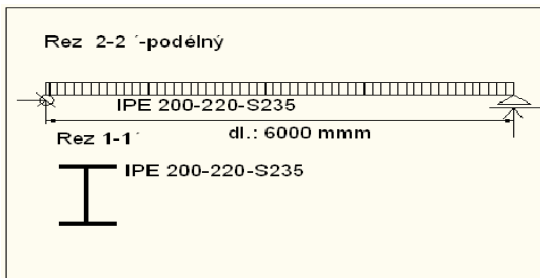
$$EM_{ed(i)} = \sum_{i=1}^n G_{(i)m} \cdot GVAR + \sum_{i=1}^4 Q_{(i)m} \cdot QVAR + \sum_{i=1}^n W_{(i)m} \cdot WVAR + \sum_{i=1}^n S_{(i)m} \cdot SVAR$$

Posudek ocelového konstrukčního prvku - dle plasticity EC3.



Souhrn a závěry –použitím pravděpodobnostního posudku se na prvcích v konstrukci projevuje plusový bonus oproti posudku dle EC3, a to v rozmezí pro ohyb 8%-10% plus, pro normálovou sílu 10%-14% plus. V kombinaci se tyto hodnoty pohybují v rozmezí 8%-10% plus.

Modelová situace: ocel 04-ocelový prvek stropní konstrukce namáhaný ohybovým momentem Med (kNm) s vlivem klopení na konstrukci.



Prut symetrického průřezu I-IPE, ocel S 235 v konstrukci stropu, schéma konstrukce. Namáhání prutu pro jednotlivé zatěžovací stavy (ZS(i), i=1 až 8). Rozhodující kombinace zatěžovacích stavů byla stanovena programem Fine - EC a provedla se analýza odezvy konstrukce od jednotlivých zatěžovacích stavů s posudkem pro obálku všech kombinací pro profil třídy 1,2.

Výpočtové rovnice pro SBRA – ANTHILL v dané konstrukci, pro výpočet únosnosti smyku, ohybu a pravděpodobnosti poruchy Pf(i) prutu v maximálním zatížení.

Mez kluzu..... $F_{yd} = f \cdot VAR / GAMAM$ [MPa]
 $f \cdot VAR$... histogram pro ocel t235_{fy}01.DIS
 GAMAM... histogram pro součinitel podmínek působení expon. <1,0 ; 1,0125>
 $M_{PL,RDa}$ – plastická únosnost pro ohyb [Nm]
 $M_{PL,RDa} = W_{PL} \cdot W_{VAR} \cdot F_{yd} \cdot 10^{-3}$ [Nm]
 W_{PL} ... plastický průřezový modul [m³]
 W_{VAR} ... histogr. průřezový modul AREA-M.DIS
 V_{PLDR} – plastická únosnost ve smyku [N]

$V_{PL,RD} = A_v \cdot AVAR (f_{yd} \cdot 10^6 / 3^{(1/2)}) \cdot 10^{-3}$ [N]
 A_v ... plocha průřezu pro smyku [m]
 AVAR... histogram pro plochu smyku AREA-M.DIS
 $P_{f(i)}$ – pravděpodobnost poruchy prvku pro SF_o – ohyb; SF_v – smyk
 M_{ED} ... návrhová komb. ohybového momentu [Nm]
 V_{ED} ... návrhová komb. smykové síly [N]

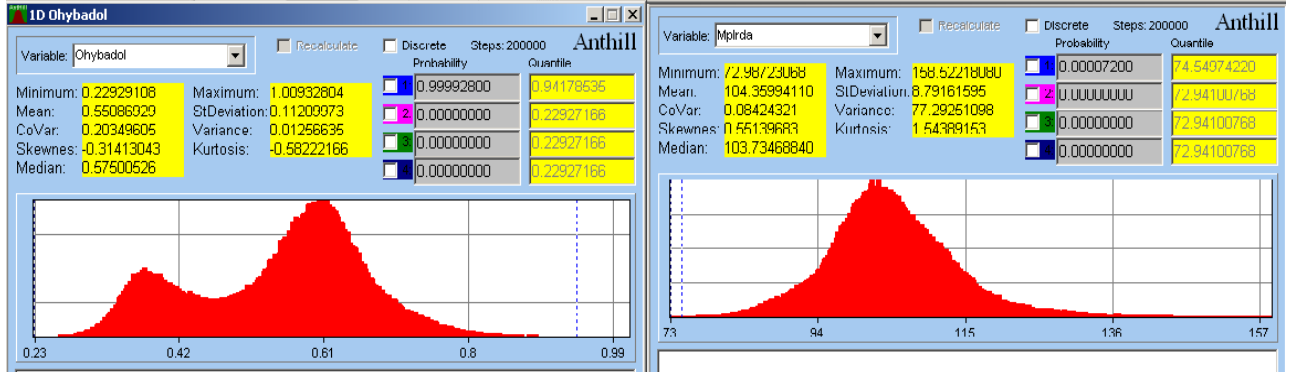
Posudek ocelové stropnice $Mpl, Rd(i)$ (kNm) a $Vpl, Rd(i)$ (kN) - dle plasticity EC3.

Equations

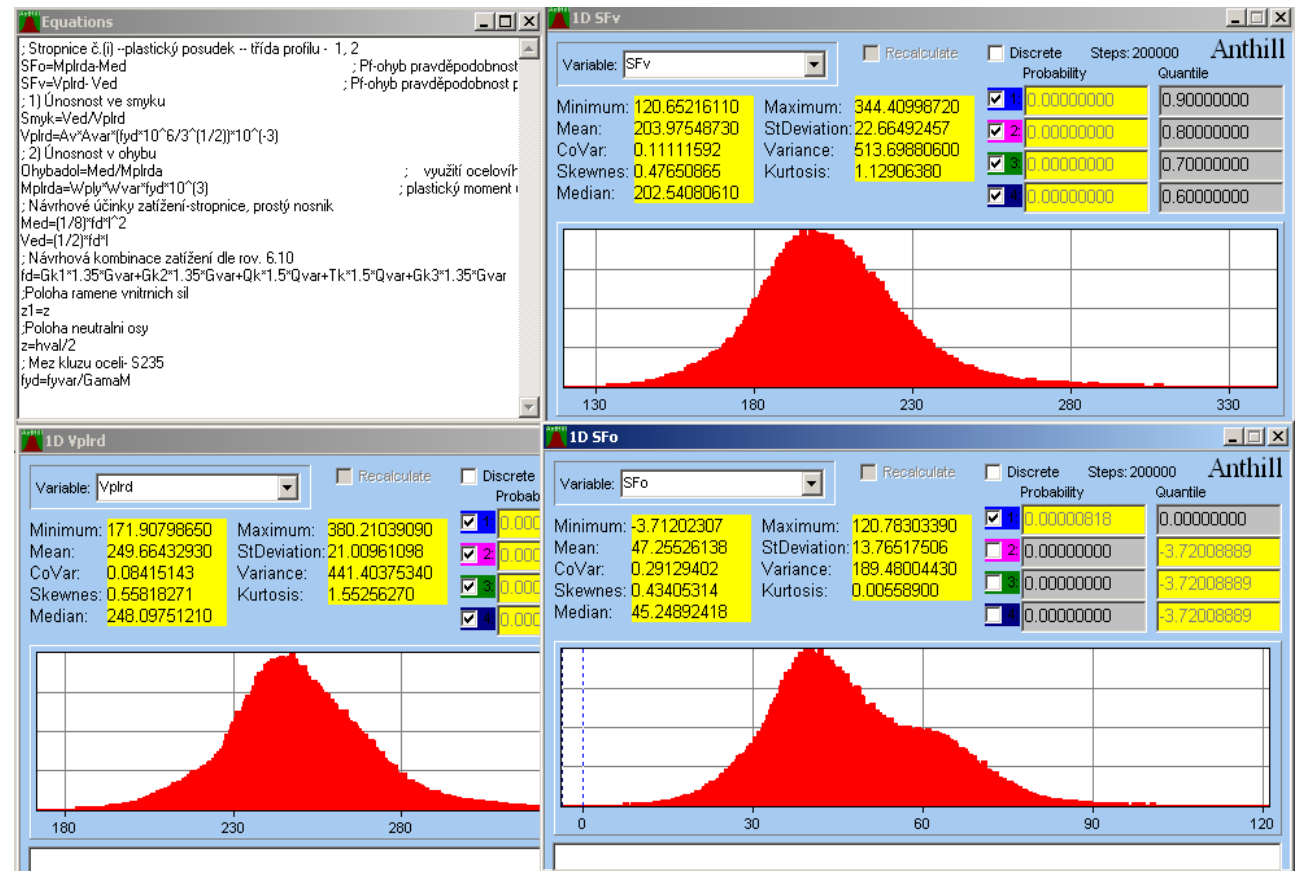
: Stropnice č.(i) -plastický posudek -- třída profilu - 1, 2
 $SFo = Mplda - Med$; Pf-ohyb pravděpodobnost poruchy ohyb
 $SFv = Vplrd - Ved$; Pf-ohyb pravděpodobnost poruchy smyk
 : 1) Únosnost ve smyku
 $Smyk = Ved / Vplrd$
 $Vplrd = Av \cdot Avar \cdot (fyd \cdot 10^6 / 3^2)^{1/2} \cdot 10^{-3}$
 : 2) Únosnost v ohybu
 $Ohybadol = Med / Mplda$; využití ocelového průřezu v ohybu
 $Mplda = Wply \cdot Wvar \cdot fyd \cdot 10^3$; plastický moment únosnosti ocelového průř.
 : Návrhové účinky zatížení-stropnice, prostý nosník
 $Med = (1/8) \cdot fd \cdot l^2$
 $Ved = (1/2) \cdot Vd$
 : Návrhová kombinace zatížení dle rov. 6.10
 $fd = Gk1 \cdot 1.35 \cdot Gvar + Gk2 \cdot 1.35 \cdot Gvar + Qk \cdot 1.5 \cdot Qvar + Tk \cdot 1.5 \cdot Qvar + Gk3 \cdot 1.35 \cdot Gvar$
 : Poloha ramene vnitřních sil
 $z1 = z$
 : Poloha neutrální osy
 $z = hval / 2$
 : Mez kluzu oceli- S235
 $fyd = fyvar / GamaM$

Input variables

Variables	Type	Parameters	Comment
Av	Constant	Value=0.001519	smyková plocha průřezu v (m2)
Avar	area-m.dis	Min=0.950000000 Max=1.050000000	proměnlivost plochy
fyvar	(235)fy01.dis	Min=200.000000000 Max=435.000000000	mez kluzu oceli V (MPa)- histogram S235
Tk	Constant	Value=0	char. hodn. užitého zat. technologiemi v (kNm--kNm2)
Uvar	long1.dis	Min=0.000000000 Max=1.000000000	délková náhodná zat.
Qk	Constant	Value=8.7	char. hodn. užitého zat. v (kNm--kNm2)
Gk2	Constant	Value=5	char. hodn. vlastní tíhy stěny nad průvlakem v (kNm k
Gvar	dead1.dis	Min=0.818000000 Max=1.000000000	stálé zat.
Gk1	Constant	Value=4.55	char. hodn. stálého zat. v (kNm--kNm2)
Gk3	Constant	Value=0.262	char. hodn. vlastní tíhy IPE 240
GamaM	Exponential	Min=1.000000000 Max=1.012500000 Mean=1.0	dílčí součinitel materiálu v (-)
A	Constant	Value=0.00391	průřezová plocha IPE240 v (m2)
Wvar	area-m.dis	Min=0.950000000 Max=1.050000000	proměnlivost plochy
ly	Constant	Value=2.836E-6	moment setravnosti (m4)
plrd	Constant	Value=0	
l	Constant	Value=5	délka nosniku v (m)
Wply	Constant	Value=0.0003666	průřezový modul plastický (m3) IPE 240
Wy	Constant	Value=0.0003243	průřezový modul pro IPE 240 elastický (m3)
hval	Constant	Value=0.24	výška válcovaného nebo svařovaného profilu v (m)



Výpočet pravděpodobnosti poruchy pro danou konstrukci Pf(i).



Souhrn a závěry – použitím pravděpodobnostního posudku se na stropní konstrukci dle zadání projevuje plusový bonus oproti posudku dle EC3, a to v rozmezí pro ohyb 10% až 12% pro ohyb řešený v plasticitě, pro smyk je úspora znatelnější a to 15% a výše. Pravděpodobnost poruchy se pohybuje v hodnotách $8,18 \cdot 10^{-6}$.

Modelová situace: ocel 05-ocelové táhlo konstrukce S235 posudek únosnosti a poruchy daného táhla.

Posudek konstrukce táhla, úloha se zabývá určení min. plochy od daného zatížení, odezvy konstrukce vyvolaných silami od zatížení, které na konstrukci působí od : (stálé, užité, vítr, sníh, mimořádné). Konstrukce táhla z oceli řady EN10210-1 ,235,227, 355 základní vztahy pro výpočet s W ANTHILL pro určení – MIN. plochy táhla, únosnosti (rezistence) a pravděpodobnosti poruchy $P_{f(i)}$.

$$\text{Zatížení} - F_{ed(i)} = \sum_{i=1}^n G_{(i)} \cdot G_{VAR} + \sum_{i=1}^4 Q_{(i)} \cdot Q_{VAR} + \sum_{i=1}^n W_{(i)} \cdot W_{VAR} + \sum_{i=1}^n S_{(i)} \cdot S_{VAR} \quad [N]$$

G_{VAR} ... histogram zat. Stálé – DEAD1.DIS

Únosnost táhla (rezistence)

Q_{VAR} ... histogram zat. Užité – LONG1.DIS

$$R_{(i)} = A_{CEL} \cdot (IMP) \cdot f_{yd} \quad [N]$$

W_{VAR} ... histogram zat. vítr – WIND1.DIS

$$R_{(i)} = A_{SBRA} \cdot A_{VAR} \cdot f_{yd} \quad [N]$$

S_{VAR} ... histogram zat. Sníh – SNOW.1.DIS

$$R_{(i)} = A_{SBRA} \cdot (IMP) \cdot f_{yd} \quad [N]$$

Plocha min. $A_{SBRA} = F_{ed(i)} / F_y$; $A_{CEL} = F_{ed(i)} / 235$ [m²]

$$f_y^{275} = 275 \cdot \text{AREA.DIS}, T275.DIS$$

$$F_y^{235} = t_{235} f_{y01}.DIS \text{ (histogram)} \quad [MPa]$$

A_{VAR} ... histogram – AREA-M.DIS

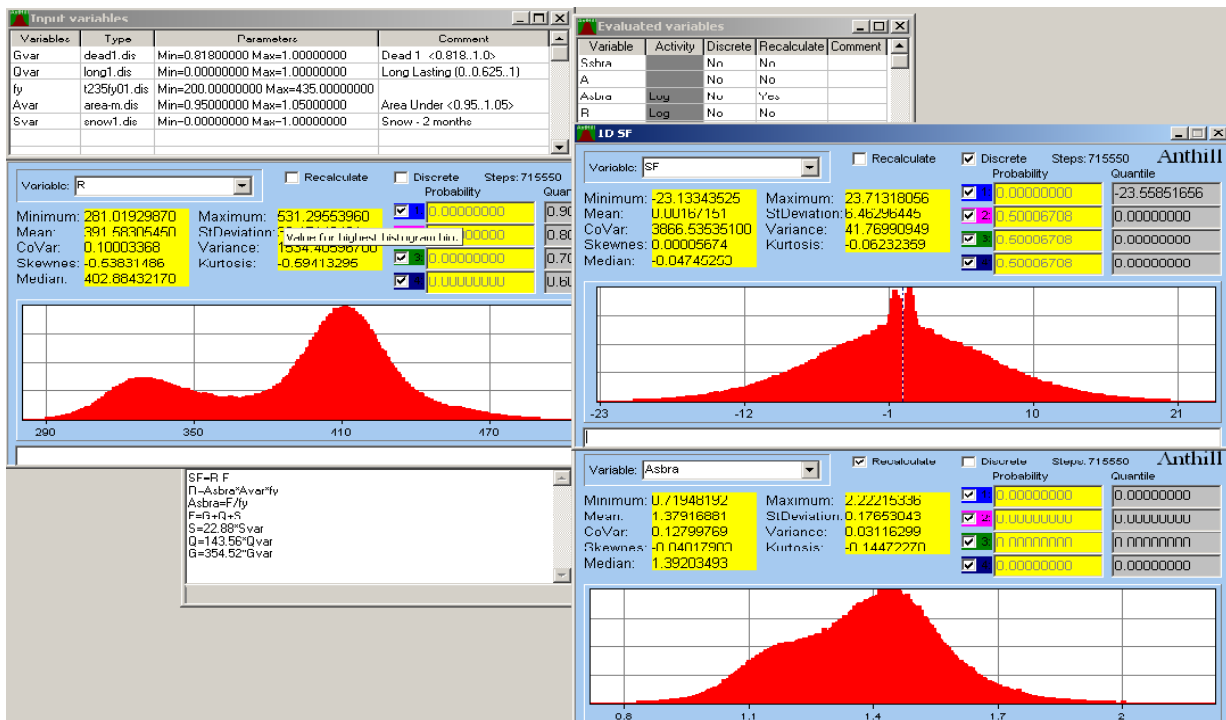
$$f_y^{355} = T355Fy01.DIS, ST355.DIS$$

$$F_{yd} = \frac{f_y}{1,0} \text{ návrhová hod. meze kluzu} \quad [MPa]$$

$$A_{CEL} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} \quad [m^2]$$

IMP = ... (histogram pro imperfekt z převálcování, pod válcování)

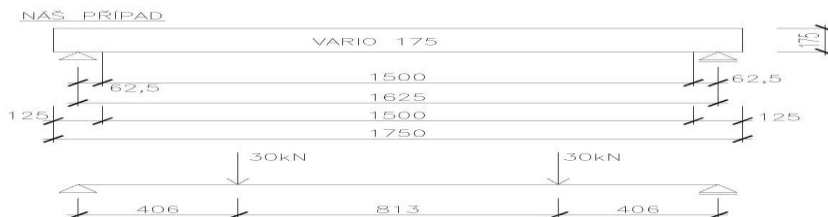
Histogram min. nutné plochy táhla, pravděpodobnost poruchy s rezistencí táhla.



Souhrn a závěry – v posudku táhla jsme metobou SBRA dostali kldný bonus na ploše a to v rozmezí 8% až 13% , které se dají kladně využít například pro rekonstrukce či korodované konstrukční prvky.

Příklad:ocel 06-posudek spolehlivosti pro keramicko-betonový překladu VARIO –175

Posuzovaná konstrukce-Konstrukce keramicko-betonového překladu VARIO –175 byla podrobena zatěžovací zkoušce v TZUS - protokol A 020-022112 dle ČSN EN 8 4 6-9 - zatěžovací schéma viz. obr.1. Při posudku byl uvažován průřez 220/105 mm z betonu C 25/30, ocel B 500 A schéma konstrukce je uvažováno jako čtyř bodové pro dané zatížení. Pro posudek konstrukce se přistoupilo k simulaci dle metody SBRA programem Anthill a následným porovnáváním výsledků únosnosti dle EC 2 .Statické schéma konstrukce vyšetřovaného překladu VARIO-175



Uspořádání zatěžovací zkoušky pro stanovení únosnosti v ohybu

Zatěžovací zkouška byla uspořádána podle ČSN EN 846-9, dle statického schématu konstrukce v účinné rozpětí $Le=1625$ mm, $Le / 4 = 406$ mm, délka uložení $B = 125$ mm. Jako vyrovnávající malty pro uložení překladů bylo použito malty M 5. Zatížení bylo vyvozováno dvěma osamělými břemeny prostřednictvím tuhých ocelových roznášecích desek 160 x160 mm, které byly umístěny v $1/4$ účinného rozpětí. Zatížení bylo zvyšováno v 9-10 krocích po 2 x 5,0 kN na očekávanou hodnotu, únosnosti bylo dosaženo za 20 – 25 minut od začátku zkoušky. Průhyby byly měřeny ve středu rozpětí nosníků a u podpor, po odečtení svislého posunu konců překladů .

Výsledek zkoušky:

Vlastnosti	Zjištěné hodnoty		
	Vzorek č. 657/1	Vzorek č. 657/2	Vzorek č. 657/3
Únosnost v ohybu	2 x 54,5 kN(66,9 kN/m)	2 x 52,5 kN(64,5 kN/m)	2 x 53,0 kN(65,1 kN/m)
Zatížení při mezním průhybu	Mezního průhybu $\delta d = Le / 200 = 8,12$ mm bylo při zkoušce dosaženo při zatížení v rozmezí 2 x 47,0 až 2 x 48,0 kN		
	Vzorek č. 657/4	Vzorek č. 657/5	Vzorek č. 657/6
Únosnost ve smyku	79,0 kN	83,5 kN	82,5 kN

Vztah mezi zatížením a průhybem

Zatížení [kN]	Moment [kNm]	657/ 1	657 / 2	657 / 3
		Průhyb uprostřed rozpětí [mm]		
2 x 5,0	2,03	0,14	0,16	0,17
2 x 10,0	4,06	0,33	0,37	0,36
2 x 15,0	6,09	0,82	1,16	0,96
2 x 20,0	8,13	1,52	1,96	1,68
2 x 25,0	10,16	2,52	2,75	2,65
2 x 30,0	12,19	3,53	3,60	3,58
2 x 35,0	14,22	4,44	4,48	4,46
2 x 40,0	16,25	5,51	5,62	5,55
2 x 45,0	18,28	7,41	7,52	7,50
2 x 50,0	20,31	8,12 (2x47,5 kN)	8,12 (2x47,0 kN)	8,12 (2x48,0 kN)
2 x 55,0	22,34	-	-	-
Mezní průhyb		1625 / 200 = 8,12 mm		
Zatížení při mezním průhybu		mezního průhybu bylo při zkoušce dosaženo při zatížení v rozmezí 2 x 47,0 až 2 x 48,0 kN		

Posouzení SBRA pomocí programu Anthill

Vstupní histogramy jsou vygenerovány v tomto programu a posouzení metodou SBRA – ANTHILL. Vstupní data pro vyšetřovaný překlad VARIO – dle ČSN EN 8 4 6-9 . Při posudku byl uvažován průřez 220/105 mm z betonu- C25/30, ocel -B500A . Pro potřeby simulace bylo zadáno 1 000 000 - 2 000 000 cyklů. Výsledné využití průřezu a histogram je na životnosti je 4, životnost 50 let, CC2 , toho budeme uvažovat pro MSÚ- P fd=7,2.10-5, MSP- P fd=6,7.10-2.

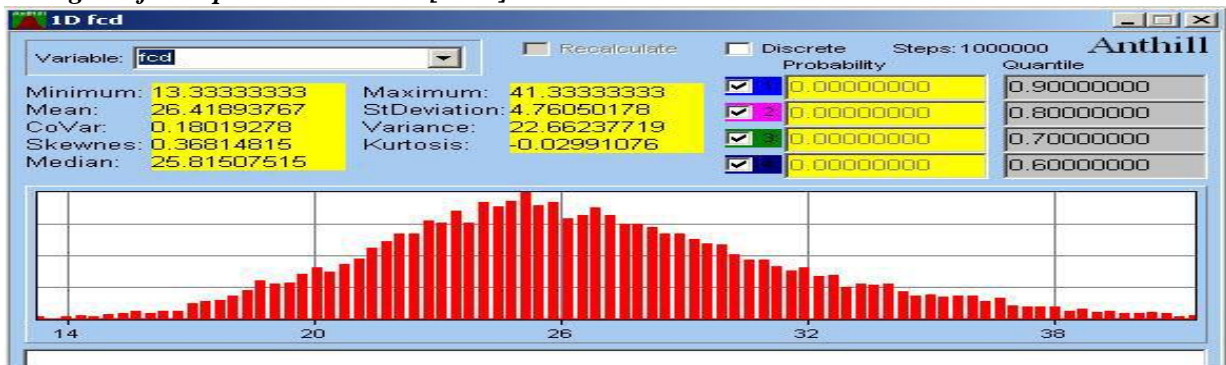
Vstupní a proměnné hodnoty

Variables	Type	Parameters	Comment
As1	Constant	Value=0.00015394	
Avars	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
Avarc	area-u.dis	Min=0.90000000 Max=1.05000000	
b	Constant	Value=0.105	
fyk	DS460FyLP01.dis	Min=421.00000000 Max=595.00000000	
fck	beton35.dis	Min=20.00000000 Max=62.00000000	
d	Constant	Value=0.184	
Asw	Constant	Value=1.963E-5	
z	Constant	Value=0.1656	
cotg0	Constant	Value=2.5	
s	Constant	Value=0.125	

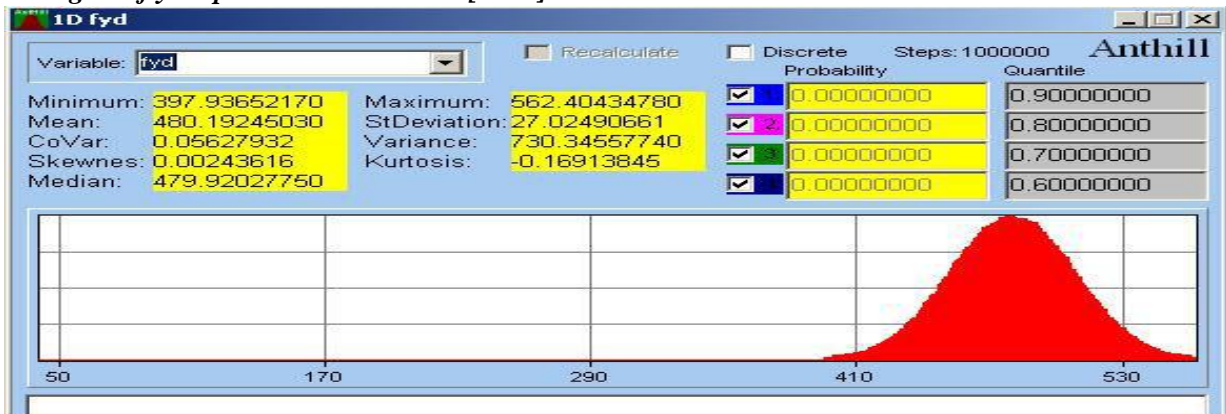
Variables

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
fcd	Histogram	No	No	Mpa
fyd	Histogram	No	No	Mpa
x	Histogram	No	No	m
Mrds	Histogram	No	No	kNm
Mrdc	Histogram	No	No	kNm
fyk	Inactive	No	No	Mpa
Vrd	Histogram	No	No	kN

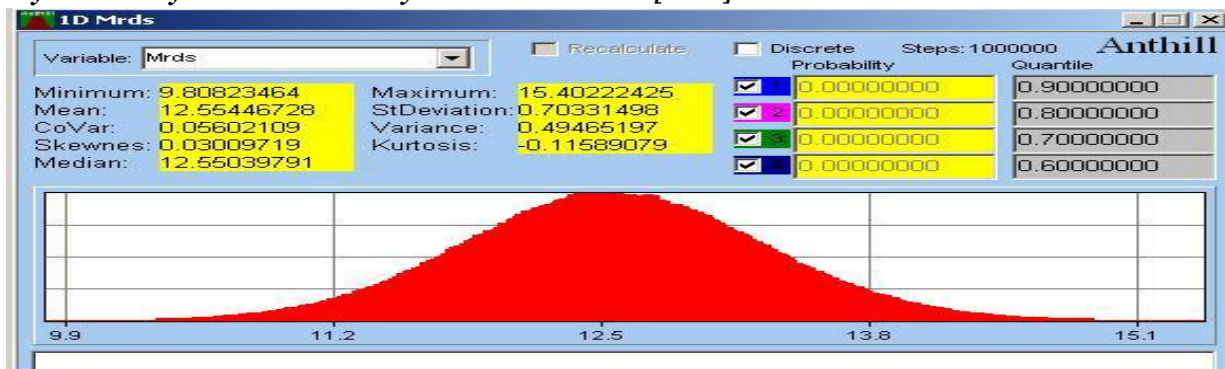
Histogram fcd—pro beton C25/35 [MPa]



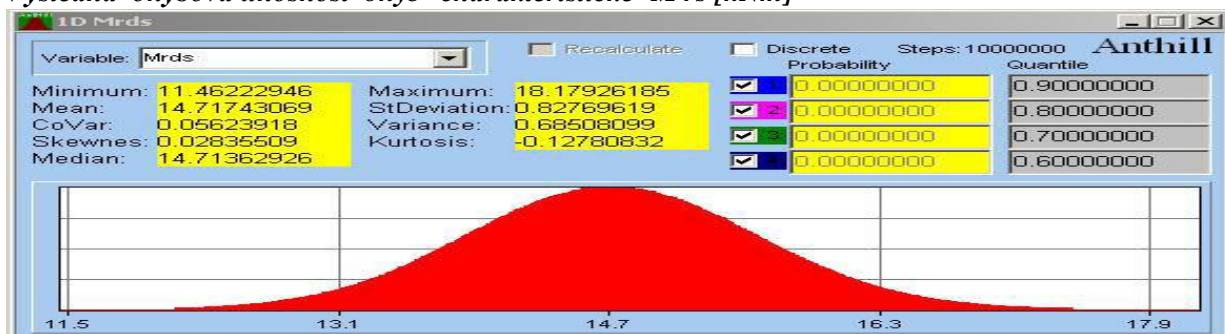
Histogram fyd—pro betonářskou ocel [MPa]



Výsledná ohybová únosnost ohyb- návrhové- M_{rsd} [kNm]



Výsledná ohybová únosnost ohyb- charakteristické- M_{rs} [kNm]



Souhrn a závěr- výsledků zjištěných metodou SBRA ,Fine-EC2 a zatěžovací zkouškou

Porovnáním výsledků při výpočtu dle EC2 programem Fine-EC-2D a bet.výsek Fine se simulací metodou SBRA-ANTHILL a zatěžovací zkouškou pro stanovení únosnosti v ohybu (protokol A 020-022112 dle ČSN EN 846-9) je provedeno v porovnání výsledků Vario 175. Z následujícího je patrný nárůst výpočtové pevnosti konstrukce metodou SBRA oproti EC2, ale již plně nevystihuje dosažených hodnot v zatěžové zkoušce – Předpoklad - v konstrukci je značná rezerva.

Porovnání výsledků VARIO -175

Veličina	Výsledky získané programem		Poznámka
	Únosnost-Ohyb[kNm]	Únosnost-Smyk [kN]	
Tabulkové hodnoty(návrhové)	9,66[kNm]	27,09[kN]	
Fine-EC, 2D,(návrhové)	12,68[kNm]	52,33[kN]	
Fine-EC, bet.ý výsekEC2(návrhové)	14,01[kNm]	57,80 [kN]	
SBRA , Anthill , (návrhové)	15,41[kNm]	55,70[kN]	Rezerva 8-7%
SBRA , Anthill (charakteristické)	18,2[kNm]	62,17[kN]	Rezerva na prvku je cca 20-23%
Zatěžová zkouška A020-022112(charakter.)	21,6 [kNm]	81,7 [kN]	Předpoklad rezerva –otázka jak je možná neschoda dle experimentu ***

***bylo následně zjištěno u výrobyz koušeného vzorku použití betonu třídy cca C35/45 až C40/50

Modelová situace: ocel 07-rozbor zatížení na konstrukce

Kombinace zatížení

Deterministický, nebo také parametrický přístup odvozený pomocí polo pravděpodobnostního přístupu z metody dílčích součinitelů pro stanovení zatížení a následně jeho kombinací pro mezní stav únosnosti uvedený v jednotlivých normách, vychází ze stanovení maximální (extrémní) návrhové hodnoty zatížení.

Kombinace těchto hodnot zatížení se provede pomocí příslušné rovnice pro danou návrhovou situaci tím, že se jednotlivé návrhové hodnoty zatížení vynásobí kombinačními součiniteli. Kombinační součinitele vyjadřují pravděpodobnost výskytu několika nepříznivých hodnot na sobě nezávislých zatížení.

Proto při větším počtu působících zatížení a zejména při zahrnutí dalších vlivů (např. imperfekcí, vlivu prostředí apod.) je stanovení jejich kombinací za použití norem často velmi pracné a časově náročné. Vhodnou alternativní možností je použití plně - pravděpodobnostního přístupu. V metodě SBRA nejsou jednotlivá zatížení konstanty, ale jsou reprezentovány neparametrickými rozděleními pomocí křivek trvání zatížení (LDC – Load Duration Curves). Tyto křivky trvání zatížení představují uspořádanou historii působení zatížení po dobu života konstrukce (v čase).

S využitím plně-pravděpodobnostního přístupu tedy odpadá potřeba určování kombinačních součinitelů a dané zatížení vyjádřené pomocí křivek trvání zatížení stačí pouze sčítat na základě teorie pravděpodobnosti. Zatížení pak může být zavedeno i jako vícekomponentní, např. dvoukomponentní zatížení větrem, kde jedna komponenta (rozdělení) představuje směr větru a druhá pak např. rychlost větru, což výrazně urychluje a usnadňuje práci. Kombinace zatížení jsou stanoveny oběma již zmíněnými přístupy výpočtu pro sedm a různých hodnot stálých zatížení, dlouhodobých, krátkodobých zatížení a zatížení větrem. Jednotlivé charakteristické hodnoty zatížení vstupující do výpočtů jsou uvedeny v tab. 1. Při parametrickém výpočtu dle ČSN EN 1990 bylo použito kombinační rovnice 6.10 (1c) pro trvalé a dočasné návrhové situace.

$$\gamma_g \cdot g_k + \gamma_{q1} \cdot q_{k1} + \sum_{i>1} \gamma_{qi} \cdot \psi_{0,i} \cdot q_{ki} \quad (1c)$$

Pro parametrický výpočet podle DIN 1055-100 [4] byla použita rovnice (2c)

$$\gamma_g \cdot g_k + \gamma_{q1} \cdot q_{k1} + \sum_{i>1} \gamma_{qi} \cdot \psi_{0,i} \cdot q_{ki} \quad (2c)$$

A nakonec pro parametrický výpočet podle AISC-LRFD byly použity rovnice dle druhů působících zatížení.

		Kombinace zatížení č.						
		1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.
Charakteristické hodnoty zatížení [kN]	D (stálé)	100	80	75	70	55	40	25
	LL (dlouhodobé)	0	20	20	20	15	15	10
	SL (krátkodobé)	0	0	15	10	10	10	5
	W (vítr)	0	0	0	5	10	20	30

Vstupní charakteristické hodnoty zatížení [kN]

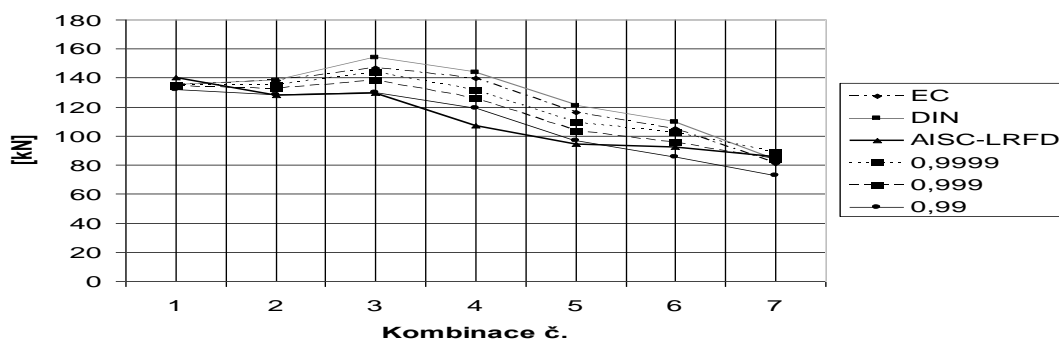
Výpočet

Vypočtené maximální hodnoty kombinací zatížení stanovené deterministickým výpočtem dle jednotlivých národních norem jsou uvedeny v odpovídajících rádcích viz . následný text. Maximální hodnoty kombinací zatížení získané plně-pravděpodobnostním výpočtem metodou SBRA pomocí programu Anthill jsou uvedeny s kvantilem 0.9999, 0.999, a 0.99 ve spodních rádcích tabulky. Tabulka je pro názornost doplněna grafem , kde jsou dobře patrné rozdíly mezi jednotlivými přístupy pro stanovení kombinací.

		Kombinace zatížení č.						
		1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.
Charakteristické hodnoty zatížení [kN]	D (stálé)	100	80	75	70	55	40	25
	LL (dlouhodobé)	0	20	20	20	15	15	10
	SL (krátkodobé)	0	0	15	10	10	10	5
	W (vítr)	0	0	0	5	10	20	30
Výsledky kombinací zatížení [kN]	EC	135	138	147	139,5	116,25	105	81
	DIN	135	138	153,75	144	120,75	109,5	83,25
	AISC-LRFD	140	128	129,5	107	94,5	92,5	85,5
	0,9999	134,99	135,26	143,88	131,45	109,20	102,52	88,52
	0,999	134,28	132,49	138,10	126,00	103,39	95,12	83,96
	0,99	132,01	128,35	130,09	119,37	96,65	85,76	72,75

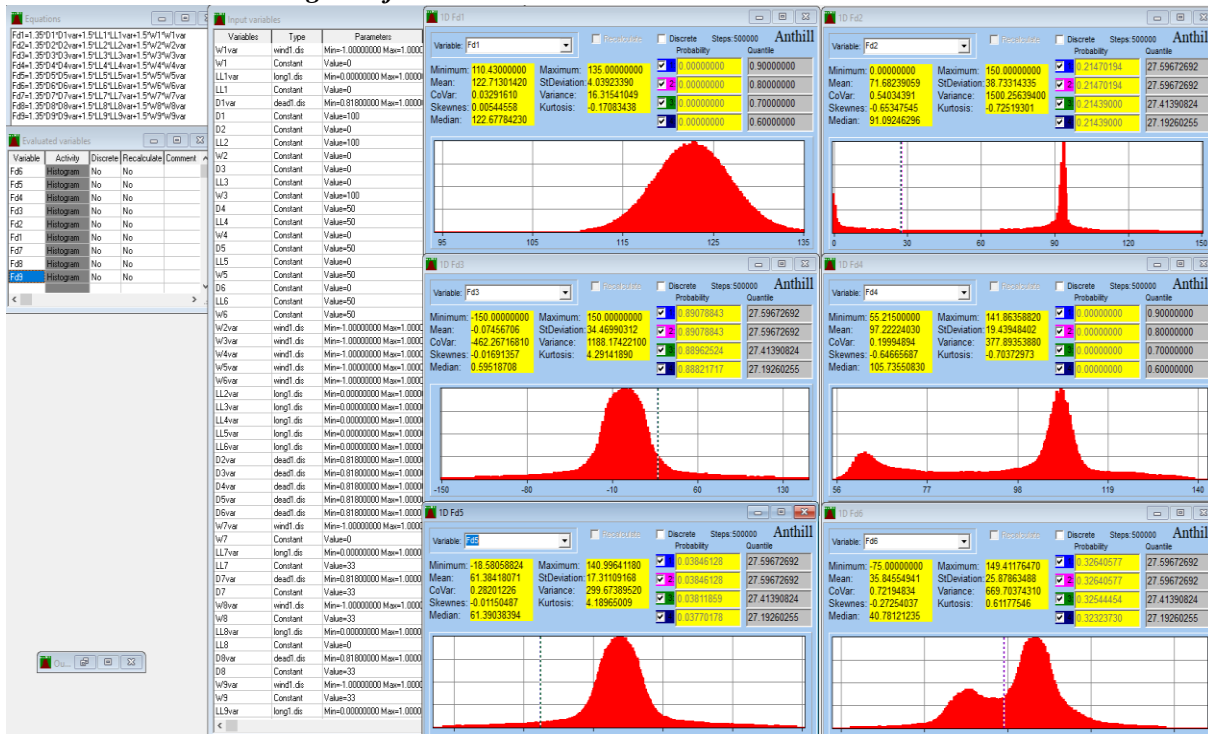
Výsledky kombinací zatížení [kN]

Výsledky kombinací zatížení



Grafické znázornění jednotlivých výsledků kombinací zatížení

Modelové schéma s histogramy funkcí



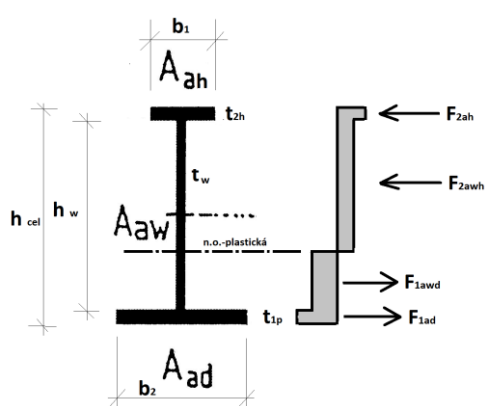
Souhrn a závěr

Ze stanovených hodnot kombinací zatížení je patrné, že rozdíl mezi deterministickým přístupem uváděným v jednotlivých národních normách a plně pravděpodobnostním výpočtem pomocí metody SBRA využívající simulační techniky Monte Carlo je značný.

Zatím co deterministicky stanovené hodnoty kombinací dle ČSN EN 1990 a DIN 1055-100 jsou poměrně konzervativní. Výsledky kombinací podle normy AISC-LRFD jsou pro určité hodnoty zatížení nižší než hodnoty získané plně-pravděpodobnostním výpočtem metodou SBRA. Z uvedeného je patrné, že i když jsou přístupy stanovení kombinací zatížení uváděné v normách odvozeny ze stejného principu, jejich výsledky se značně odlišují. Použití plně-pravděpodobnostního principu pro stanovení kombinací zatížení pomocí metody SBRA je vhodné díky jeho přesnosti, rychlosti a jednoduchosti.

Modelová situace: ocel 08 – profil SLIM-BEAM (jednoosého symetrického ocelového profilu)

Jedná se o posudek ocelové konstrukce – pruhu (nosník) a to jednoosého symetrického profilu SLIM-BEAM, který je vytvořen ze svařovaných plechů ($t < 40$ mm). S poměrem pásnic b_D^{PAS} / b_H^{PAS} ; 1:1,5; 1:1,75; 1:2 o dané výšce h_{nom} . Pro materiál S235 a EN10210-1 S235H; S275H; S, 355H.



$$h_{cel} = h + t_{p1}^{PAS} + t_{H2}^{PAS} \quad [m]$$

Plastický posudek únosnosti pro daný profil konstrukce v programu ANTHILL je následující:

$$A_{CEL} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} \quad [m^2]$$

kde $A_{(i)} = (b_{(i)} \cdot (IMP)) \cdot (t_{(i)} \cdot (IMP))$ var. A

$A_{(i)} = b_{(i)} \cdot (t_{(i)} \cdot (IMP))$ var. B

$A_{CEL} = A_{11} + A_{22} + A_{33}$ var. C

Obr. SLIM-BEAM

Těžiště v plasticitě Z_{PL} [mm]

$F_{a(i)} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} f_{y(i)VAR}$; $t_{yVAR} \dots$ histogram t235fy01.DIS

$$Z_{PL} = \frac{((b_D \cdot IMP)(t_{P1} \cdot IMP)) - ((b_H \cdot IMP) \cdot t_{H2} \cdot IMP)}{2 \cdot t_s \cdot IMP}$$

IMP ... histogram imperfekcí pro válcovaný plech < 0,997; 1,003 a z 1,004 >

Plastický průřezový modul W_{PL} :

$$W_{PL, RD} = \sum_{i=1}^n S_{a_{(i)H}} + \sum_{i=1}^n S_{a_{(i)D}} = \sum_{i=1}^n (A_{(i)} \cdot Z_{(i)}^D) \quad [m^3]$$

$$W_{PL, RD} = (A_{11} \cdot Z_{11}) + (A_{22} \cdot Z_{22}) + (A_{33} \cdot Z_{33}) \quad [m^3]$$

$$W_{PL, RD} = W_{PL} \cdot W_{VAR} \quad [m^3]$$

Plastický moment únosnosti

$$M_{PL, RD} = W_{PL, RD} \cdot \left(\frac{f_{yVAR}}{GAMAM} \right) \quad [Nm]$$

$W_{PL, RD}$... fce histogramu statického momentu plochy s IMP < 0,997; 1,003 > norm. rozdělení

f_{yVAR} ... histogram t235 ty · 0,1.DIS

GAMAM... histogram Expon. [%]

W_{VAR} histogram AREA-M.DIS

$$M_{ed(i)} = \sum_{i=1}^n G_{(i)m} \cdot G_{VAR} + \sum_{i=1}^4 Q_{(i)m} \cdot Q_{VAR} + \sum_{i=1}^n W_{(i)m} \cdot W_{VAR} + \sum_{i=1}^n S_{(i)m} \cdot S_{VAR}$$

Posudek SLIM-BEAM, poměr pásnic $b_D^{PAS} / b_H^{PAS} \Rightarrow 1:1,5$ elastický posudek, zadání pro SBRA (ANTHILL)

$$A^{CEL} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot A_{VAR} \quad [m^2] \quad \Delta A_{VAR} \dots \text{histogram AREA-M.DIS}$$

Určení polohy neutrální osy Z_{PP} [m] IMP . Histogram normal. <0,9985; 1,001>

$$Z_{PP} = \frac{\sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot A_{VAR} \cdot Z_{(i)}}{A^{CEL}} \quad [m] \quad H_{CEL} - Z_{PP} = Z_{HH} \quad [m]$$

Moment setrvačnosti I_{PP} [m⁴] (kvadratický moment setrvačnosti)

$$I_{PP} = I_{PP}' + \sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot A_{VAR} \cdot Z_{(i)}^2 \quad [m^4] \quad I_{PP}' = \sum_{i=1}^n ((b_{(i)} \cdot h^3) / (12)) \cdot I_{VAR} \quad [m^4]$$

I_{VAR} AREA-M.DIS

$$I_{PP}' = \sum_{i=1}^n ((b_{(i)} \cdot h^3) \cdot (IMP) / (12)) \quad [m^4]$$

Posouzení napětí dolních a horních vláken $SIGMA^H$, $SIGMA^D$ [MPa]

$$SIGMA^H = \frac{M_{ed}}{I_{PP}} \cdot Z_{HH} \quad [MPa]$$

$$SIGMA^D = \frac{M_{ed}}{I_{PP}} \cdot Z_{DD} \quad [MPa]$$

Modelové schéma výpočtu - Mpla,Rd , Mplc,Rd pro Plasticitu a elasticitu Slim Beam

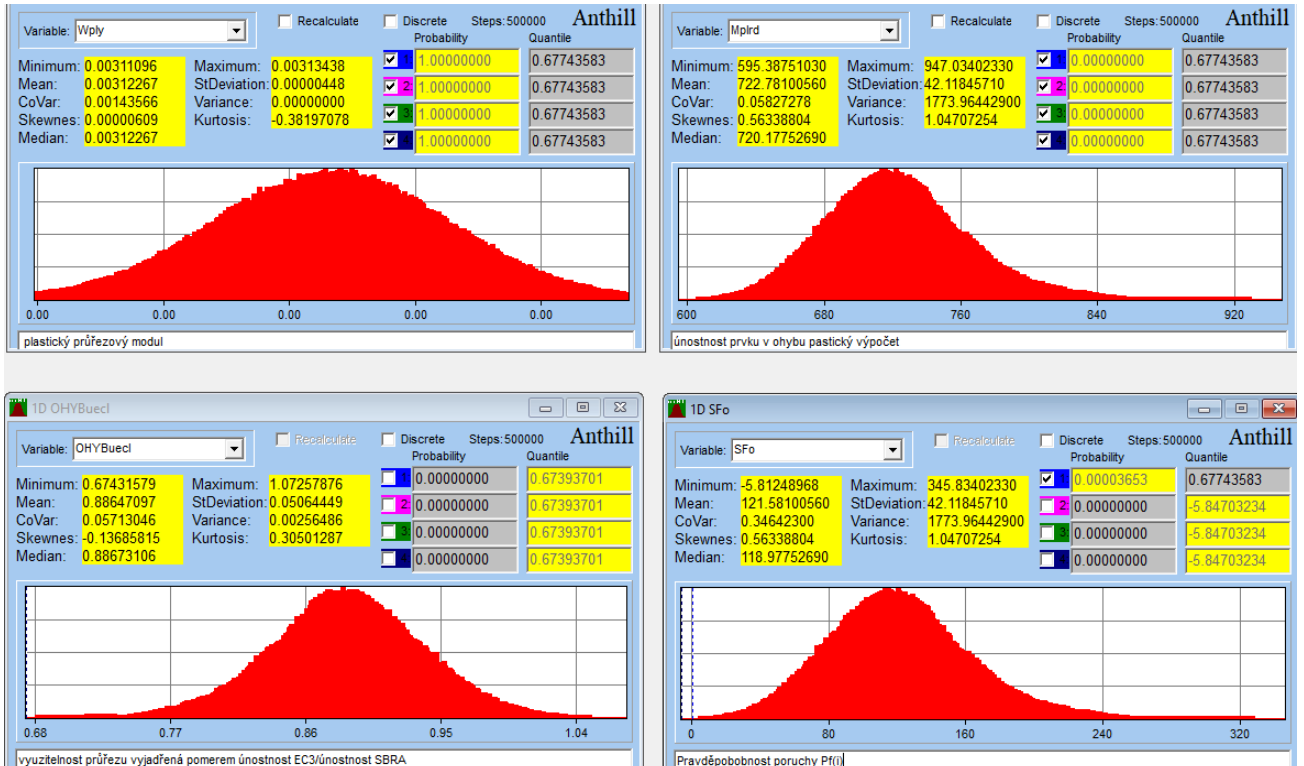
The screenshot shows a software interface with two main windows: "Equations" and "Evaluated variables".

Equations window: Contains a list of mathematical expressions and variables used in the calculation, such as $Sigma^h$, $Sigma^d$, Msk , $I_{y_{cel}}$, $I_{y_{var}}$, Z_{pp} , I_{pp} , I_{pp}' , $Sigma^H$, and $Sigma^D$. It also includes comments in Czech describing the variables and the calculation process.

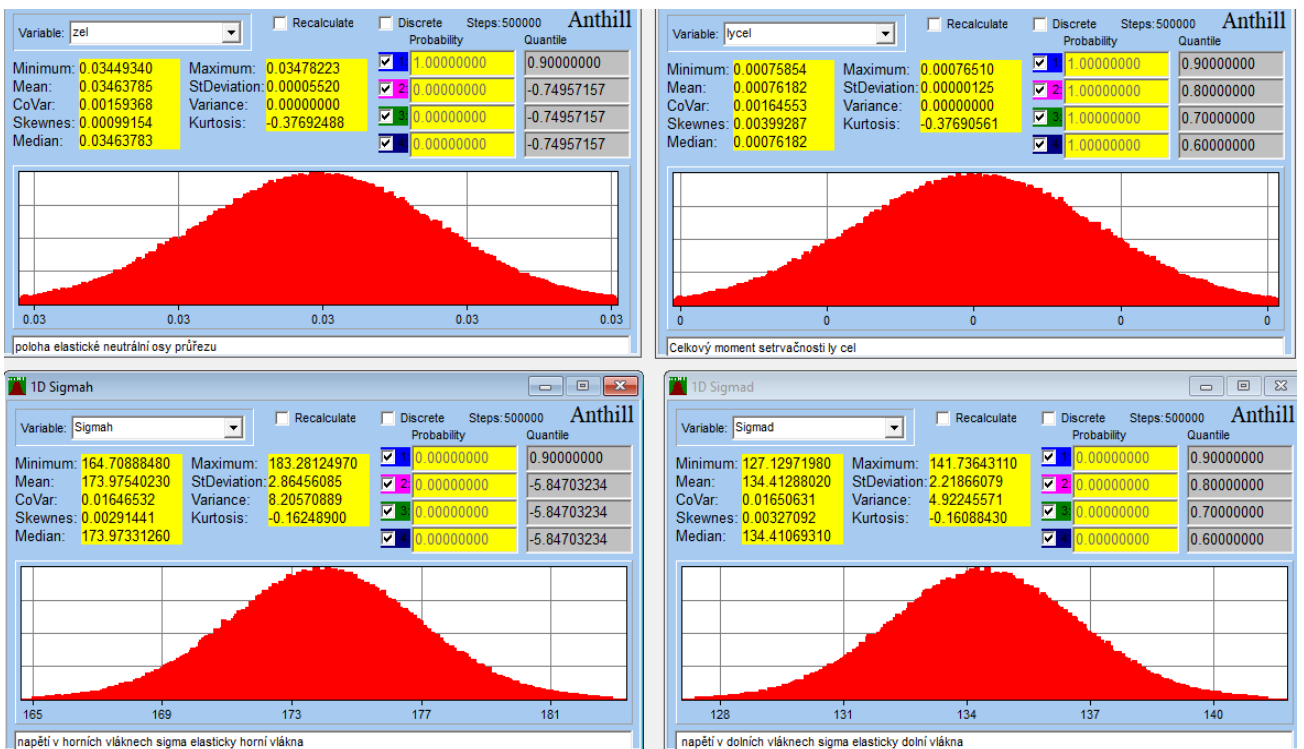
Evaluated variables window: A table listing the results of the calculations. The columns are Variable, Activity, Discrete, Recalculate, and Comment. The table includes variables like $Sigma^h$, $Sigma^d$, $tpp2$, $tpp1$, $tss1$, $b22$, $b11$, $hstoj1$, Ved , Ned , Med , $DHYBupl$, SFo , $SFo1$, $MMplrd$, $hstoj$, and h .

Input variables window: A table listing the input parameters for the calculation. The columns are Variables, Type, Parameters, and Comment. The table includes variables like fy , $GammaM$, $b2$, $b1$, $tp1$, $tp2$, ts , qd , gd , l , $hstoj$, $GammaM0$, qk , gk , imp , $Avar$, $fyvar$, $Gvar$, $Qvar$, $Svar$, $Wvar$, and $fyvar235$.

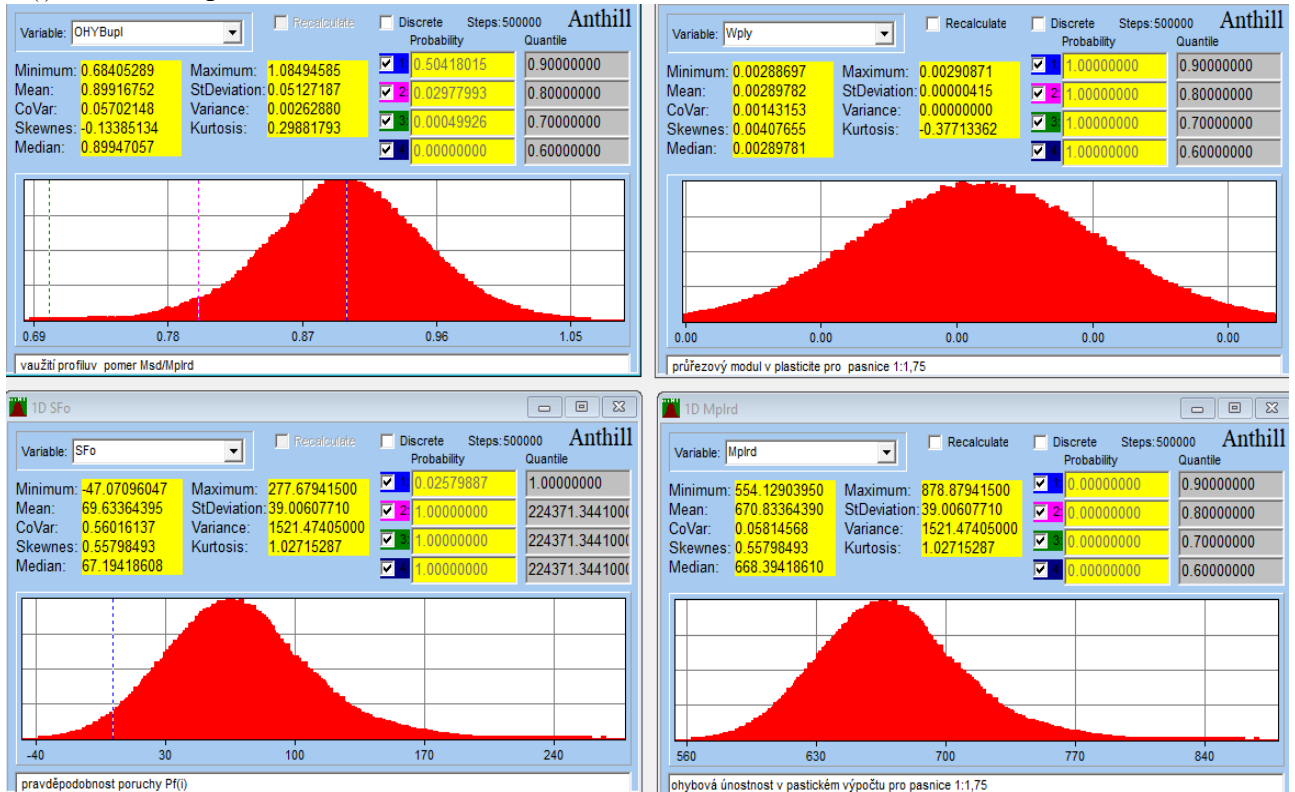
Výsledné histogramy pro plasticitu Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5 zleva doprava histogram $W_{pl,y(i)}$, únosnost $M_{pl,rd}$, využitelnost v % profilu vztažená k únosnosti EC3, pravděpodobnost poruchy prvku $P_{f(i)}$ k návrhové pravděpodobnosti $P_{d(i)} - 7,2 \cdot 10^{-5}$ až $7,28 \cdot 10^{-5}$.



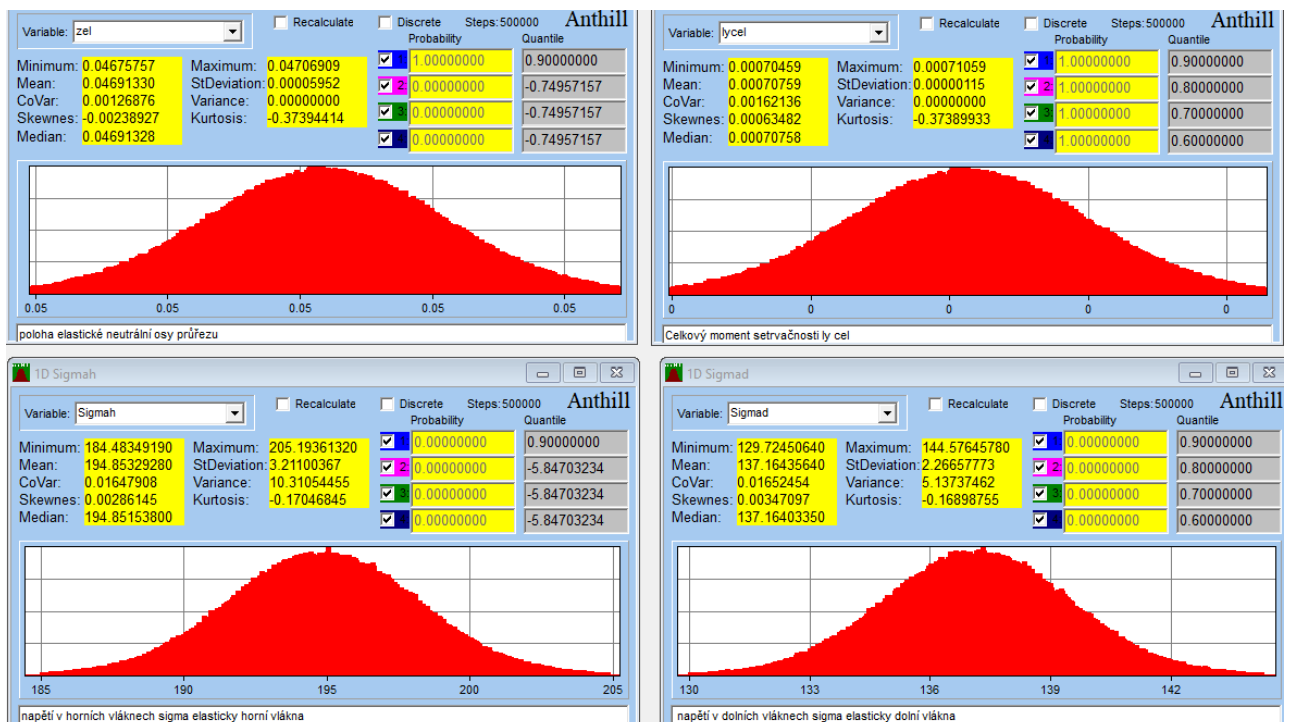
Výsledné histogramy pro elasticitu Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5 zleva doprava histogram Z_{el} poloha neutrální osy elastické, moment setrvačnosti $I_{y,cel}$, napětí v horních a dolních vlákních σ_H , σ_D vztažená k $f_{yd}=235$ MPa.



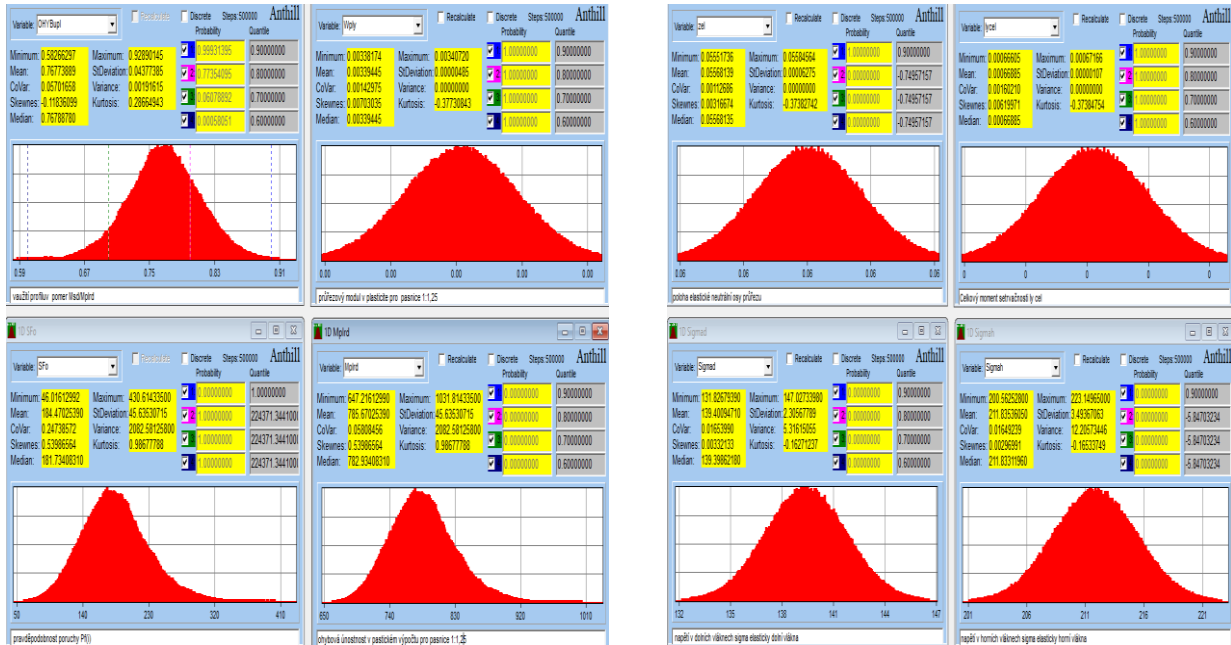
Výsledné histogramy pro Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,75 zleva doprava histogr. $W_{pl,y(i)}$, únosnost $M_{pl,rd}$, využitelnost v % profilu vztažená k únosnosti z EC3, pravděpodobnost poruchy $P_f(i)$ k návrhové pravd. $P_d(i)$ 7,2.10-5 - 7,28.10-5



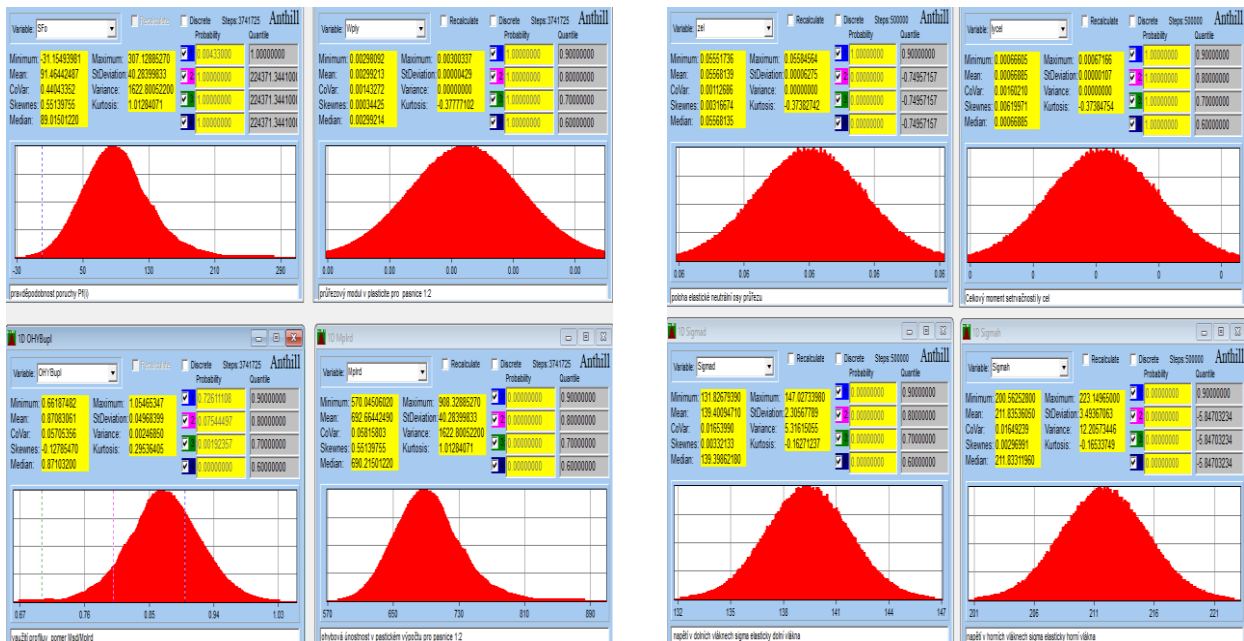
Další řešené histogramy pro elasticitu Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,75 zleva doprava histogram Z_{el} poloha neutrální osy elastické, moment setrvačnosti $I_{y,cel}$, mapětí v horních a dolních vláknech σ_H , σ_D vztažená k $f_{yd}=235$ MPa.



Výsledné histogramy v oblasti plasticity Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,25 zleva doprava histogram $W_{pl,y(i)}$, únosnost $M_{pl,rd}$, využitelnost v % profilu vztažená k únosnosti EC3, pravděpodobnost poruchy prvku $P_{f(i)}$ k návrhové pravděpodobnosti $P_{d(i)} 7,2 \cdot 10^{-5}$ až $7,28 \cdot 10^{-5}$. Výsledné histogramy pro elasticitu Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5 zleva doprava histogram Z_{el} poloha neutrální osy elastické, moment setrvačnosti $I_{y_{cel}}$, mapětí v horních a dolních vláknech σ_H , σ_D vztažená k $f_{yd}=235$ MPa.



Výsledky pro poslední porovnávaný profil a jeho histogramy v oblasti plasticity Slim-beam, poměr pásnic je 1:2 zleva doprava histogram $W_{pl,y(i)}$, únosnost $M_{pl,rd}$, využitelnost v % profilu vztažená k únosnosti EC3, pravděpodobnost poruchy prvku $P_{f(i)}$ k návrhové pravděpodobnosti $P_{d(i)} 7,2 \cdot 10^{-5}$ až $7,28 \cdot 10^{-5}$. Výsledné histogramy pro elasticitu Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5 zleva doprava histogram Z_{el} poloha neutrální osy elastické, moment setrvačnosti $I_{y_{cel}}$, mapětí v horních a dolních vláknech σ_H , σ_D vztažená k $f_{yd}=235$ MPa.



Souhrn a závěr – zhodnocení výsledků zjištěných metodou SBRA a FNE EC – 3D, 2D dle EC3, porovnáním výsledků při výpočtu, simulacích v řešených situacích, dle metody SBRA a určení únosnosti prvků dle ČSN EN 1993-1 v návaznosti na výpočet dle FINE EC 2D, 3D s určením pravděpodobnosti poruchy vzniklé na prvku $P_{f(i)}$ je zřejmé z následující tabulky porovnání. Výsledné zhodnocení pro Slim-beam je znázorněno v tabulce pro poměr pásnic 1:1,25 – 1:1,5 – 1:1,75 – 1:2, zleva doprava histogram $W_{pl,y(i)}$, únosnost $M_{pl,rd}$, využitelnost v % v na daném profilu vztažená k únosnosti dle EC3, pravděpodobnost poruchy prvku $P_{f(i)}$ vztažená k návrhové pravděpodobnosti $P_{d(i)} = 7,2 \cdot 10^{-5}$ až $7,28 \cdot 10^{-5}$.

Tab. Tabuka -Souhrn a závěr

SLIM BEAM S235				VYUŽITELNOST T [%]	ÚNOSTNOST -EC3 [kNm]	ÚNOSTNOST- SBRA [kNm] (+ pro SBRA [%])	$P_{f(i)}$	POZNÁMKA
č.	b_1/b_2	h_v/t_w [mm]	$b_1/b_2, t_p/t_h$ [mm]/[mm]					
1	Poměr pásnic 1:1,25	500/10	240/300, 20/20	80% ~ 81%	694,007	785, 671 (10-12%)	0,000·	$< P_{d(i)} = 7,2 \cdot 10^{-5}$
2	Poměr pásnic 1:1,5	500/10	200/300, 20/20	88,65% ~ 89%	638,438	722,781 (10-12%)	$3,653 \cdot 10^{-5}$	$< 7,22 \cdot 10^{-5}$
3	Poměr pásnic 1:1,75	500/10	175/300, 20/20	89,92% ~ 90%	600,387	679,834 (10-12%)	$2,579 \cdot 10^{-4}$	$\nless 7,2 \cdot 10^{-5}$
4	Poměr pásnic 1:2	500/10	150/300, 20/20	94% ~ 95%	559,782	633,800 (10-12-13%)	$4,33 \cdot 10^{-4}$	$\nless 7,2 \cdot 10^{-5}$

9. Modelová podobnost

Tato kapitola je zpracovaná na základě mechanické odezvy daného materiálu a základních rovnic lineární pružnosti s odvoláním se na fyzikálně podobné děje, užívání měřítek k vyjadřování fyzikální podobnosti pro uvažování lineárně pružnou okrajovou úlohu. [17], [25]

Fyzikální podobnost modelu a díla

Řešení okrajové úlohy lineární pružnosti lze vyjádřit v základním tvaru

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}, u_i, x_i, n_j, f_i, X_i, \rho, E, \mu) = 0 \quad (3.17)$$

následně, dále pomocí bezrozměrných veličin

$$\Phi(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5, \pi_6, \pi_7) = 0. \quad (3.18)$$

Z tohoto vyjádření se rovnice v daném tvaru (3.18) pro, které vyplývá, že počet proměnných se zmenšil. Počet bezrozměrných parametrů $\pi_{(i)}$ je určen podmínkou lineární nezávislosti. Z následujícího je zřejmé, že těchto n parametrů při $n = 10$ proměnných veličin a $k = 3$ počtu základních jednotek (délka, hmotnost a čas) je počet těchto lineárně nezávislých parametrů. [17]

$$m = n - r.$$

V našem případě $m = 7$ a r vyjadřuje hodnotu tzv. dimenzionální matice.

Pro fyzikální podobnost lze určit základní teoremy podobnosti:

- 1) Bezrozměrné argumenty modelu a díla mají stejné numerické hodnoty.
- 2) Všechny diferenciální a ostatní rovnice vyjadřují a popisují reálné fyzikální procesy, které jsou přebazeny do základních rovnic vyjadřující jednoznačnou vazbu mezi bezrozměrnými parametry $\pi_{(i)}$, které se nazývají - kritéria podobnosti.
- 3) Nutné a postačující podmínky podobnosti fyzikálních dějů spočívají v rovnosti číselných hodnot bezrozměrných parametrů.

Podle posledního bodu, teoremu lze vyjádřit kritéria podobnosti vztahem

$$(\pi_i)_D = (\pi_i)_M, \quad \text{D-dílo, M-model} \quad (3.19)$$

kde $i = 1, 2, \dots, m$ je počet lineárně nezávislých bezrozměrných parametrů. Schodnost číselných hodnot ostatních bezrozměrných parametrů je důsledkem existence podobnosti. Dále lze vyjádřit další bezrozměrné parametry pro rozměry modelu a díla pomocí zvoleného charakteristického rozměru l a odpovídajících si ostatních rozměrů l^n , modelu a díla. Lze psát

$$\pi_\eta = \frac{l^\eta}{l} \quad (3.20)$$

kde $\eta = 1, 2, \dots, p - 1$ je počet rozměrů určujících tvar konstrukce. Tento postup zvýšil sice počet proměnných veličin o $p - 1$, ale o stejný počet se zvýšil počet bezrozměrných parametrů, které lze takto vyjádřit. Stav lineárně pružného tělesa je popsán vektorem posuvu u_i a tenzory napětí σ_{ij} a deformace ε_{ij} . [17], [41]

Tyto veličiny nás budou zajímat při řešení pevnostních a tuhostních úloh, jsou závislé na zbývajících nezávisle proměnných veličinách. Totéž platí pro odpovídající bezrozměrné parametry. Na základě 2. teorému podobnosti lze integrály rovnic matematického modelu lineární okrajové úlohy vyjádřit v kritériálním tvaru. [17], [41]

$$\begin{aligned}\pi_3 &= \Phi_1 [\pi_1, \pi_5, \pi_6], \\ \pi_2 &= \Phi_2 [\pi_1, \pi_5, \pi_6], \\ \pi_4 &= \Phi_3 [\pi_1, \pi_5, \pi_6].\end{aligned}\tag{3.20 a}$$

Po dosazení bude. [41]

$$\begin{aligned}\frac{\sigma_{ij}}{E} &= \Phi_1 \left[\frac{\sigma_{ij}}{f}, \frac{X_i l_p}{E}, \mu \right], \\ \epsilon_{ij} &= \Phi_2 \left[\frac{\sigma_{ij}}{f}, \frac{X_i l_p}{E}, \mu \right], \\ \frac{u_i}{l_p} &= \Phi_3 \left[\frac{\sigma_{ij}}{f}, \frac{X_i l_p}{E}, \mu \right].\end{aligned}\tag{3.21}$$

za charakteristický rozměr tělesa byl vybrán rozměr L_p . Z definice bezrozměrných parametrů je zřejmé, že záměnu u_i/l za l/u_i v bezrozměrném parametru π_4 lze udělat.

Pak následně lze z rovnice $m_\sigma = m_f$, kdy $m_\sigma = m_E$, lze vyloučením napětí dojít ke vztahu pro bezrozměrný parametr

$$\pi = \frac{f_i dA}{E dA} = \frac{fdA}{El^2} = \frac{F}{El^2}\tag{3.22}$$

Výraz $fdA/EdA = fdA/El^2$ je potřeba chápat rozměrově. Zde F je zvolená osamělá síla ze soustavy F_k . Pro ostatní síly lze opět vyjádřit další bezrozměrné parametry ve tvaru

$$\pi_\eta = \frac{F_k}{F}, \eta = 1, 2, \dots, n - 1\tag{3.23}$$

podobně jako v případě rozměrů. Potom veličiny σ_{ij}/E , ϵ_{ij} , u_i/l lze vztazích vyjádřit jako funkci bezrozměrného parametru (3.22) místo parametru daného rovnicí σ_{ij}/f_i .

$$\Phi (\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_m) = 0\tag{3.24}$$

Tento základní výraz popisuje řadu jevů se shodnými bezrozměrnými argumenty. Tato skutečnost je využita při pozorování fyzikálních dějů v různých soustavách. [17]

Děje se stejnou bezrozměrnou rovnicí a stejnými okrajovými a počátečními podmínkami nazýváme fyzikálně podobné. Potom lze veličiny a jejich závislosti naměřené na modelu přenášet na dílo pouhým přepočtem pomocí měřítek m nebo bezrozměrných argumentů π .

V praxi se často musíme spokojit s modelem přibližným, kde méně podstatné veličiny geometrické i funkční se musí zanedbat. Tyto nepřesnosti musíme vzít v úvahu při vyhodnocování výsledků modelové podobnosti a následných zkoušek. [41]

9.1. Modelová podobnost SBRA–modelové situace

Modelová situace:09 – část a, modelová podobnost, ocelová tyč a composite beam I - Možnost použití metody spolehlivosti SBRA simulace založené na modelové podobnosti

Úvod

Na základě posuzování spolehlivosti jsme použili simulační metodu SBRA, ve které se jedná o pravděpodobnostní metodu založenou na simulaci Monte Carlo.

Podstata této metody spočívá v opakovaných výpočtech relativně jednoduchých rovnic, kde vstupují do výpočtu jako proměnné (rozměry tělesa, mechanické vlastnosti, zatížení, atd.), hodnoty mohou být konstantní nebo definované histogramy.

Použité vztahy jsou jednoduché, velmi často známé z pružnosti a pevnosti, ale s jasně definovaným souborem proměnných veličin, který je nezbytně nutný.

Pro zvýšení rychlosti výpočtu simulace, jsou proměnné veličiny převedeny na histogramy, které mohou být snadno uloženy v databázích.

Je zde jistá možnost, aby konstruktér předpokládat určitý stupeň náhodnosti a vybral některé náhodné veličiny, proměnné kdy náhodné chování vstupních veličin má velký význam pro následující výpočet, nebo některé hodnoty a parametry lze zanedbat z hlediska chování řešené konstrukce. Výpočty jsou prováděny pomocí tzv. softwaru Anthill.

Použití modelové podobnosti pro řešení inženýrských úloh. Vychází z obecných podmínek. [41]

$$(\pi_i)_S = (\pi_i)_M, \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (1)$$

kde π_i jsou takzvané bezrozměrné parametry pro (index S) a pro model (index M)

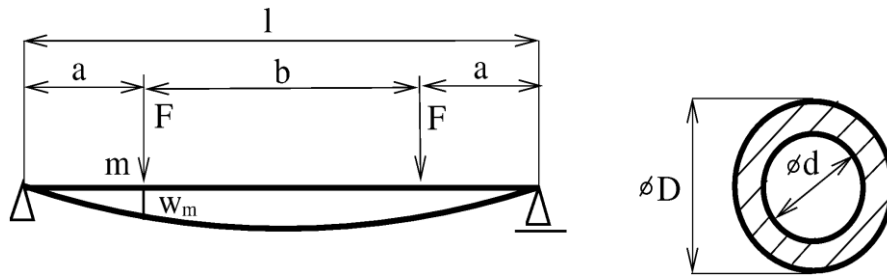
$$\pi = x_1^{e_1} x_2^{e_2} \dots x_n^{e_n} \quad (2)$$

vyřešení problému závisí na n proměnných x_i (vyjadřující fyzikální a geometrické veličiny, - proměnné). Exponent e_i , $i = 1, 2, \dots, n$ musí splňovat podmínku nekonečně malé části π viz. výraz $m = n - r$, který představuje počet nezávislých proměnných π podmínky r , kde r je pozice dimenzionální matice. Předpokládá se, že řešený problém je popsán pomocí n fyzikálních veličin x_i , $i = 1, 2, \dots, n$ obsahující takzvané primární veličiny s primárními jednotkami $[L_j]$, $j = 1, 2, \dots, k$.

Potřebný postup je popsán v[17].

Experimentální výsledky

Kompozitní materiál byl použit pro simulaci průhybu w_s ocelového nosníku o rozměrech uvedených v tab. 1.



OBR. č.1 Schéma prostě podepřeného nosníku a jeho zatěžování.

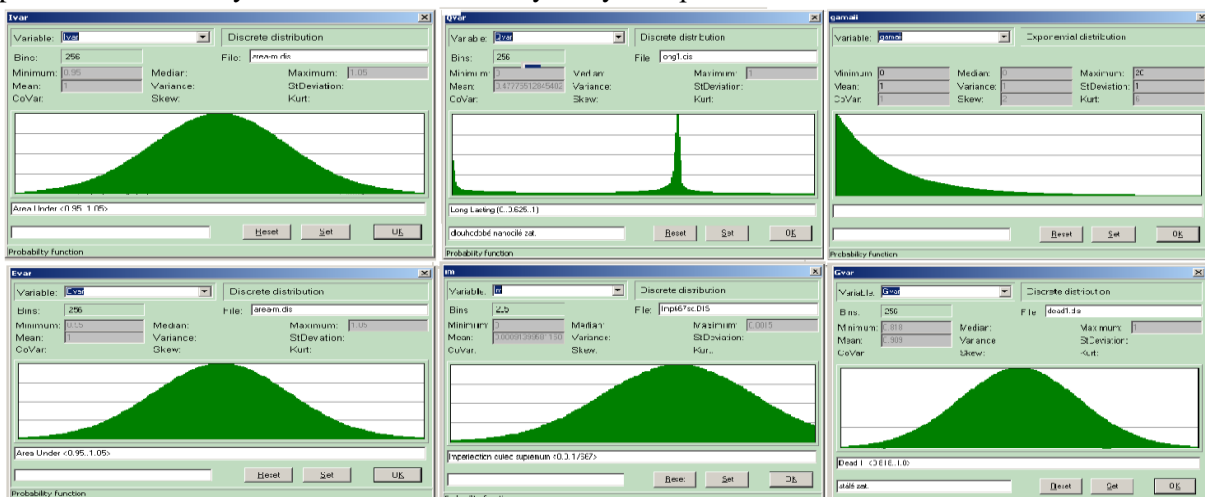
Tab. 1 Rozměry ocelového nosníku a kompozitního modelu.

	l [mm]	a [mm]	b [mm]	d [mm]	D [mm]
Beam	1000	375	250	22.08	37.9
Model	800	300	200	17.664	30.32

Modul pružnosti ocelového nosníku $E_s = 2 \cdot 10^5 \text{ MPa}$ a modul pružnosti pro kompozitní materiál $E_M = 5.61 \cdot 10^4 \text{ MPa}$. Pro výpočet průhybu $w(i)$ se použily následující proměnné: $l = 2a + b$, a , b , D , d (geometrické veličiny), síla F a vlasnost materiálu E . Rozměry modelu jsou patrné z Tab.1 a k jejich výpočtu se použila pravidla modelové podobnosti, jak pro rozměr modelu a pro výpočet zatížení $F_M = 2 \text{ kN}$ odpovídající experimentálně získaný průhyb $w_M = 17.5 \text{ mm}$. Zatížení na ocelovém nosníku $F_S = 1.12 \cdot 10^4 \text{ kN}$ a jeho odpovídající průhyb $w_S = w_M l_S = 21,87 \text{ mm}$.

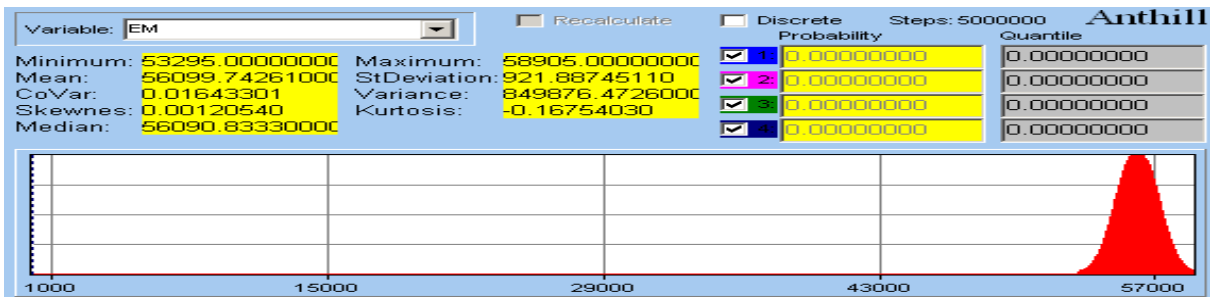
SBRA aplikace metody

Průhyby ocelového nosníku a jeho kompozitního modelu byly stanoveny pomocí SBRA metody. Simulace dle metody Monte Carlo potřebuje jasně definovaný soubor proměnných. Proto jako vstupní data jsou vzaty v úvahu následující náhodná proměnná množství: rozměry těles a odpovídající geometrické veličiny, Youngův modul pružnosti E a zatěžovací síly. Distribuční funkce pro zmíněné výše uvedené hodnoty bylo použito Gausovo nor. Rozdělení.viz.

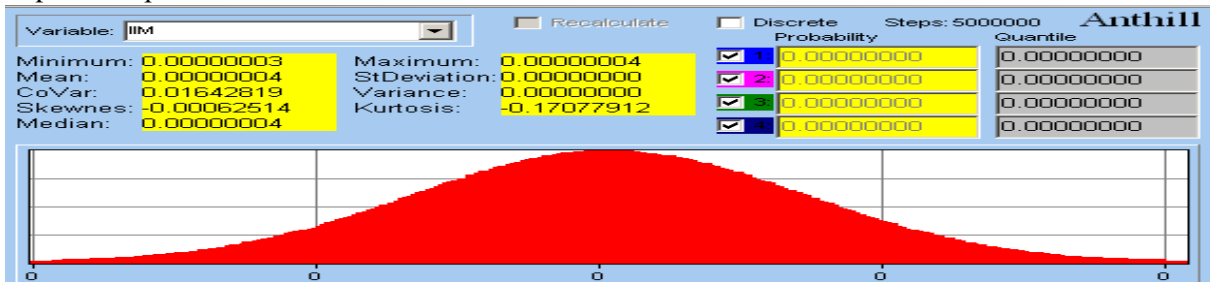


Distribuční fce použité pro výpočet.

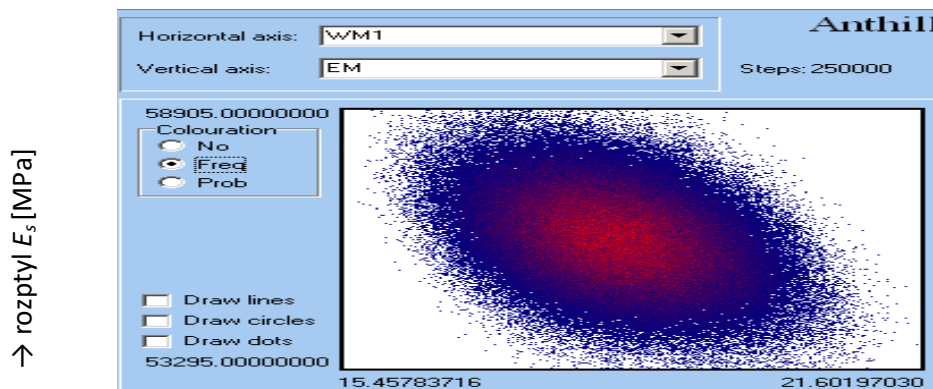
Modul pružnosti pro elasticitu E_M [MPa] použitého kompozitního materiálu s přihlédnutím k distribuční fci.



Distribuční funkce pro modul pružnosti E_M [MPa] na kompozitu. K dispozici je distribuční fce pro imperfekce průřezu na konstrukci.



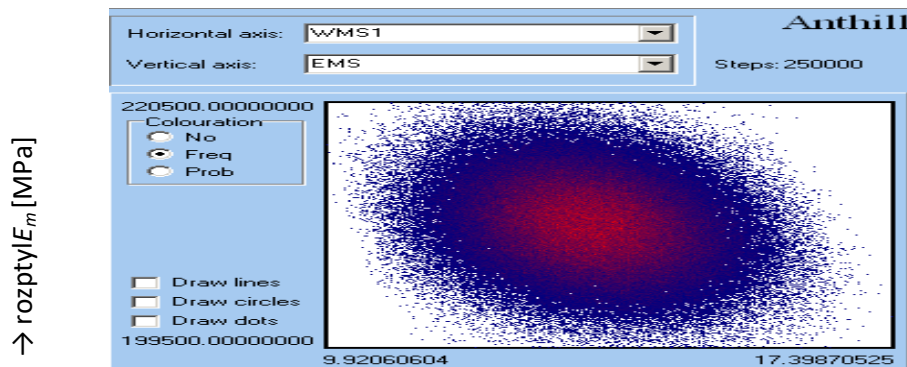
Distribuční funkce momentu setrvačnosti I_M [m4] na modelu. Ukazují celkový počet simulací ocelového nosníku a jeho kompozitního modelu mezi modulem pružnoszi a deformací .



→ rozptyl E_s [MPa]

→ deformace [mm]

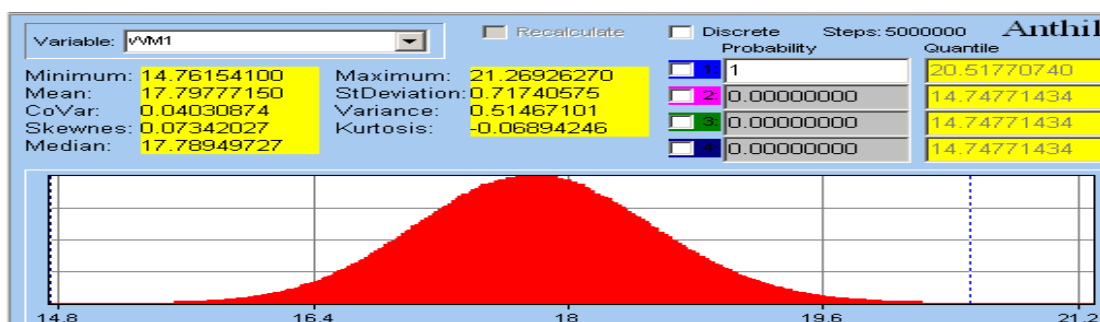
Výsledky simulace pro ocelový nosník.



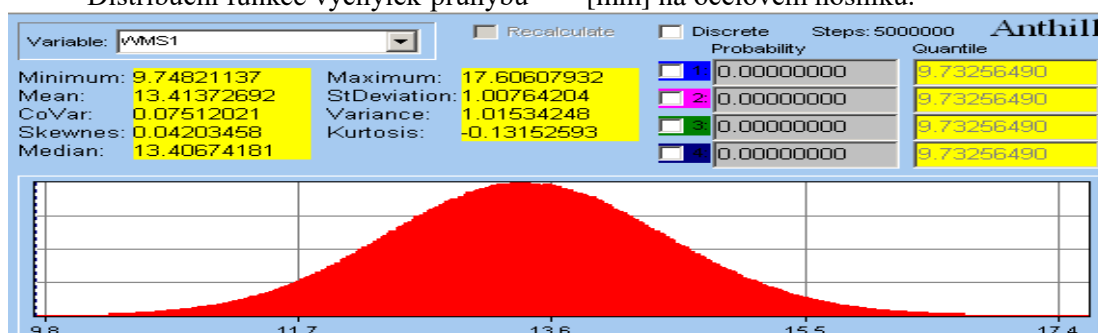
→ rozptyl E_m [MPa]

→ deformace [mm] Výsledky simulace na modelu.

Distribuční fce průhybu na ocelovém nosníku w_S a na modelu w_M výsledky jsou prezentovány pomocí Anthill software v následujících prezentacích. Maximální průhyby na nosnicích jsou $w_S = 21.289\text{mm}$, na modelu $w_M = 17.606\text{mm}$.



Distribuční funkce výchylek-průhybu w_S [mm] na ocelovém nosníku.



Distribuční funkce výchylek-průhybu w_M [mm] a modelu.

Souhrn a závěr

Získané výsledky ukazují na velmi dobrou shodu mezi hodnotami $w_S = 21.289\text{mm}$ na ocelovém nosníku a na modelu z kompozitu $w_M = 17.606\text{mm}$, získané metodou SBRA a experimentálně $w_M = 17.5\text{mm}$ a $w_S = 21.87\text{mm}$. To dává jistou možnost uplatnění SBRA metody v případě modelování technických problémů v simulaci dle modelové podobnosti. Je zapotřebí, aby se provedlo více ověření pro zobecnění tohoto závěru.

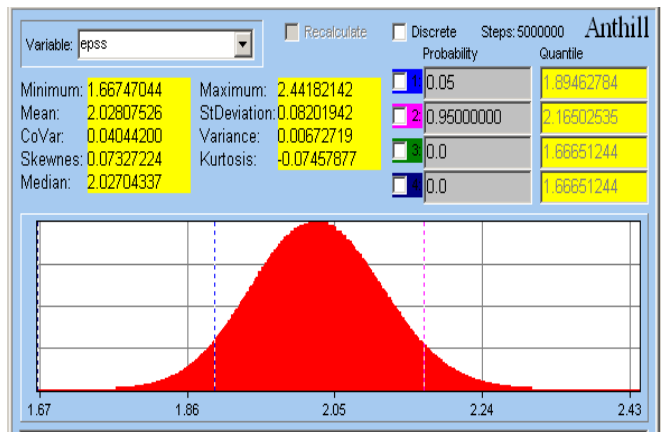
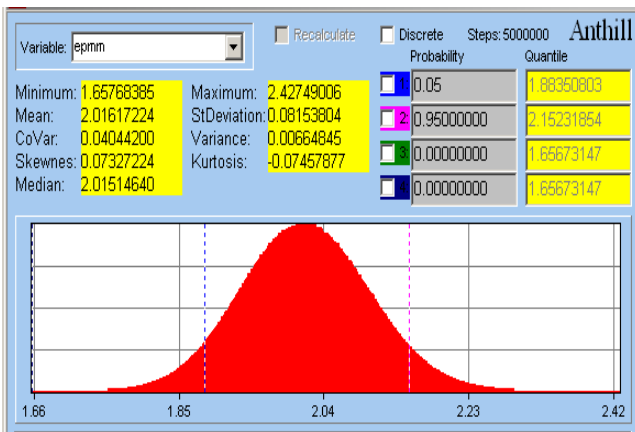
Modelová situace:-09.1část b, modelová podobnost, ocelová tyč a composite beam I - Možnost použití metody spolehlivosti SBRA simulace založené na modelové podobnosti

Kompozitní materiál byl použit pro simulaci deformace $\varepsilon_S = \varepsilon_M$ ocelového nosníku dle Obr.1 a rozměrech uvedených v Tab.1.1.

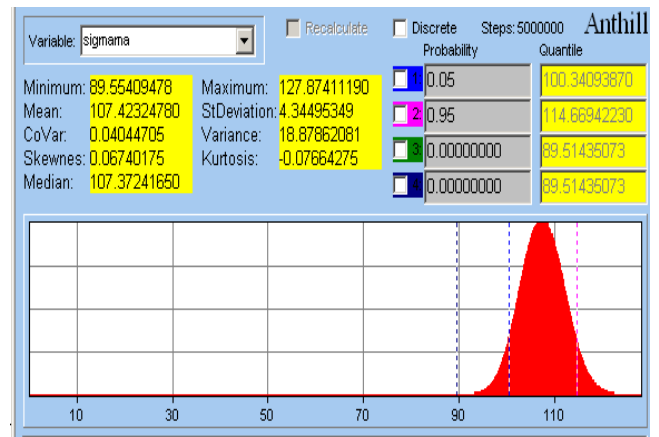
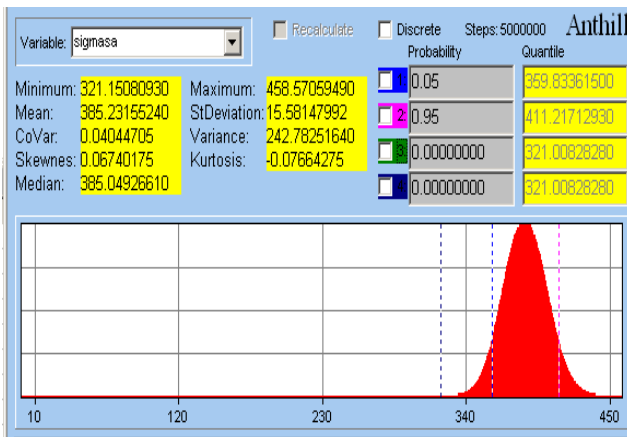
Tab.1.1 Rozměry ocelového nosníku a kompozitního modelu, jejich vstupní data.

	$l=2a+b$ [mm]	a [mm]	b [mm]	d [mm]	D [mm]	E [MPa]	F [kN]	σ_m [MPa]	w [mm]	ε	f_y [MPa]	material
Beam	1000	375	250	22.08	37.9	2×10^5	5.6**	442**		2.42×10^{-3} *	508	S460
Model	800**	300**	200**	17.664**	30.32**	$5.61 \times 10^{4**}$	1	124*	8.75**		142.5**	

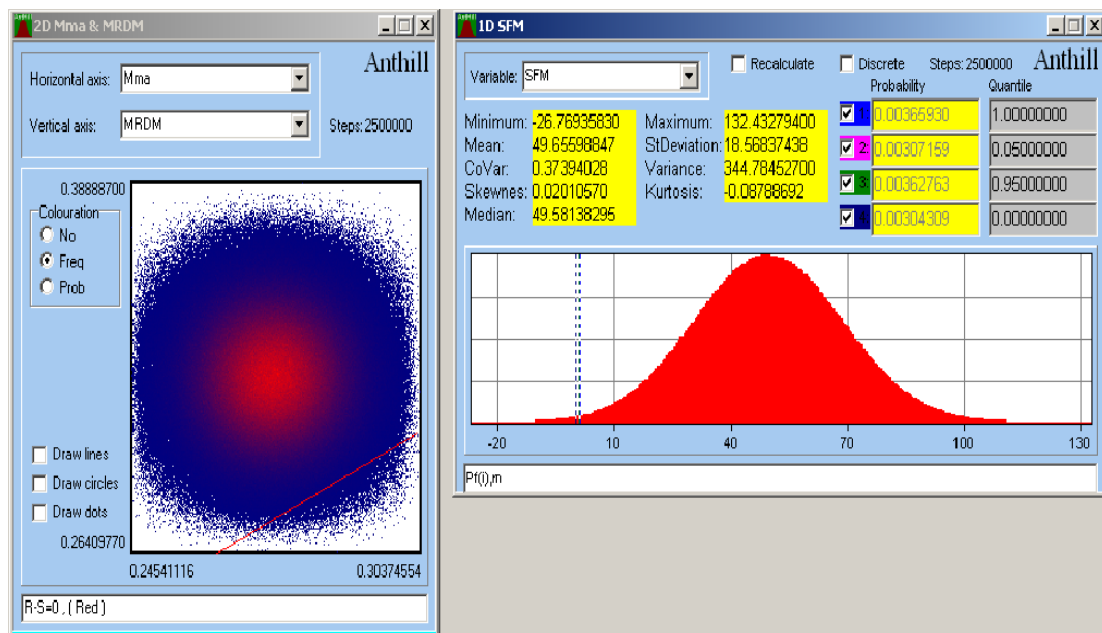
Hodnoty stanoveny: *experimentálně, **výsledky získané dle modelové podobnosti



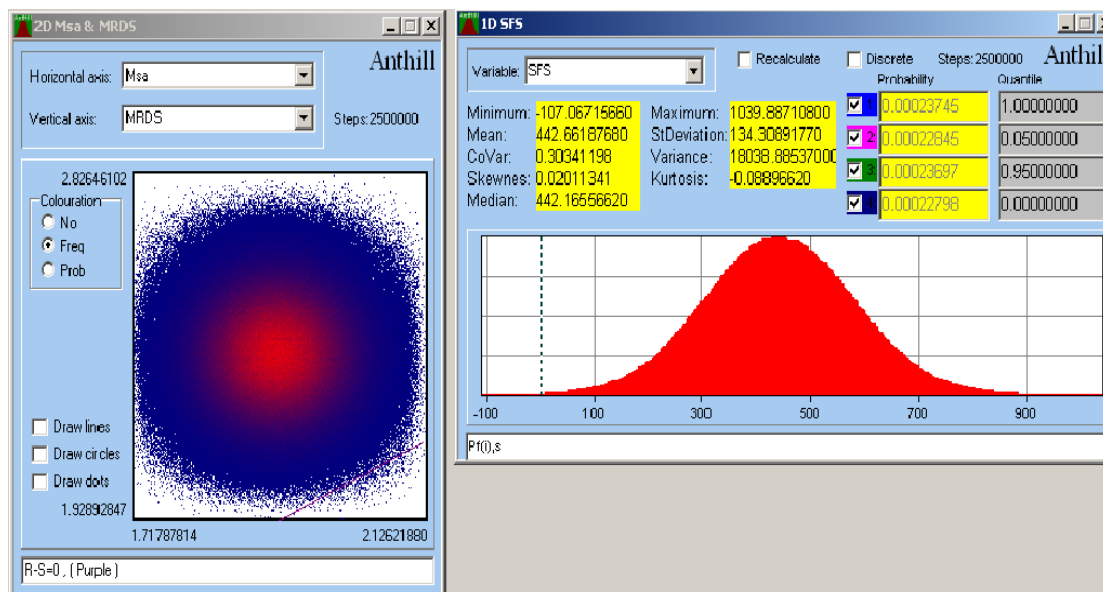
Obr. 2. Kompozitní material, simulace deformace ϵ_s, ϵ_M a ocelového nosníku



Obr. 3. Simulace σ (i)MAX na kompozitním modelu a na ocelovém nosníku



Obr. 4. Pravděpodobnost poruchy - kompozitní model $P_{f(i)} = R_i - S_i$



Obř. 5. Pravděpodobnost poruchy – ocelový nosník $P_{f(i)} = R_{(i)} - S_{(i)}$

Tab. 2 Výsledky simulace SBRA

	$\epsilon_{(i) 0.95}$ [-]	$\epsilon_{(i)MAX}$ [-]	$\sigma_{(i) 0.95}$ [MPa]	$\sigma_{(i)MAX}$ [MPa]	$P_{f(i)}$ [-]
Beam	2.17×10^{-3}	2.4418×10^{-3}	411.22	458.571	0.0023745
Model	2.16×10^{-3}	2.4275×10^{-3}	114.67	127.874	0.0030593

Tab. 3 Porovnání výsledků vztažených k počtu provedených simulací

Simul.-500 000	$\epsilon_{(i) 0.95}$ [-]	$\epsilon_{(i)MAX}$ [-]	$\sigma_{(i) 0.95}$ [MPa]	$\sigma_{(i)MAX}$ [MPa]	$P_{f(i)}$ [-]
Beam	2.15×10^{-3}	2.395×10^{-3}	411.17	453.772	0.0020607
Model	2.15×10^{-3}	2.381×10^{-3}	114.64	127.930	0.0033750
Simul.-1000 000	$\epsilon_{(i) 0.95}$	$\epsilon_{(i)MAX}$	$\sigma_{(i) 0.95}$ [MPa]	$\sigma_{(i)MAX}$ [MPa]	$P_{f(i)}$ [-]
Beam	2.16×10^{-3}	2.385×10^{-3}	411.18	454.360	0.0022438
Model	2.15×10^{-3}	2.371×10^{-3}	114.65	126.500	0.0033588
Simul.- 2500 000	$\epsilon_{(i) 0.95}$	$\epsilon_{(i)MAX}$	$\sigma_{(i) 0.95}$ [MPa]	$\sigma_{(i)MAX}$ [MPa]	$P_{f(i)}$ [-]
Beam	2.162×10^{-3}	2.442×10^{-3}	411.20	457.810	0.0022954
Model	2.152×10^{-3}	2.428×10^{-3}	114.66	127.661	0.0032828
Simul.- 5000 000	$\epsilon_{(i) 0.95}$	$\epsilon_{(i)MAX}$	$\sigma_{(i) 0.95}$ [MPa]	$\sigma_{(i)MAX}$ [MPa]	$P_{f(i)}$ [-]
Beam	2.17×10^{-3}	2.4418×10^{-3}	411.22	458.571	0.0023745
Model	2.16×10^{-3}	2.4275×10^{-3}	114.67	127.874	0.0030593

Modelové schéma výpočtu

Equations

```

SFS=((MRDS)*(Msa))*10^(-3)
SFM=((MRDM)*(Mma))*10^(-3)
MRDM=(WMa*fymodela)*10^(-3)
MRDS=(WSa*fyyvar)*10^(-3)
fymodela=(EM/EMS)*fyyvar*(GamaMMM*GamaM)
WMa=(IIM/Rm)
WSa=(IIMS/Rs)
sigmasa=((Msa*10^(-3))/IIMS)*Rs*(GamaMM*Avar)
sigmama(((Mma*10^(-3))/IIM)*Rm)*(GamaMM*Avar)
sigmassmm=(epscel*ES)*10^(-3)*(GamaMM*Avar)
epscel=evar*((epsc+epmm)/2)*(GamaMM*Avar)
epss=(Rs*(Msa/EMS*IIMS))
epmm=(Rm*(Mma/EM*IIM))
WMS2=((FM1*1.00*as^3)/(6*EMS*IIMS))*((2+3*(bs/as))*10^(-3))+((5*gks*(2*as+bs)^4)/(385*EMS*IIMS))*10^(-3)
WMS1=(FM1*1.00*as^3)/(6*EMS*IIMS))*((2+3*(bs/as))*10^(-3)
WMS=(FM1*1.00*as^3)/(6*EMS*IIMS))*((2+3*(bs/as))*10^(-3)
FM1=FS*0.78*Gvar
FM=FS*1.00*Gvar
EMS=ES*Evar
IIMS=lvar*((pi/4)*(RS^4-rs1^4))
Rs=Ds/2
rs=dss/2
WM2=((FM1*1.00*am^3)/(6*EM*IIM))*((2+3*(bm/am))*10^(-3))+((5*gkm*(2*am+bm)^4)/(385*EM*IIM))*10^(-3)
WM1=((FM1*1.00*am^3)/(6*EM*IIM))*((2+3*(bm/am))*10^(-3)
WM=(FM1*1.00*am^3)/(6*EM*IIM))*((2+3*(bm/am))*10^(-3)
FM1=FS*1.05*Gvar
FM=FS*1.00*Gvar
EM=E*Evar
IIM=lvar*((pi/4)*(R^4-r^4))
lM=lvar*ll
Rm=Dm/2
rm=dmm/2
Msa=((Fss*Gvarss)*as)*GamaM*10^(-3)
Mma=((Fmm*Gvarss)*am)*GamaM*10^(-3)

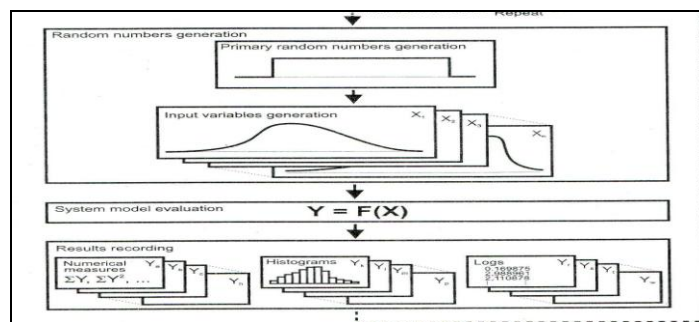
```

Input variables

Variables	Type	Parameters	Comment
Avar	Constant	Value=0.001519	smrková plocha průřezu v (m2)
Avar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	proměnlivost plochy
fyyvar	t235iy01.dis	Min=200.00000000 Max=435.00000000	mez kluzu oceli V (MPa); histogram
Tk	Constant	Value=0	char. hodn. užitého zat. technologie
Qvar	long1.dis	Min=0.00000000 Max=1.00000000	
Qk	Constant	Value=8.7	char. hodn. užitého zat. v (kNm---kN
Gk2	Constant	Value=5	char. hodn. vlastní tíhy stěny nad prů
Gvar	dead.dis	Min=0.90000000 Max=1.10000000	
Gk1	Constant	Value=4.55	char. hodn. stálého zat. v (kNm---kN
Gk3	Constant	Value=0.262	char.hodn. vlastní tíhy IPE240
GamaM	Exponential	Min=1.00000000 Max=1.01250000 Mea	dílič součinitel materiálů v (-)
A	Constant	Value=0.00391	průřezová plocha IPE240 v (m2)
Wvar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
ly	Constant	Value=2.836E-6	moment setrvačnosti (m4)
plrd	Constant	Value=0	
l	Constant	Value=5	délka nosníku v (m)
Wply	Constant	Value=0.0003666	průřezový modul plastický (m3) IPE 2
Wly	Constant	Value=0.0003243	průřezový modul pro IPE 240 elastick
hval	Constant	Value=0.24	výška válcovaného nebo svařovanéh
am	Constant	Value=0.3	rozměr a (m)
bm	Constant	Value=0.2	rozměr b (m)
E	Constant	Value=56100	modul pružnosti model composit (MP
Evar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
lvar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
pi	Constant	Value=Pi(3.141592...)	pi
Dm	Constant	Value=0.03032	
F	Constant	Value=2000	síla v (N)
Il	Constant	Value=3.672730572E-8	moment setrvačnosti (m4)
R	Constant	Value=0.01516	vnější průměr (m)
rr	Constant	Value=0.008822	vnitřní průměr (m)
gkm	Constant	Value=10	vlastní hmotnost v (N)
Ds	Constant	Value=0.0379	vnější průměr s (m)
RS1	Constant	Value=0.01895	
rs1	Constant	Value=0.01104	
ES	Constant	Value=200000	modul pružnosti ocel
FS	Constant	Value=11200	síla (N)
as	Constant	Value=0.375	
bs	Constant	Value=0.25	
gks	Constant	Value=58.5	
Gvar	dead4.dis	Min=0.64300000 Max=1.00000000	
Fmm	Constant	Value=1000	síla na modelu 2000/2=1000 N
Fss	Constant	Value=5600	síla pro ocel 11200/2=5600 N
Gvarss	dead1.dis	Min=0.81800000 Max=1.00000000	
dmm	Constant	Value=0.017664	
dss	Constant	Value=0.02208	
fyyvar	ds460typr01.dis	Min=427.00000000 Max=571.00000000	
GamaMM	Constant	Value=0.95	
GamaMMM	Constant	Value=0.95	

Evaluated variables

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
sigmama	Histogram	No	No	
WMa	Histogram	No	No	
WSa	Histogram	No	No	
fyyvar	Inactive	No	No	
fymodela	Histogram	No	No	
MRDM	Log	No	No	
MRDS	Log	No	No	
SFM	Log	No	No	
SFS	Log	No	No	



Obr. 6. Simulační model úlohy

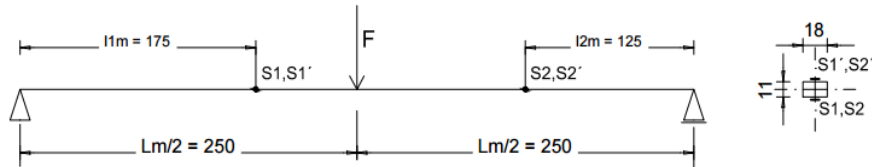
Souhrn a závěr

Pravděpodobnost poruchy selhání konstrukce, byla stanovena dle metody SBRA hodnotou $P_{f(i)} = 0.0023745$ a pro kompozitní model $P_{f(i)m} = 0.0030593$. Vypočítané výsledky prokazují velmi dobrou schodu pro tyto úlohy. Výsledky poskytují možnost určení pravděpodobnosti poruchy určené pomocí výpočtového modelu, nutno provést více ověřovacích serií.

Modelová situace:09.2- modelová podobnost ocelová tyč, nosník staticky určitý pro modelovou podobnost

Experimentální model

Použitý model byl vytvořen z oceli viz Obr. 1, jeho statické schéma je prostý nosník, který je zatěžován silou $F=100, 200, 300, 400, 450$ [N]. Jednotlivá napětí byly změřené pomocí tenzometru S1,S2 a S1',S2' dle osazovacího schemata obr.1. Změřené hodnoty a odpovídající napětí jsou v tab.1



Obr. 1. Model nosníku.

Pro určení odpovídajících veličin skutečné konstrukce, jako délky nosníku, $L_B= 2,5$ m, zatížení F_B a průřezového modulu W_B bylo použito pravidel pro modelovou podobnost ,materiál modelu a skutečného nosníku byl uvažován shodný, proto jsou v modelu a nosníku shodná napětí, materiál ocel třídy S235 s modelem pružnosti $E = 2,1 \cdot 10^5$ MPa vte Tab. č. 1,2. Model a SBRA simulace výsledků viz.Tab. 2.

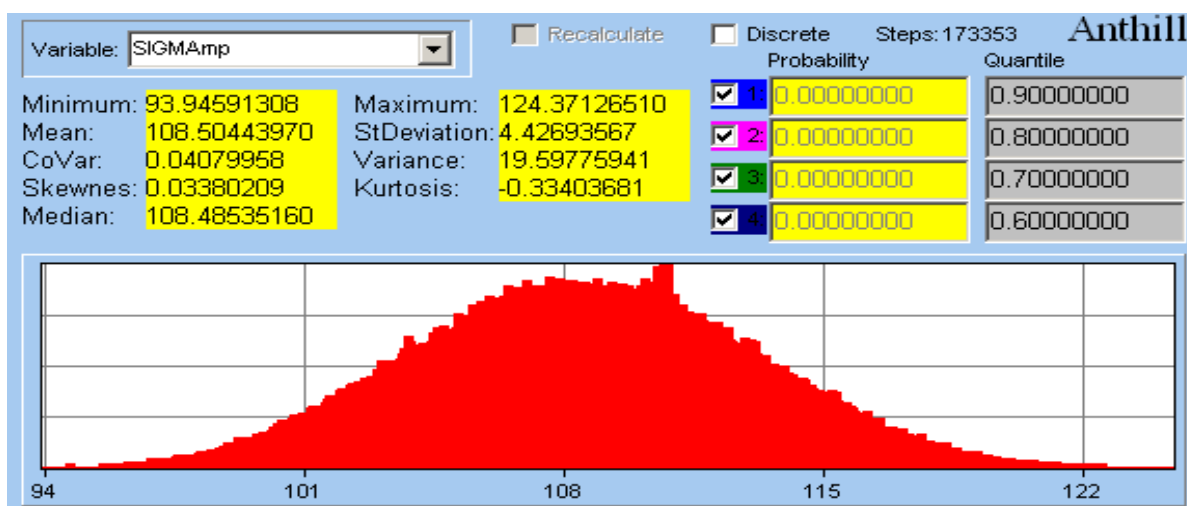
Tab. 1 Vstupní hodnoty na modelu a na nosníku.

Model experiment	F_m [N]	100	200	300	400	450
	$2\varepsilon_{1M} \cdot 10^{-3}$	0,230	0,460	0,685	0,920	1,030
	σ_{1M} [Mpa]	24,15	48,30	72,45	96,60	108,15
	$2\varepsilon_{2M} \cdot 10^{-3}$	0,160	0,320	0,474	0,636	0,710
	σ_{2M} [Mpa]	16,80	33,60	49,77	67,78	74,55
Beam	F_B [kN]	2,5	5,0	7,5	10,0	11,25

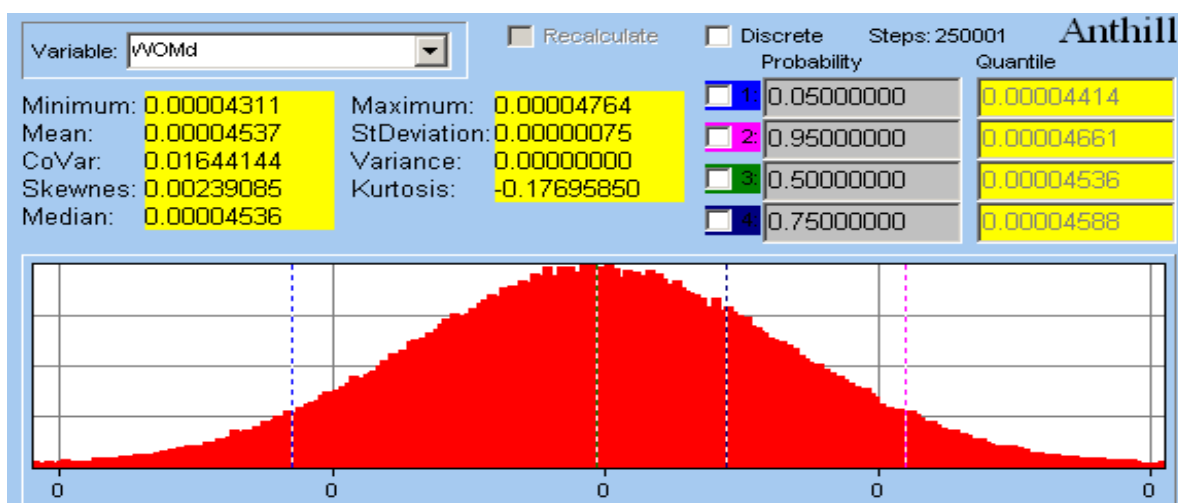
Tab. 2 Výsledky hodnot na moedlu, nosníku a pomocí simulace SBRA

m - Model, B – Beam, Det. – nosník deterministicky

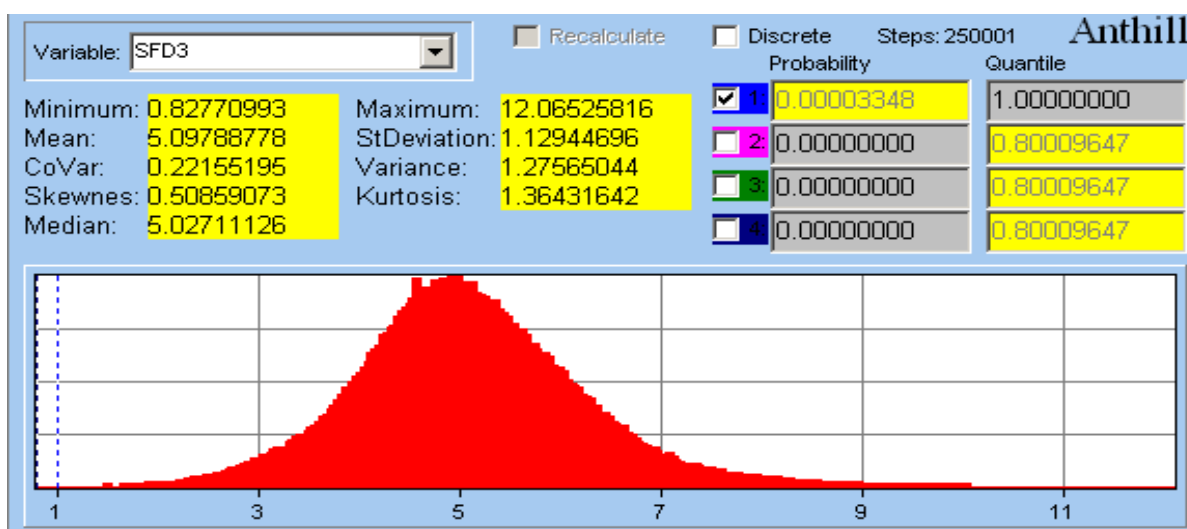
F_m [N]	100			300			450		
F_B [kN]	2,5			7,5			11,25		
	MODEL exp.	SBRA-m	SBRA-B	MODEL exp.	SBRA-m	SBRA-B	MODEL exp.	SBRA-m	SBRA-B
$2\varepsilon_{1M} \cdot 10^{-3}$	0,230	-	-	0,685	-	-	1,030	-	-
$2\varepsilon_{2M} \cdot 10^{-3}$	0,160	-	-	0,474	-	-	0,710	-	-
σ_1 [MPa]	24,15	24,1089	24,1131	72,45	72,3371	72,3305	108,15	108,5044	108,5013
σ_2 [MPa]	16,80	16,8109	16,8094	49,77	50,4316	50,4297	74,55	75,6430	75,6484
$\sigma_{1Det.}$ [MPa]	24,104			72,314			108,468		
$\sigma_{2Det.}$ [MPa]	16,804			50,413			75,618		



Obr. 3. Napětí σ_{fm} [MPa].



Obr. 4. Histogram průřezový modul W_B [m³].



Obr. 5. Pravděpodobnost poruchy $P_f(i)$, $SF(i)$

Výpočtový model

Equations

```

SFS=((MRDS)/(Msa))^(10^3)
SFM=((MRDM)/(Mma))^(10^3)
MRDM=(WMA*fyvvar)^10^3
MRDS=(WSa*fyvvar)^10^3
fyvvar=(EM/EMS)*fyvvar*(GamaMM*GamaM)
WMA=(IIM/Rm)
WSa=(IIMS/Rs)
sigmasa=((Imsa*10^(-3))/IIMS)*Rs*(GamaMM*Avar)
sigmama=((IMma*10^(-3))/IIM)*Rm*(GamaMM*Avar)
sigmassmm=((epcel*ES)^10^(-3))*GamaMM*Avar)
epcel=evar*((epss+epmm)/2)*(GamaMM*Avar)
epss=(Rs*(Msa/(EMS*IIMS)))
epmm=(Rm*(Mma/(EM*IIM)))
WMS2=((FMS1*1.00*as^3)/(6*EMS*IIMS))^(2+3*(bs/as)^10^(-3))+((5*gks*(2*am+bs)^4)/(385*EMS*IIMS))^(10^(-3))
WMS1=((FMS1*1.00*as^3)/(6*EMS*IIMS))^(2+3*(bs/as)^10^(-3))
WMS=(FMS*1.00*as^3)/(6*EMS*IIMS)^(2+3*(bs/as)^10^(-3))
FMS1=FS*0.78*Gvar)
FMS=FS*1.00*Qvar)
EMS=ES*Evar)
IIMS=lvar*((pi/4)*(RS1^4-rs1^4))
Rs=Ds/2
rs=dss/2
WMS2=((FMS1*1.00*am^3)/(6*EM*IIM))^(2+3*(bm/am)^10^(-3))+((5*gkm*(2*am+bm)^4)/(385*EM*IIM))^(10^(-3))
WMS1=((FMS1*1.00*am^3)/(6*EM*IIM))^(2+3*(bm/am)^10^(-3))
WMS=(FMS*1.0*am^3)/(6*EM*IIM)^(2+3*(bm/am)^10^(-3))
FMS1=F*1.05*Gvar)
FMS=F*1.00*Qvar)
EM=E*Evar)
IIM=lvar*((pi/4)*(R^4-r^4))
IM=lvar*I
Rm=Dm/2
rm=dmm/2
Msa=((Fss*Gvarss)*as)*GamaM)^10^(-3)
Mma=((Fmm*Gvarss)*am)*GamaM)^10^(-3)
SFD2=(MRD2/M2mpd)
SFD1=(MRD1/M2mpd)
MRD3=WDMd*fyvvar^10^3)
MRD2=WDMd*235*Avar^10^3)
MRD1=WDMd*235^10^3)
SIGMAmd=(M2md/WDMd)^10^(-3)
SIGMAmpd=(M2mpd/WDMd)^10^(-3)
SIGMA3mpd=(M3mpd/WDMd)^10^(-3)
WDMd=Wd*Avar)
M2md=RAMd*x2d)
M2mpd=RAMpd*x2d)
M3mpd=RAMpd*x3d)
RAMpd=((F1dp*(LLMpd*x1mpd))/LLMpd)
RAMd=((F1d*(LLMd*x1md))/LLMd)
X1md=x1d*1.00)
X1mpd=x1d*1.00*Avar)
LLMd=LD*1.00)
LLMpd=LD*1.00*Avar)
F1dp=F11d*1.00*Gvar)
F1d=F11d*1.00*Avar1)
SIGMAm=(M2m/WDM)^10^(-3)
SIGMAmp=(M2mp/WDM)^10^(-3)
SIGMA3mp=(M3mp/WDM)^10^(-3)
M3mp=RAMp*x3)
M2m=RAM*x2)
M2mp=RAMp*x2)
WDM=((b*h^2)/6)*1.00)*Avar)
RAMp=((F1mp*(LLMp*x1mp))/LLMp)
RAM=((F1m*(LLM*x1m))/LLM)
X1m=x1*1.00)
X1mp=x1*1.00*Avar1)
LLM=Lm*1.00)

```

Input variables

Variables	Type	Parameters	Comment
Evar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
Ivar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
pi	Constant	Value=Pi (3.141592...)	pi
Dm	Constant	Value=0.03032	
F	Constant	Value=2000	сила v [N]
Il	Constant	Value=3.672730572E-8	moment setrvačnosti (m4)
R	Constant	Value=0.01516	vnejsi prumer (m)
rr	Constant	Value=0.008822	vnitri prumer (m)
gkm	Constant	Value=10	vlastni hmotnost v [N]
Ds	Constant	Value=0.0379	vnejsi průměr s (m)
RS1	Constant	Value=0.01895	
rs1	Constant	Value=0.01104	
ES	Constant	Value=200000	modul pružnosti ocel
FS	Constant	Value=11200	сила (N)
as	Constant	Value=0.375	
bs	Constant	Value=0.25	
gks	Constant	Value=58.5	
Gvar	dead4.dis	Min=0.64300000 Max=1.00000000	
Fmm	Constant	Value=1000	сила na modelu 200a/2=1000 N
Fss	Constant	Value=5600	сила pro ocel 11200/2=5600 N
Gvarss	dead1.dis	Min=0.81800000 Max=1.00000000	
dmm	Constant	Value=0.017664	
dss	Constant	Value=0.02208	
fyvvar	ds460fyp01.dis	Min=427.00000000 Max=571.00000000	
GamaMM	Constant	Value=0.95	
GamaMMM	Constant	Value=0.95	
F11	Constant	Value=0.2	
F12	Constant	Value=0.2	
F13	Constant	Value=0.3	
F14	Constant	Value=0.4	
F145	Constant	Value=0.45	
Lm	Constant	Value=0.5	
x1	Constant	Value=0.25	
x2	Constant	Value=0.175	
x3	Constant	Value=0.122	
Avar1	Normal	Min=0.99000000 Max=1.01000000 Mea	
b	Constant	Value=0.018	
h	Constant	Value=0.011	
LD	Constant	Value=2.5	
x1d	Constant	Value=1.25	
x2d	Constant	Value=0.875	
x3d	Constant	Value=0.61	
F11d	Constant	Value=5	
F12d	Constant	Value=5	
F13d	Constant	Value=7.5	
F14d	Constant	Value=10	
F145d	Constant	Value=11.25	
Wd	Constant	Value=4.5375E-5	
Avar2	n1-03.dis	Min=0.97000000 Max=1.03000000	
xx1	Constant	Value=0.175	
xx2	Constant	Value=0.06	
Lmp	Constant	Value=2.5	

Evaluated variables

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
MRDM	Inactive	No	No	
SFM	Inactive	No	No	
SFS	Inactive	No	No	
WDMd1	Histogram	No	No	
RdAp	Histogram	No	No	
Rdbp	Histogram	No	No	
M11p	Histogram	No	No	
M12p	Histogram	No	No	
sigma1p	Histogram	No	No	
sigma2p	Histogram	No	No	

Souhrn a závěry

Pravděpodobnost poruchy prvku byla určena metodou SBRA hodnotou $Pd(i) = 7,28 \cdot 10^{-5}$ a na modelu $Pf(i) = 3,348 \cdot 10^{-5}$, z tab.2 je dobře patrná shoda výsledků pro napětí $\sigma_{(i)}$ [MPa].

Tyto výsledky vykazují velmi dobrou shodu a poskytují možnost a vhodnost tuto metodu aplikovat v praxi.

Modelová situace:09.3- modelová podobnost, ocelová tyč nosník staticky neurčitý pro modelovou podobnost

Modelová situace se zabývá schopností posoudit spolehlivost vybraného konstrukčního prvku a jemu odpovídajícímu modelu metodou SBRA, která je založena na simulaci proměnných a náhodných veličin působící na konstrukční prvek. Cílem této úlohy bylo ukázat možnost posouzení pravděpodobnosti selhání reálné konstrukce.

Pomocí modelové podobnosti v aplikaci na metodu SBRA v simulaci MONTE CARLO [1,3] .Byla provedena programem ANTHILL. [3] Modelování technických problémů je způsob jak je řešit. Metoda je založena obecně na následujících podmínkách.

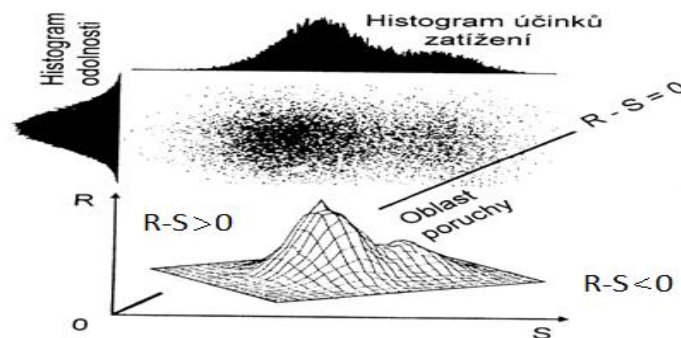
$$(\pi_i)_s = (\pi_i) M ; i = 1,2, \dots m \tag{1}$$

Kde jsou takzvané bezrozměrné parametry pro řešenou strukturu s indexem „S(i)“ a modelem s indexem „M(i)“ pravděpodobnost poruchy se určí, řídí bezpečnostní fci.

$$P_f(i) = R(i) - S(i) \tag{2}$$

Kde S(i) je zatížení, které vyvolává odezvu a R(i) je únosnost konstrukce (rezistence).

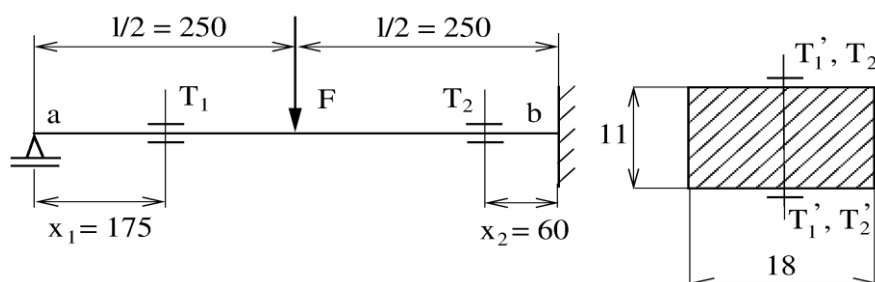
Pravděpodobnost poruchy, selhání $P_{f(i)}$ konstrukce (prvku) je vyjádřena jako poměr mezi počtem $N_{f(i)}$ výsledků, které nesplní bezpečnostní funkci (3) a celkovým počtem simulací v dané úloze $N_{t(i)}$, pak $P_{f(i)} = N_{f(i)} / N_{t(i)}$ (3)



Princip výpočtu pravděpodobnosti poruchy dle metody Monte Carlo.

Experimentální model

Model byl tvořen z oceli na obr. č. 1 je znázorněné statické schéma, které bylo zatížené pomocí sil $F_{(i)}$ -100, 200, 300, 400, 450 [N] dle schématu. Jednotlivá napětí v místě měření byly určeny pomocí tenzometrů T1,T2 dle schémat obr. č. 1, hodnoty napětí a poměřené deformace jsou zaznamenané v tabulce Tab. č. 1.



Obr. 1. Model nosníku.

Model experiment	F_m[N]	300	450
	$2 \epsilon_{1m} \times 10^{-3}$	0.225	0.33
	σ_{1m} [Mpa]	47.25	69.30
	$2 \epsilon_{2m} \times 10^{-3}$	-0.165	-0.26
	σ_{2m} [Mpa]	-34.65	-54.6
Beam	F_B[kN]	7.5	11.25

Tab.č.1 vstupní hodnoty ϵ_{1m} σ_{1m} , σ_{2m} na modelu a nosníku

Pro určení odpovídajících veličin skutečné konstrukce, jako délky nosníku, $L_B = 2,5$ m, zatížení F_B a průřezového modulu W_B bylo použito pravidel pro modelovou podobnost ,materiál modelu a skutečného nosníku byl uvažován shodný, proto jsou v modelu a nosníku shodná napětí, materiál ocel třídy S235 s modelem pružnosti $E = 2,1 \cdot 10^5$ [MPa] vte Tab. č. 1,2.Model a SBRA simulace výsledků viz.Tab. 2.

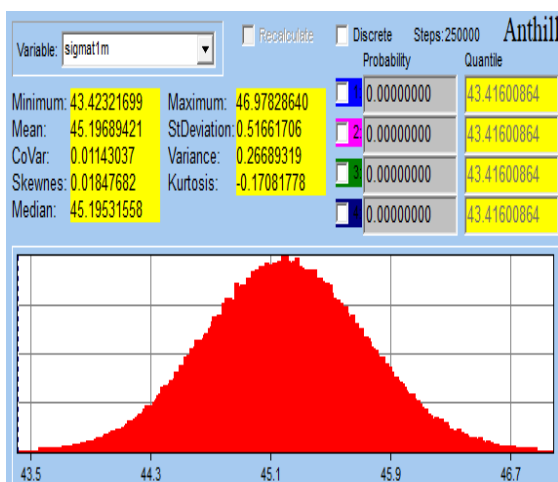
F_m[N]	300			450		
F_B[kN]	7.5			11.25		
	MODEL exp.	SBRA-m	SBRA-B	MODEL exp.	SBRA-m	SBRA-B
$2\epsilon_{1m} \times 10^{-3}$	0.225	-	-	0.33	-	-
$2\epsilon_{2m} \times 10^{-3}$	- 0.165	-	-	-0.26.	-	-
σ_1 [MPa]	47.25	45.190	45.202	69.30	67.79	67.80
σ_2 [MPa]	-34.7	-34.29	-34.19	-54.60	-54.48	-54.32
$\sigma_{1Det.}$ [MPa]	45.2			67.79		

m - Model, B – Beam, Det. –nosník deterministický

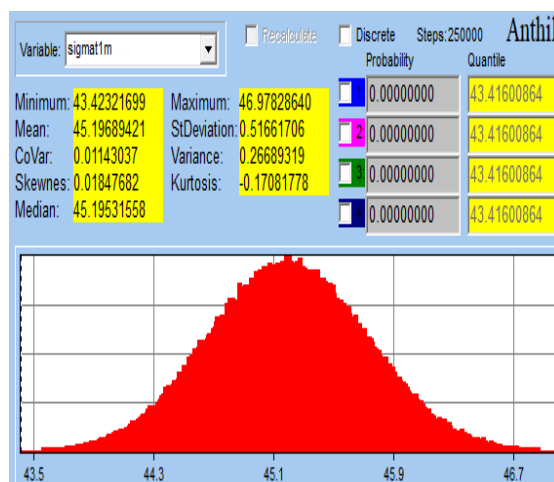
Tab. 2. Výsledky na modelu a pomocí SBRA simulací

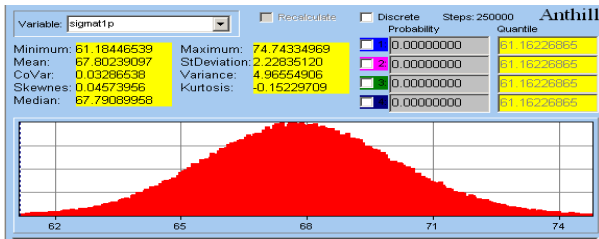
Výsledné simulace na Modelu a SBRA metody - Histogram fce.
Schemavýpočtu je naznačeno níže.

Obr. 3. Napětí σ_{1m} [MPa].

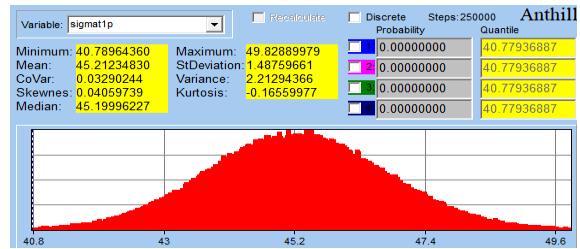


Obr. 6. Napětí σ_{1m} [MPa].

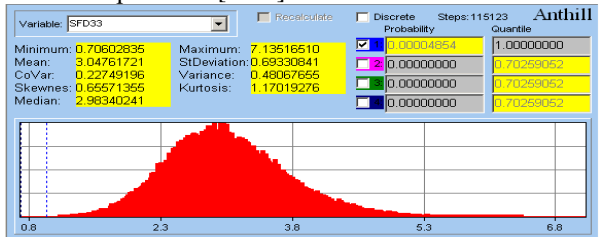




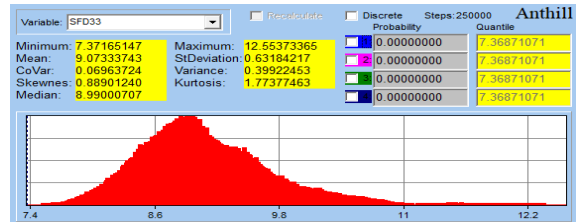
Obr. 4. Napětí σ_{1B} [MPa].



Obr. 7. Napětí σ_{1B} [MPa].



Obr. 5. Právěpodobnost poruchy $P_{f(i)}$, SF(i).



Obr. 8. Právěpodobnost poruchy $P_{f(i)}$.

Výpočtový model

```

SFS=((MRD5*(Msa)))*10^(-3)
SFM=((MRD5*(Msa)))*10^(-3)
MRDM=(w*Ma*(ymodela))*10^(-3)
MRD5=(w*Sa*(ygyvar))*10^(-3)
ymodela=(EM/EMS)*ygyvar*(GamaMM*(GamaM)
WMa=((M/Rm)
WSa=((IMS/Rs)
sigmasa=((Msa*10^(-3))/IMS)*Rs*(GamaMM*(Avar)
sigmasa=((Msa*10^(-3))/IMS)*Rs*(GamaMM*(Avar)
sigmasa=((Msa*10^(-3))/IMS)*Rs*(GamaMM*(Avar)
epcel=evvar*((epcs+epmm)/2)*(GamaMM*(Avar)
epss=(Rs*(Msa/EMS)*IMS)
epmm=(Rm*(Msa/EM)*IMS)
wMS2=((FMS1*1.00*as^3)/(6*EMS*IMS))*(2+3*(bs/as))*10^(-3)+((5*gks*(2*as+bs)^4)/(385*EMS*IMS))*10^(-3)
wMS1=((FMS1*1.00*as^3)/(6*EMS*IMS))*(2+3*(bs/as))*10^(-3)
wMS=((FMS1*1.00*as^3)/(6*EMS*IMS))*(2+3*(bs/as))*10^(-3)
FMS1=FS*0.79*Gvar
FMS=FS*1.00*Gvar
EMS=ES*Evar
IMS=Ivar*((pi/4)*(RS1^4-rs1^4))
Rs=Ds/2
ms=ds/2
wM2=((FMS1*1.00*am^3)/(6*EM*IM))*(2+3*(bm/am))*10^(-3)+((5*gkm*(2*am+bm)^4)/(385*EM*IM))*10^(-3)
wM1=((FMS1*1.00*am^3)/(6*EM*IM))*(2+3*(bm/am))*10^(-3)
wM=((FMS1*1.00*am^3)/(6*EM*IM))*(2+3*(bm/am))*10^(-3)
FM1=FM*(0.5*Gvar
FM=FM*(1.00*Gvar
EM=E*Evar
IM=Ivar*((pi/4)*(R^4-r^4))
IM=Ivar*((pi/4)*(R^4-r^4))
Rm=Dm/2
rm=dm/2
Msa=((Fss*(Gvarss)*as)*GamaM)*10^(-3)
Msa=((Fss*(Gvarss)*as)*GamaM)*10^(-3)
Msa=((Fss*(Gvarss)*as)*GamaM)*10^(-3)
SFD3=(MRD3*(M2mpd)
SFD2=(MRD2*(M2mpd)
SFD1=(MRD1*(M2mpd)
MRD3=w*DMd*(yvar)*10^(-3)
MRD2=w*DMd*(235*Avar)*10^(-3)
MRD1=w*DMd*(235)*10^(-3)
SIGMAmd=(M2mpd/w*DMd)*10^(-3)
SIGMAmpd=(M2mpd/w*DMd)*10^(-3)
SIGMA3mpd=(M3mpd/w*DMd)*10^(-3)
wDMd=w*DMd
M2mpd=RAMpd*x2d
M3mpd=RAMpd*x3d
RAMpd=((F1dp*(LLMpd*x1mpd))/LLMpd)
RAMd=((F1d*(LLMd*x1md))/LLMd)
x1mpd=x1d*1.00
x1mpd=x1d*1.00*Avar
LLMd=Ld*1.00
LLMpd=Ld*1.00*Avar
F1dp=F1d*1.00*Gvar
F1d=F1d*1.00*Avar1
SIGMAm=(M2mpd/w*DMd)*10^(-3)
SIGMAmp=(M2mpd/w*DMd)*10^(-3)
SIGMA3mp=(M3mpd/w*DMd)*10^(-3)
M3mp=RAMpd*x3
M2mp=RAMpd*x2
wDMd=((b*h^2)/6)*1.00*Avar
RAMpd=((F1mp*(LLMpd*x1mpd))/LLMpd)
RAMd=((F1m*(LLMd*x1m))/LLMd)
x1mp=x1d*1.00
x1mp=x1d*1.00*Avar1
LLM=Lm*1.00

```

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
RdAp	Histogram	No	No	
RdAp	Histogram	No	No	
M1p	Histogram	No	No	
M1p	Histogram	No	No	
sigma1p	Histogram	No	No	
sigma2p	Histogram	No	No	
SFD33	Histogram	No	No	
M12pp	Histogram	No	No	

Variables	Type	Parameters	Comment
Gvar	dead.dis	Min=0.90000000 Max=1.10000000	
GK1	Constant	Value=4.55	char. hodn. stálého zat. v (kNm---kNm2)
GK3	Constant	Value=0.262	char.hodn. vlastní tíhy IPE 240
GamaM	Exponential	Min=1.00000000 Max=1.01250000 Mean=1	dílčí součinitel materiálu v (-)
A	Constant	Value=0.00391	průřezová plocha IPE240 v (m2)
wvar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
ly	Constant	Value=2.836E-6	moment setrvačnosti (m4)
plrd	Constant	Value=0	
I	Constant	Value=0.5	délka nosniku v (m)
wply	Constant	Value=0.0003666	průřezový modul plastický (m3) IPE 240
wy	Constant	Value=0.0003243	průřezový modul pro IPE 240 elastický (m3)
hval	Constant	Value=0.24	výška válcovaného nebo svařovaného profilu v (m)
am	Constant	Value=0.3	rozměr a (m)
bm	Constant	Value=0.2	rozměr b (m)
E	Constant	Value=56100	modul pružnosti model composi (MPa)
Evar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
Ivar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	
pi	Constant	Value=PI (3.141592...)	pi
Dm	Constant	Value=0.03032	
F	Constant	Value=2000	síla v (N)
Il	Constant	Value=3.672730572E-8	moment setrvačnosti (m4)
R	Constant	Value=0.01516	vnější průměr (m)
rk	Constant	Value=0.00822	vnitřní průměr (m)
gkm	Constant	Value=10	vlastní hmotnost v (N)
Ds	Constant	Value=0.0379	vnější průměr s (m)
RS1	Constant	Value=0.01695	
rs1	Constant	Value=0.01104	
ES	Constant	Value=200000	modul pružnosti ocel
FS	Constant	Value=11200	síla (N)
as	Constant	Value=0.375	
bs	Constant	Value=0.25	
gks	Constant	Value=59.5	
Gvar1	dead4.dis	Min=0.64300000 Max=1.00000000	
Fmm	Constant	Value=1000	síla na modelu 200x/2=1000 N
Fss	Constant	Value=5600	síla pro ocel 11200x/2=5600 N
Gvarss	dead1.dis	Min=0.81900000 Max=1.00000000	
dmm	Constant	Value=0.017664	
dss	Constant	Value=0.02208	
ygyvar	ds450typr01.dis	Min=427.00000000 Max=571.00000000	
GamaMM	Constant	Value=0.95	
GamaMMM	Constant	Value=0.95	
F11	Constant	Value=0.45	
F12	Constant	Value=0.2	
F13	Constant	Value=0.3	
F14	Constant	Value=0.4	
F145	Constant	Value=0.45	
Lm	Constant	Value=0.5	
x1	Constant	Value=0.25	
x2	Constant	Value=0.175	
x3	Constant	Value=0.122	
Avar1	Normal	Min=0.99000000 Max=1.01000000 Mean=1	
b	Constant	Value=0.018	

Souhrn a závěr

Výsledky simulace na modelu pomocí SBRA metody jsou zřejmé z Tab. č. 2. Na obr. č. 3 a 4 jsou znázorněny histogramy výsledných namáhání, napětí σ_{1B} , σ_{1M} a průřezového modulu $W_{(i)}$, a na obr. 5 je znázorněn histogram pravděpodobnosti poruchy $P_{f(i)}$ a to pro zatížení $F_M = 300$ [N] a u obrázků 6, 7, 8 pro $F_M = 450$ [N]. Pravděpodobnost poruchy byla vypočtená dle SBRA na hodnoty $P_{f(i)B} = 4,8 \cdot 10^{-5}$ a pro model $P_{f(i)M} = 4,103 \cdot 10^{-5}$. Tyto výsledky vykazují velmi dobrou shodu a poskytují možnost a vhodnost tuto metodu aplikovat v praxi.

10. Koncepce statického výpočtu spřažené ocelobetonové konstrukce

Výpočet účinků zatížení

Statický systém konstrukce je tvořen nosíkovým roštem z hlavních nosných, podélných ocelových nosníků spřažených pomocí trnů s železobetonovou deskou. Při výpočtu vnitřních sil (odezvy konstrukce) v železobeton desce konstrukce je nutné uvažovat s účinky od přímého zatížení a s nepřímými účinky od možného roštového působení konstrukce.

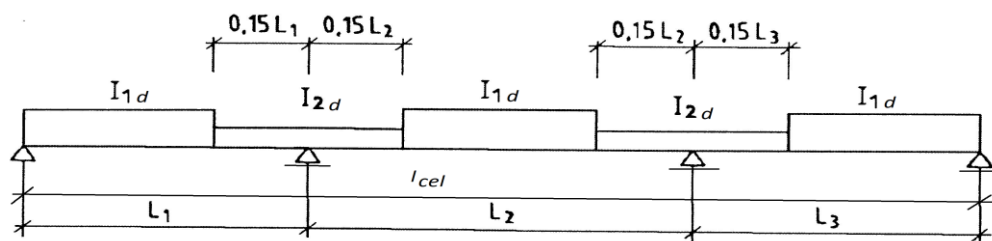
Stanovení vnitřních sil se pro mezní stav únosnosti (MSÚ) provede od extrémního návrhového zatížení, které na konstrukci, prvek působí a pro mezní stav použitelnosti (MSP) od provozního návrhového charakteristického zatížení, za následujících předpokladů: [30], [31], [39]

- lineární působení konstrukce (elastické chování průřezu)
- ohybová tuhost ocelobetonového nosníku se stanoví pro $I_{(i)d}$ – ideální průřez, který vznikne zavedením pracovním součinitelem $n_{(i)} = E_a/E_{ci}$
- spřažení pomocí ocelových trnů je zpravidla uvažováno jako úplné (částečné)
- u spojitých konstrukcí, nosníků se definují dvě ohybové tuhosti ocelobetonového nosníku. Pro beton bez trhlin ($E_a I_{1d}$) a beton s trhlinami ($E_a I_{2d}$), kde:

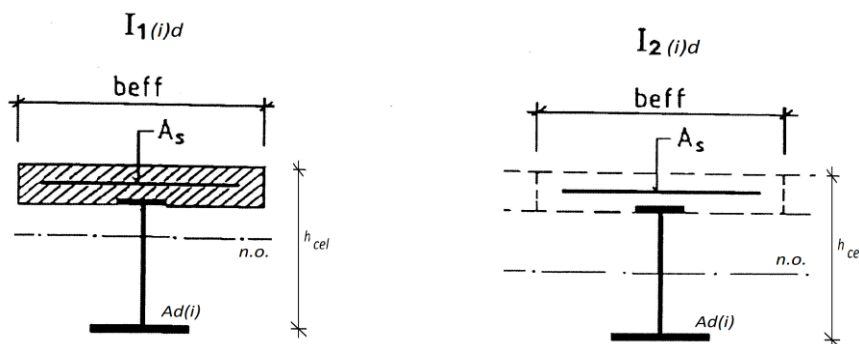
I_{1d} – je moment setrvačnosti ideálního průřezu za předpokladu spolupůsobení železobetonu, betonu v tahu,

I_{2d} – je moment setrvačnosti ideálního průřezu se zanedbáním železobetonu, betonu v tahu, ale se zahrnutím betonářské výztuže, lze i tu zanedbat (viz Obr. 10.a , 10.b).

Ohybová tuhost příčných konstrukčních ztužidel, v případě spřažení, se stanoví pro ideální průřez se spolupůsobící částí desky šířce $0,5c$.

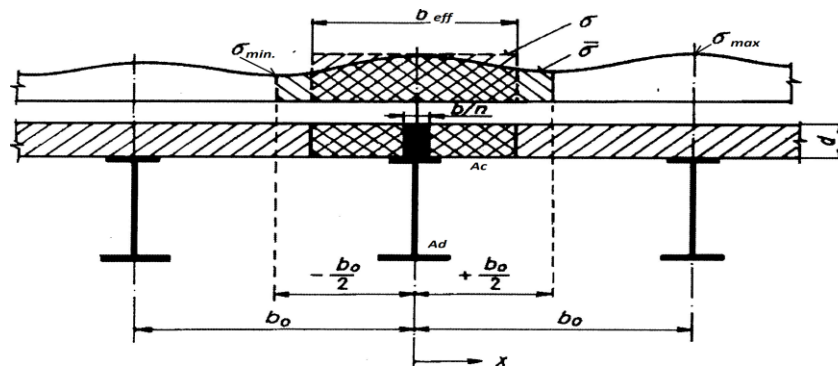


Obr.10.a Ohybové tuhosti $I(i)$ u spojitých nosníků a nosníků. [39]



Obr. 10.b Momenty setrvačnosti ideální - I_{1d} I_{2d} . [39]

10.1.1. Spolupůsobící šířka desky



Obr. 10.1.1 Spolupůsobící šířka železobetonové desky b_{eff} .

Obecně spolupůsobící šířku železobetonové desky b_{eff} stanovit z podmínky rovnosti maximálního $\bar{\sigma}$ napětí v rovině nosníku a z napětí σ vypočítaného v desce jako v části pásu spřaženého nosníku.

$$b = \frac{1}{\sigma} \int_{-\frac{b_0}{2}}^{+\frac{b_0}{2}} \bar{\sigma} \cdot dx \quad \text{Obr.:10.1.1} \quad [40], [39] \quad (3.25)$$

Pro praktické účely se podle současných pracovních doporučení spolupůsobící šířka železobetonové desky b_{eff} uvažuje jako součet spolupůsobících šířek $b_{eff(i)}$ na každé straně od osy ocelového nosníku podle Obr. 10.1.2.

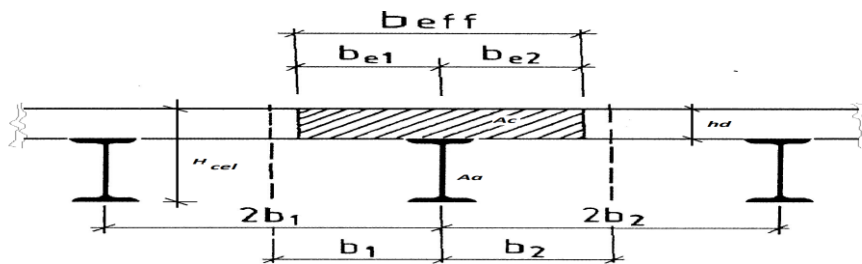
$b_e = l_0/8$ ale ne více než b , b_0 – vzdálenost mezi osami trnů

$$b_{eff(i)} = 2b_e \quad (\text{nebo } b_{e1} + b_{e2}), \quad b_{eff(i)} = b_0 + \sum_{i=1}^n b_{ei}; \quad n = 1, 2 \quad (3.25.1)$$

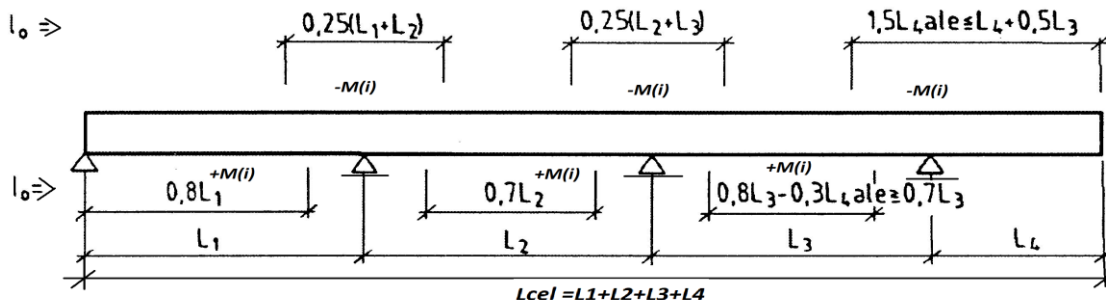
Za délku l_0 je možné uvažovat u spojitých nosníků vzdálenost mezi nulovými (inflexními) body ohybového momentu, nebo zjednodušeně vzdálenosti podle Obr. 10.1.3. Pro prostý nosník přitom platí $l_0 = L_{(i)}$

$$b_{eff(i)} = b_0 + \sum \beta_i b_{ei} \quad \dots \quad b_0 \text{ možno zanedbat nebo vložit vzdálenost mezi trny} \quad (3.25.3)$$

$$\beta_{(i)} = 0,55 + 0,25b_e (b_{ei}) \leq 1 \quad (3.25.4)$$



Obr. 10.1.2 Určení spolupůsobící šířky železobetonové desky. [40], [39]



Obr. 10.1.3 Náhradní délka l_0 pro spojitě nosníky $l_{(i)}$ a nosníky s převislým koncem. [40], [39]

Vzhledem k charakteru nosné konstrukce je pro návrh velice důležitý postup montáže. Při vlastním posudku se předpokládá:

- konstrukce je montážně podepřena podpurnou tuhou konstrukcí nebo není podepřena
- během zatěžování v montážním stavu je zachována geometrie a rovinatost průřezu
- nezapočítává se ani neuvažuje s působením betonu (železobetonu) v tahu
- s výztuží A_s a betonem v tlaku A_c se uvažuje jen v rozsahu spolupůsobící šířky železobetonové desky b_{eff}
- je zapotřebí uvažovat účinky od smršťování a dotvarování železobetonové desky a účinky možných teplotních změn.

Podmínkou spolehlivosti konstrukce a průřezu je, že součet všech napětí v určitém každém vlákne (bodě) od všech příslušných zatěžovacích stavů je menší než návrhová pevnost materiálů, které jsou v konstrukci použity. $f_{yd} = (f_y / \gamma_{mi})$. [30]

Pro ideální průřez konstrukce v uvažovaném i-tém zatěžovacím stavu se určí poloha neutrální osy z podmínky:

$$X_i = \frac{\sum A_{(i)} \cdot x_{(i)}}{\sum_{i=1}^n A_{(i)}} \quad (3.29.)$$

$$X_i = (A_a x_a + A_c x_d / 2n_i + A_s x_s / 2) / (A_a + A_c / n_i + A_s) \quad (3.29.1)$$

A dále moment setrvačnosti ideálního průřezu

$$I_{(i)} = \sum I'_{(i)} + \sum A_{(i)} y^2 \quad (3.30.)$$

$$I_i = [b_{eff} x_d^3 / 12 + A_c (x - x_d / 2)^2] n_i + I_a + A_a (X_a - x)^2 + A_s (X_a - x_d / 2)^2 \quad (3.30.1)$$

kde jsou

n_i – pracovní součinitel E_a/E_c pro uvažovaný zatěžovací stav, stádium

$E_{ci} = E_{cm}$ (pro krátkodobé zatížení)

A_a – plocha ocelového průřezu

A_c – plocha betonové desky (železobetonové)

A_s – plocha betonářské výztuže v rozsahu b_{eff} pro šířku a h_d pro výšku desky

Označíme-li pro i-tém zatěžovacím stavu ZS(i) nebo stádium

M_{cEd} – ohybový moment působící na sprážený nosník od extrémního návrhového zatížení na konstrukci

M_{aEd} – ohybový moment působící na ocelový nosník v nepodepřeném zatěžovacím stavu

I_a – moment setrvačnosti ocelového průřezu

I_i – moment setrvačnosti ideálního průřezu

A_i – průřezová plocha ideálního průřezu

P_c – normálová síla od smršťování a teplotních změn

Nosník bez podepření, napětí v krajních vláknech betonové desky a ocelového nosníku:

$$\sigma_c = \sum \sigma_{ci} = \sum [M_{ci} \cdot z_{ci} / (n_i \cdot I_i)] + \sum (P_{ci} / A_c) + \sum [P_{ci} / (n_i \cdot F_i)] \quad (3.31)$$

$$\sigma_a = \sum \sigma_{ai} = M_a \cdot \frac{z_a}{I_a} + \sum [M_{ci} \cdot z_{ai} / I_i] + \sum (P_{ci} / A_i) \quad (3.32)$$

$$\sigma_c / f_{cd} \leq 1 \quad (3.33)$$

$$\sigma_a / f_{yd} \leq 1 \quad (3.34)$$

Navržený nosník v mezním stavu únosnosti vyhovuje. Potom ohybová únosnost průřezu v pružném stavu je [13], [31]

$$M_{el,Rd} = M_{a,Ed} + k M_{c,Ed} \quad (3.34.1)$$

Podmínka spolehlivosti by pak v mezním stavu únosnosti (MSÚ) měla tvar (třída 3a4):

$$M_{Ed} \leq M_{el,Rd} \quad \text{kde, pro spřažený nosník platí} \quad (3.35)$$

$$M_{Ed} = M_{a,Ed} + \sum M_{ci,Ed} \quad \text{přičemž současně musí být pro každé vlákno splněno:} \quad (3.36)$$

$$\sigma_{ci} \leq f_{cd} \quad \text{a} \quad f_{cd} = \frac{0,85 f_{cy}}{\gamma_c} \quad (3.37)$$

$$\sigma_a \leq f_{yd} \quad ; \quad f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_A} \quad \gamma_a = 1,0 \dots (1,15) \quad ; \quad \gamma_c = 1,5 \quad (3.38)$$

10.3. Výpočet únosnosti průřezů teorie plasticity

Určit únosnost daného průřezu použitím plastické analýzy je možno u průřezů třídy 1 a 2. V tomto případě má podmínka spolehlivosti v mezním stavu únosnosti tvar. [30]

$$M_{Ed} \leq M_{pl,Rd}$$

M_{Ed} – celkový ohybový moment od extrémního návrhového zatížení (odezva konstrukce).

$M_{pl,Rd}$ – moment únosnosti průřezu stanovený podle teorie plasticity.

U nosníkových konstrukcí s výrazně proměnným profilem a u nosníku spojitých musí být tato podmínka splněna pokaždé, ve všech průřezech a ve všech stádiích montáže a provozu pro kladné i záporné ohybové momenty a pro kombinaci zatížení vniklou na dané konstrukci.

Při plastické analýze se mezní stav únosnosti posuzuje pro výsledný (max.) stav namáhání konstrukce. Hodnoty $M_{pl,Rd}$ se určují za těchto základních předpokladů: [30]

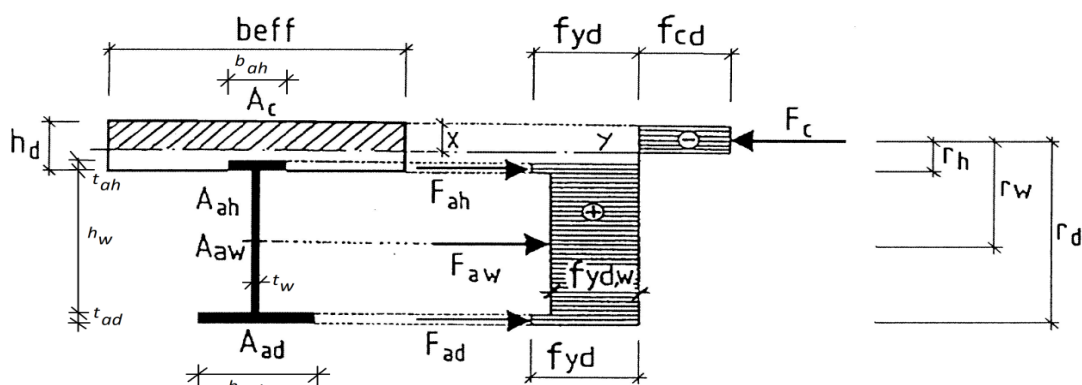
- ve všech vláknech průřezu je dosaženo extrémních (max.) návrhových pevností materiálu
- neuvažuje se působení betonu, železobetonu v tahu
- veškerý smyk přebírá stojina ocelového průřezu A_a
- při výpočtu se uvažuje beton a betonářská výztuž pouze v rozsahu spolupůsobící šířky b_{eff} a výšky h_d výšky průřezu spolupůsobící desky
- účinky smršťování a dotvarování betonu, železobetonu a účinky teploty se zanedbávají

Pokud v daném průřezu působí současně s ohybným momentem M_{Ed} také posouvající síla V_{Ed} , postupuje se podle ČSN EN 1993-2. Posouzení štíhlých stěn na boulení se provede podobně jako při pružné analýze podle ČSN EN 1993. [13], [30], [29], [31]

Výpočet $M_{pl,Rd}$ pro spřažený ocelobetonový nosník namáhaný v kombinaci kladným ohybovým

momentem podle předpokládané polohy plastické neutrální osy (ocelový nosník je možno uvažovat s různou kvalitou materiálu pro jednotlivé komponenty).

- v případě, kdy neutrální osa prochází železobetonovou deskou, lze provést rozdělení napětí a uvažovat ho dle Obr.10.3.1.



Obr. 10.3.1. Napětí ve spráženém průřezu podle teorie plasticity – neutrální osa prochází železobetonovou deskou. [13]

Poloha neutrální osy se stanoví ze základní podmínky rovnováhy sil při rozdělení napětí podle Obr. 10.3.1

$$F_c = F_{ah} + F_{aw} + F_{ad} \quad (3.39)$$

$$(b_{eff} \cdot x \cdot f_{cd}) = (A_{ad} \cdot f_{yd}) + (A_{aw} \cdot f_{yd}) + (A_{ah} \cdot f_{yd}) \quad (3.39.1)$$

$$x = \frac{(A_{ad} \cdot f_{yd}) + (A_{aw} \cdot f_{yd}) + (A_{ah} \cdot f_{yd})}{b_{eff} \cdot f_{cd}} = \frac{\sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot f_{yd}}{b_{eff} \cdot f_{cd}} \quad (3.39.2)$$

$$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_a}; \quad f_{cd} = \alpha \cdot \frac{f_c}{\gamma_c}; \quad \text{kde } \alpha=0,85; \gamma_a = 1,0; \gamma_c = 1,5-1,8$$

$$x = \frac{f_{yd} \cdot \sum_{i=1}^n A_{(i)}}{b_{eff} \cdot 0,85 \cdot f_{cd}} = \frac{\frac{f_y}{\gamma_a} \cdot \sum_{i=1}^n A_{(i)}}{b_{eff} \cdot 0,85 \cdot \frac{f_c}{\gamma_c}} \quad (3.39.3)$$

$$x = \frac{f_y \cdot \gamma_c \cdot \sum_{i=1}^n A_{(i)}}{0,85 \cdot b_{eff} \cdot \gamma_a \cdot f_c} \quad (3.39.4)$$

a moment únosnosti průřezu $M_{pl, Rd}$:

$$M_{pl, Rd} = F_{ad} \cdot r_d + F_{aw} \cdot r_w + F_{ah} \cdot r_h, \quad \text{kde } F_{(i)} \text{ – jsou jednotné síly v průřezech (částech průřezů)} \quad (3.40)$$

$$M_{PL, Rd} = \sum_{i=1}^n F_{a(i)} \cdot r_{(i)} \quad (3.40.1)$$

$$F_{ah} = A_{ah} \cdot f_{yd} \quad r_h = (h_d - x/2) - (t_{ah}/2) \quad (3.40.2)$$

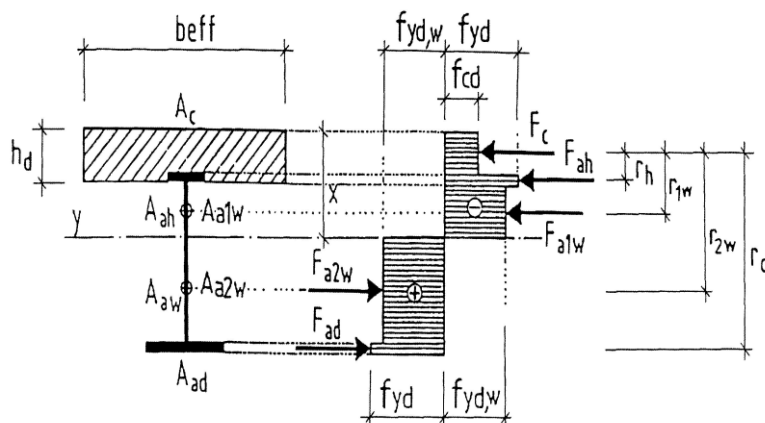
$$F_{aw} = A_{aw} \cdot f_{yd, w} \quad r_w = (h_{aw}/2) + (h_d - x/2) \quad (3.40.3)$$

$$F_{ad} = A_{ad} \cdot f_{yd} \quad r_d = (t_{ad}/2) + h_{aw} + (h_d - \frac{x}{2}), \quad r_d = h_{cel} - \frac{x}{2} - (t_{ad}/2) \quad (3.40.4)$$

$$F_c = A_c \cdot f_{cd} \quad (3.40.5)$$

$$A_c = b_{eff} \cdot x \quad h_{cel} = h_d + h_{aw} + t_{ad} \quad (3.40.6)$$

- v případě, kdy neutrální osa prochází stojinou A_{aw} ocelového nosníku, lze rozdělení napětí uvažovat podle



Obr. 10.3.3. Napětí ve spřaženém průřezu podle teorie plasticity – neutrální osa prochází stojinou ocelového nosníku A_a .

Poloha neutrální osy se stanoví z podmínky rovnováhy sil při rozdělení napětí podle Obr. 10.3.3

$$F_c + F_{ah} + F_{a1w} = F_{ad} + F_{a2w} \quad (3.43)$$

$$(b_{eff} \cdot x \cdot f_{cd}) + (A_{ah} \cdot f_{yd}) + (A_{a1w} \cdot f_{yd}) = (A_{ad} \cdot f_{yd}) + (A_{a2w} \cdot f_{yd}) \quad (3.43.1)$$

$$x = \frac{f_y J e_c \cdot \sum_{i=1}^n A_{ad(i)} - f_y J e_c \cdot \sum_{i=1}^n A_{ah(i)}}{0,85 \cdot b_{eff} \cdot f_{cd}} \quad (3.43.2)$$

$$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_a}; \quad f_{cd} = \alpha \cdot \frac{f_c}{\gamma_c}; \quad \text{kde } \alpha = 0,85; \quad \gamma_a = 1,0; \quad \gamma_c = 1,5-1,8$$

$$x = \frac{f_y \cdot J e \cdot (\sum_{i=1}^n A_{ad(i)} - \sum_{i=1}^n A_{ah(i)})}{0,85 \cdot b_{eff} \cdot f_c \cdot J e_a} \quad (3.43.3)$$

a moment únosnosti průřezu $M_{pl, Rd}$:

$$M_{pl, Rd} = F_{ad} \cdot r_d + F_{a2w} \cdot r_{2w} - F_{a1w} \cdot r_{1w} - F_{ah} \cdot r_h, \quad \text{kde} \quad (3.44)$$

$$M_{PL, Rd} = \sum_{i=1}^n F_{ad(i)} \cdot r_{(i)} - \sum_{i=1}^n F_{ah(i)} \cdot r_{(i)} \quad (3.44.1)$$

kde

$$F_{ah} = A_{ah} \cdot F_{yd} \quad r_h = (h_d - t_{ah}) + (t_{ah}/2) \quad (3.44.2)$$

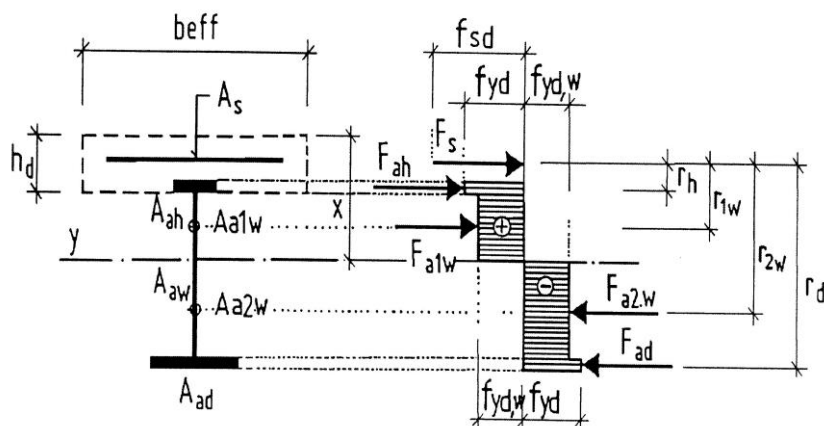
$$F_{a1w} = A_{a1w} \cdot f_{yd, w} \quad r_{1w} = ((x - h_d)/2) - ((h_d - t_{ah})/2) + h_d \quad (3.44.3)$$

$$F_{a2w} = A_{a2w} \cdot f_{yd, w} \quad r_{2w} = ((h_{cel} - x - t_{ad})/2) + x - ((h_d - t_{ah})/2) \quad (3.44.4)$$

$$F_{aw} = A_{aw} \cdot f_{yd, w} \quad F_{ad} = A_{ad} \cdot f_{yd} \quad r_d = h_{cel} - ((h_d - t_{ah})/2) - (t_{ad}/2) \quad (3.44.5)$$

$$F_c = A_c \cdot f_{cd} \quad A_c = b_{eff} \cdot h_d \quad h_{cel} = h_d + h_{a1w} + h_{a2w} + t_{ad} \quad (3.44.6)$$

- v případě, kdy spřažený ocelobetonový nosník je namáhaný záporným ohybovým momentem nad podporou konstrukce, lze rozdělení napětí uvažovat podle:



Obr. 10.3.4. Napětí ve spřaženém průřezu pro záporný ohybový moment podle teorie plasticity – neutrální osa prochází stojinou ocelového nosníku

Poloha neutrální osy se stanoví z podmínky rovnováhy sil při rozdělení napětí podle Obr. 10.3.4

$$F_s + F_{ah} + F_{a1w} = F_{a2w} + F_{ad} \quad (3.45)$$

$$(A_s \cdot f_{sd}) + (A_{ah} \cdot f_{yd}) + (A_{a1w} \cdot f_{yd,w}) = (A_{ad} \cdot f_{yd}) + (A_{a2w} \cdot f_{yd,w}) \quad (3.45.1)$$

V případě zanedbání složky F_s platí:

$$(A_{ah} \cdot f_{yd}) + (A_{a1w} \cdot f_{yd,w}) = (A_{ad} \cdot f_{yd}) + (A_{a2w} \cdot f_{yd,w}) \quad (3.45.1)$$

Průřez působí jen jako samostatný ocelový profil řešíme dle plasticity dle EC3, kapitola 7.3 . a moment únosnosti průřezu:

$$M_{pl,Rd} = F_{ad} \cdot r_d + F_{a2w} \cdot r_{2w} - F_{a1w} \cdot r_{1w} - F_{ah} \cdot r_h \quad , \text{kde} \quad (3.46)$$

$$M_{PL,Rd} = \sum_{i=1}^n F_{ad(i)} \cdot r_{(i)} - \sum_{i=1}^n F_{ah(i)} \cdot r_{(i)} \quad (3.46.1)$$

kde

$$F_{ah} = A_{ah} \cdot f_{yd}$$

$$F_{a1w} = A_{a1w} \cdot f_{yd,w}$$

$$F_{a2w} = A_{a2w} \cdot f_{yd,w}$$

$$F_{ad} = A_{ad} \cdot f_{yd}$$

$$h_{cel} = h_d + h_{a1w} + h_{a2w} + t_{ad}$$

$$F_s = A_s \cdot f_{sd}$$

.....(možno zanedbat)

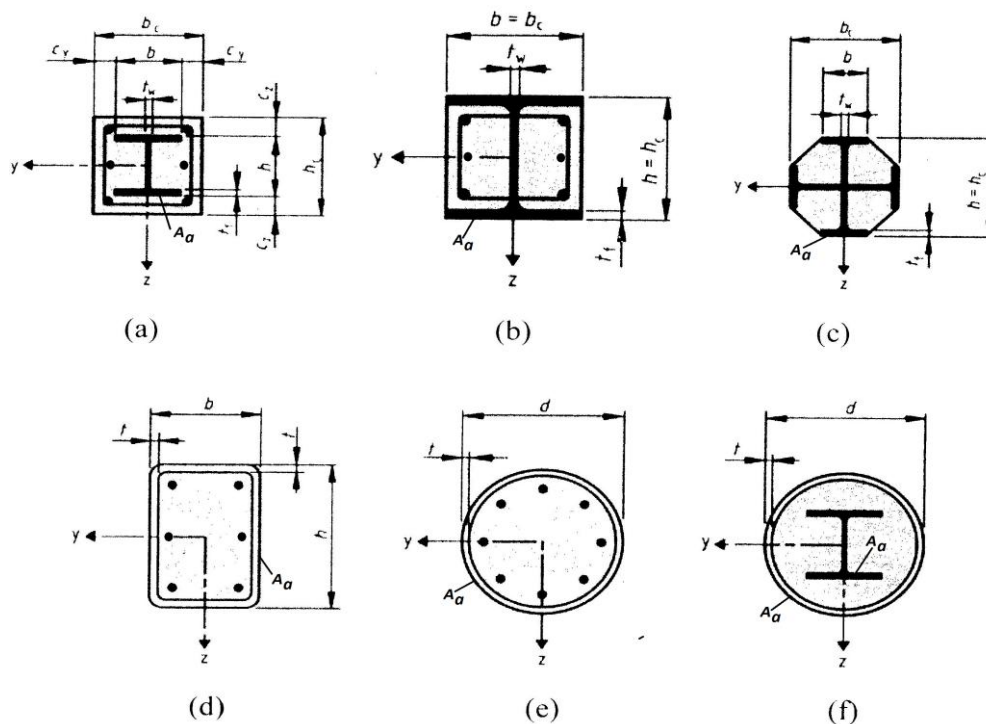
10.4. Spřažené sloupy a spřažené tlačené prvky

Všeobecně

Základní tvary vhodné pro uvažování spřažených ocelobetonových sloupů jsou na obr. 10.4.1 z oceli tříd S235 až S460 a běžného betonu pevnostních tříd C20/25(25/30) až C50/60, u nichž je poměr δ vyjadřující příspěvek oceli v daném rozmezí: [13]

$$0,2 \leq \delta \leq 0,9 \quad , \quad \delta = \frac{A_a \cdot f_{yd}}{N_{ps,Rd}} \quad (3.47)$$

Únosnost daného spráženého ocelobetonového sloupu lze určit základní obecnou metodou, nebo je možnost použít zjednodušenou metodu, ta je použitelná pro v praxi pro nejčastěji se vyskytující ocelobetonové sloupy s dvojose souměrným průřezem. Účinky lokálního vyboulení v ocelové části sloupu (profilu) na jeho únosnost se pak obecně musí vzít v úvahu, dodrží-li se, ale základní rozměry podle tab. 10.4.1, 10.4.2 k vyboulení na konstrukci nedojde. [13], [30], [29]



Obr. 10.4.1. Základní typické průřezy sprážených ocelobetonových sloupů a značení [40]

Průřez	max (d/t), max (h/t) a max (b/t_f)
Duté kruhové ocelové průřezy 	$\max (d/t) = 90 \frac{235}{f_y}$
Duté pravoúhlé ocelové průřezy 	$\max (h/t) = 52 \sqrt{\frac{235}{f_y}}$
Částečně obetonované průřezy 	$\max (b/t_f) = 44 \sqrt{\frac{235}{f_y}}$

Obr. 10.4.2. Největší přípustné hodnoty poměrů (d/t), (h/t) a (b/t_f), kde f_y je v N/mm^2 [40]

Zjednodušená metoda návrhu ocelobetonových sloupů

Užití této metody je omezeno na konstrukční prvky s dvojose souměrných a prizmatickým průřezem pro sloupce, jejichž poměrná štíhlost splňuje podmínku: [30]

$$\bar{\lambda} \leq 2,0 \quad (3.48)$$

a poměr výšky h_c ku šířce b_c průřezu je v rozmezí $0,2 \leq h_c/b_c \leq 5,0$.

$$\max c_z = 0,3 h \quad \max c_y = 0,4 b \quad (3.49)$$

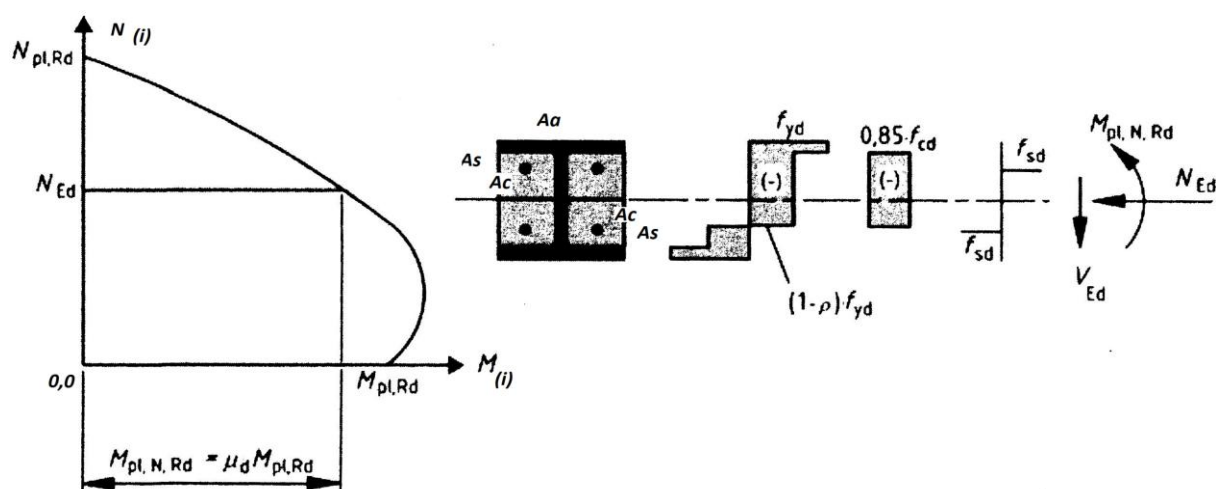
Podélná betonářská výztuž A_s , kterou lze ve zjednodušené metodě pro stanovení únosnosti profilu započítat jen z části a to, nemá být větší než 6 % plochy betonu A_c . Je-li větší, započítá se z hlediska bezpečnosti jen 6 % plocha A_c .

Únosnost spřaženého profilu v tlaku se stanoví plastickým výpočtem jako součet únosnosti jeho částí:

$$N_{pl,Rd} = A_a f_{yd} + 0,85 A_c f_{cd} + A_s f_{sd} \quad (3.50)$$

Tento vztah se použije u obetonovaných a částečně obetonovaných ocelových profilů. Pro duté průřezy vybetonované uvnitř se používán součinitel 0,85 nahradí součinitelem 1,0. [39], [30]

(Všechna vlákna oceli dosahují f_{yd} , resp. f_{sd} u výstuže, u tlačeného betonu je dosažena hodnota $0,85 f_{cd}$). [30]

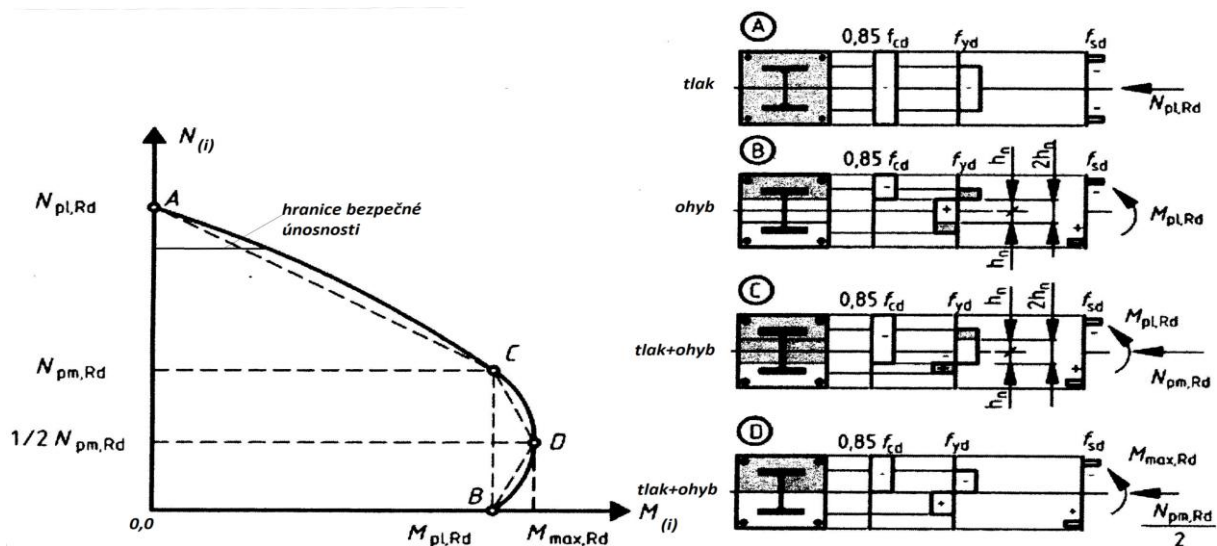


Obr. 10.4.3 Interakční závislost při působení na konstrukci v tlaku a ohybu v jedné rovině. [30]

V konstrukci kde je ovinutí lze toto využít jen u málo štíhlých sloupců ($\bar{\lambda} \leq 0,5$) centricky tlačených, nebo tlačených s velmi malou excentricitou působící síly ($e/d \leq 0,1$), kde d je vnější průměr sloupu. Plastická únosnost spřaženého ocelobetonového průřezu je potom určena ze vztahu:

$$N_{pl,Rd} = \eta_a A_a f_{yd} + A_c f_{cd} \left(1 + \eta_c \frac{t}{d} \frac{f_y}{f_{ck}} \right) + A_s f_{sd} \quad (3.51)$$

kde t je tloušťka dané stěny ocelové trubky kruhové, čtvercové nebo obdélníkové. [30]



Obr. 10.4.4. Zjednodušená základní interakční křivka a odpovídající rozdělení napětí v základním ocelobetonovém průřezu

Pro prvky namáhané centrickým tlakem ($e = 0$) jsou hodnoty η_a a η_c dány následujícími výpočtovými výrazy:

$$\eta_{a0} = 0,25 (3 + 2 \bar{\lambda}) \quad (\text{ale} \leq 1,0) \quad (3.52)$$

$$\eta_{c0} = 4,9 - 18,5 \bar{\lambda} + 17 \bar{\lambda}^2 \quad (\text{ale} \geq 0) \quad (3.53)$$

Pro prvky namáhané tlakem a ohybem ($0 \leq e/d \leq 0,1$) se hodnoty η_a a η_c vypočítají ze vztahů:

$$\eta_a = \eta_{a0} + (1 - \eta_{a0}) (10e/d) \quad (3.54)$$

$$\eta_c = \eta_{c0} + (1 - \eta_{c0}) (1 - 10e/d) \quad (3.55)$$

Pro $e/d > 0,1$ platí $\eta_a = 1,0$ a $\eta_c = 0$.

δ – koeficient vyjadřující příspěvek oceli na celkové únosnosti průřezu

$$\delta = \frac{A_a f_{yd}}{N_{pl,Rd}} \quad (3.56)$$

kde $N_{pl,Rd}$ je plastická únosnost v tlaku. [29], [30]

Při stanovení únosnosti štíhlého sloupu je vždy nutné uvážit možnost vybočení. Postupuje se stejně jako u ocelových sloupů, tzn. že se poměrná štíhlost $\bar{\lambda}$ v rovině vybočení určí vztahem

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl,Rk}}{N_{cr}}} \quad ; \quad N_{cr} = \frac{\pi^2 E I_{eff}}{l_{CR}^2} \quad [36], [39] \quad (3.57)$$

kde $N_{pl,Rk}$ je charakteristická hodnota plastické únosnosti v tlaku podle 3.50, kde se místo návrhových hodnot pevností prvku se použijí hodnoty charakteristické (neboli všechny součinitele $\gamma_{(i)}$ se uvažují 1,0)

N_{cr} pružná kritická síla pro odpovídající tvar vybočení, určená s použitím účinné ohybové štíhlosti $(E I)_{eff}$, určené podle (3.58)

Charakteristická hodnota účinné ohybové tuhosti na prvku $(EI)_{eff}$ průřezu spřaženého ocelobetonového sloupu se určí ze vztahu:

$$(EI)_{eff} = E_a I_a + E_s I_s + K_c E_{cm} I_c \quad (3.58)$$

kde K_c je opravný součinitel, který má hodnotu 0,6
 I_a , I_c a I_s jsou momenty setrvačnosti plochy oceli, betonu bez trhlin a výztuže pro uvažovanou rovinu ohybu

Pokud je zapotřebí rozlišit vliv dlouhodobých účinků na účinnou pružnou ohybovou tuhost, zredukuje se modul pružnosti betonu E_{cm} na hodnotu $E_{c,eff}$ podle vztahu:

$$E_{c,eff} = E_{cm} \frac{1}{1 + (N_{G,Ed} / N_{Ed}) \varphi_t} \quad (3.59)$$

kde φ_t je součinitel dotvarování podle
 N_{Ed} celková návrhová normálová síla
 $N_{G,Ed}$ stálá složka této normálové síly

Pro ověření únosnosti sloupu se obecně použije pružná analýza I.řádu.

Zjednodušeně to lze obejít tím, že se pružná kritická síla vypočítá z ohybové tuhosti $(EI)_{eff,II}$ podle vztahu:

$$(EI)_{eff,II} = K_o (E_a I_a + E_s I_s + K_{e,II} E_{cm} I_c) \quad (3.60)$$

kde $K_{e,II}$ je opravný součinitel, který má hodnotu 0,5
 K_o kalibrační součinitel, který má hodnotu 0,9

k – součinitel vyjadřující účinky II. Řádu

$$k = \frac{\beta}{1 - N_{Ed} / N_{cr,eff}} \geq 1,0 \quad (3.61)$$

kde $N_{cr,eff}$ je kritická normálová síla pro příslušnou osu a účinnou ohybovou tuhost, kdy se za vzpěrnou délku považuje délka sloupu
 β součinitel ekvivalentního momentu

Posouzení stlačeného sloupu namáhaného silou N_{Ed} se provede tak, že se prověří podmínky

$$\frac{N_{Ed}}{\chi N_{pl,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.62)$$

kde $N_{pl,Rd}$ je základní plastická únosnost spřaženého průřezu
 χ součinitel vzpěrnosti pro odpovídající tvar vybočení podle ČSN EN 1993-1, určený v závislosti na poměrné štíhlosti $\bar{\lambda}$

Odpovídající křivky vzpěrné pevnosti jsou pro průřezy ocelobetonových sloupů uvedeny jako a, b, c, d, kde ρ_s značí poměr A_s/A_c . [39], [40]

$$\frac{M_{Ed}}{M_{pl,N,Rd}} = \frac{M_{Ed}}{\mu_d M_{pl,Rd}} \leq \alpha_M \quad (3.63)$$

Kde M_{Ed} -větší z koncových ohybových momentů a největšího momentu na sloupu se nacházejícím
 $M_{pl,N,Rd}$ -plastická únosnost v ohybu, stanovená s vlivem síly N_{Ed} , tzn. že se rovná $\mu_d M_{pl,Rd}$
 $M_{pl,Rd}$ -plastická únosnost v ohybu odpovídající bodu B

Pro ocele třídy S235 a S355 se součinitel α_M uvažuje hodnotou 0,9, pro ocele třídy S420 a S460 má hodnotu 0,8. Hodnota součinitele $\mu_d = \mu_{dy}$ nebo μ_{dz} se podle interakčního diagramu vztahuje k návrhovému plastickému momentu únosnosti pro rovinu uvažovaného ohybu. Hodnoty μ_d větší než 0,1 lze použít jen v tom případě, že ohybový moment přímo závisí na působení normálové síly N_{Ed} , například když moment M_{Ed} plyne z excentricity síly N_{Ed} . [30], [29] Působí-li kromě síly i momenty v obou hlavních rovinách, postupuje se následovně :

$$\frac{M_{y,Ed}}{\mu_{dy} M_{pl,y,Rd}} \leq \alpha_{M,y} \quad \frac{M_{z,Ed}}{\mu_{dz} M_{pl,z,Rd}} \leq \alpha_{M,z} \quad (3.64)$$

$$\frac{M_{y,Ed}}{\mu_{dy} M_{pl,y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{\mu_{dz} M_{pl,z,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.65)$$

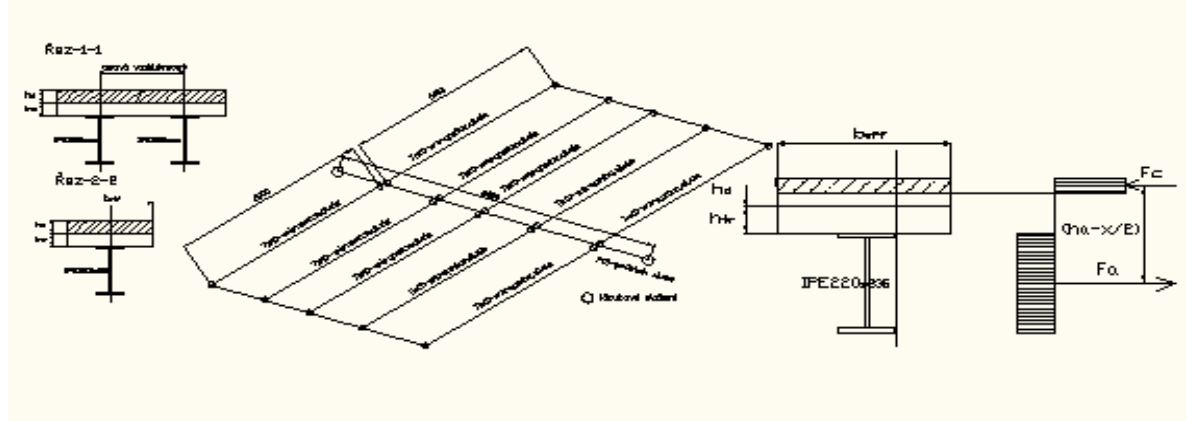
kde $M_{pl,y,Rd}$ a $M_{pl,z,Rd}$ jsou plastické únosnosti v ohybu pro příslušné roviny
 $M_{y,Ed}$ a $M_{z,Ed}$ návrhové ohybové momenty
 μ_{dy} a μ_{dz} interakční diagramy
 α_{Mz} a α_{My} hodnoty od $\langle 0,8; 0,9 \rangle$

10.5. Posudek únosnosti spřažených ocelobetonových konstrukcí SBRA–modelové situace

Modelová situace: 10-Pravděpodobnostní přístup k posouzení spřažené ocelobetonové stropní konstrukce

Posuzovaná konstrukce-prut symetrického ocelobetonového průřezu I v konstrukci stropního segmentu z válcovaného profilu IPE 220- 240 z oceli třídy S 235, s železobetonovou deskou z betonu C20/25- χ C1 s výztuží třídy 10 505(R), B550b se zatěžovací šířkou 2000 mm, rozpětí TS(i) - trámů tak P(i) - průvlaků je totožné 6000mm, uložení kloubové. Namáhání prutu pro jednotlivé zatěžovací stavy (ZS,S,G,W,Q,A(i)) i=1 až 6).Rozhodující kombinace zatěžovacích stavů byla stanovena programem Fine-EC-3d a provedla se analýza odezvy konstrukce od jednotlivých zatěžovacích stavů s posudkem pro daný dílec-TS(i), P(i) dle kombinací pro teorii I. a II. řádu. Jedná se o kombinaci stálých, střednědobých, krátkodobých a mimořádných zatížení. Vyšetřovaná únosnost prutu odpovídá referenční úrovni dosažení meze kluzu v nejvíce namáhaných vláknech průřezu.

Statické schéma stropní spřažené ocelobetonové konstrukci, Stropnice TS (i), Průvlak P (i)



Posouzení dle ČSN EN 1994-1, Eurocode 4

Prvek byl posouzen dle EN 1994-1-1 a má následující parametry a průřezové charakteristiky. Součinitel podmínek působení: $\gamma_a = 1,0$ (1,15), $\gamma_c = 1,5$, $\gamma_v = 1,25$, $\gamma_s = 1,15$, $\gamma_{mf} = 1,0$, $\gamma_{mf,s} = 1,05$

Průřez I-průřez IPE220

Třída průřezu - 1

Průřezová plocha:

$A = 3337 \text{ mm}^2$

$A_{vz} = 1588 \text{ mm}^2$

Momenty setrvačnosti:

$I_y = 27,72 \text{ E}06 \text{ mm}^4$

Plastické průřezové moduly:

$W_{pl,y} = 285 \text{ E}06 \text{ mm}^3$ Beton: $f_c = 20 \text{ MPa}$, součinitel $= 0,85$, $E_{cm} = 29 \cdot 10^3 \text{ Mpa}$

Poloha těžiště:

$y_T = 110 \text{ mm}$

Spolupůsobící šířka:

$B_{eff} = 1500 \text{ mm}$

Průřezové moduly:

$W_{y,e11} = 252 \text{ E}03 \text{ mm}^3$

Materiál: S 235, C20/25

Ocel-Materiálové charakteristiky:

Modul pružnosti E : 210000 MPa

Modul pruž.ve smyku G : 81000 MPa

Mez kluzu f_y : 235,0 MPa

Mez pevnosti f_u : 360,0 MPa

Výsledky posouzení MSU- plasticita

Výsledky pro zatěžovací případ:

$M_{ed} = 120 \text{ kNm}$, $M_{ved} = 80 \text{ kNm}$

Třída průřezu: 1

Posudek smyku od síly ,rd: $V_{pl,Rd} = 165,17 \text{ kN}$

$80 \text{ kN} < 165,17 \text{ kN}$

Vyhovuje

Posudek nejneprůzračnější kombinace v ohybu:

$M_{pl,Rd} = 146,59 \text{ kNm}$, $M_{plc,Rd} = 146,5 \text{ kNm}$, $120,00 < 146,59 \text{ kNm}$ **Vyhovuje**

Modelová situace je řešena metodou SBRA-Anthill. Vstupní histogramy jsou rovněž vygenerovány v tomto programu a posouzení je provedeno metodou SBRA. Vstupní data pro vyšetřovaný TS(i), P(i) prut symetrického průřezu I (viz. obr. statické schéma) z oceli S 235, betonu C20/25-25/30 viz. tabulka. Pozn.–99,9928%–99,993% kvantil odpovídá pravděpodobnosti poruchy $P_{fd}(i) = 0,000072$ při referenční úrovni dosažení meze kluzu v oceli (vyčerpání pružné oblasti)

Tab. : Vstupní a proměnné hodnoty

Variables	Type	Parameters	Comment
Av	Constant	Value=0.001588	smyková plocha průřezu v [m2]
Avar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	proměnlivost plochy
fyvar	t235fy01.dis	Min=200.00000000 Max=435.00000000	mez kluzu oceli V [MPa]
Tk	Constant	Value=0	char. hodn. užitého zat. technologiemi v (kNm---kNm2)
Qvar	long1.dis	Min=0.00000000 Max=1.00000000	dlouhodobé nahodilé zat.
Qk	Constant	Value=7.2	char. hodn. užitého zat. v (kNm---kNm2)
Gk2	Constant	Value=7.4	char. hodn. vlastní tíhy stěny nad průvlakem v (kNm---kNm2)
Gvar	dead1.dis	Min=0.81800000 Max=1.00000000	stálé zat.
Gk1	Constant	Value=8.740740741	char. hodn. stálého zat. v (kNm---kNm2)
Gk3	Constant	Value=0.262	char. hodn. vlastní tíhy IPE 220
GamaM	Exponential	Min=1.00000000 Max=1.01250000 Mean=1.00625000 StDev=0.00625000	dílič součinitel materiálu v [-]
A	Constant	Value=0.00334	průřezová plocha IPE220 v (m2)
ick	beton35.dis	Min=20.00000000 Max=62.00000000	char. pevnost betonu v tlaku v (MPa)
x	Constant	Value=1	tlačená výška betonové části = $\alpha \cdot x$ v (m)
z	Constant	Value=1	ramano vnitřních sil = $r \cdot z$ v (m)
l	Constant	Value=6	délka nosníku v (m)
hd	Constant	Value=0.05	výška betonové desky v (m)
htr	Constant	Value=0.05	výška trapezového plechu v (m)
hval	Constant	Value=0.22	výška válcovaného nebo svařovaného profilu v (m)
bo	Constant	Value=0	šíře horní příruby IPE , horní pasnica -0-50mm
imp	Imp667sc.DIS	Min=0.00000000 Max=0.00150000	imperfekce

Modelové schéma výpočtu - Mpla,Rd , Mplc,Rd pro Plasticitu

```

Equations
: Stropnice ST(i)--- (průvlak- P(i))
SF=Mplrda-Med ; pravděpodobnost poruchy průřezu
: 1) Únosnost ve smyku
Smyk=Ved/Vplrd
Vplrd=Av*Av*(fyd*10^6/3^(1/2))*10^(-3)
: 2) Únosnost v ohybu
Ohybadol=Med/Mplrda ; využití ocelového průřezu v ohybu
Ohybchor=Med/Mplrdc ; využití betonového "průřezu" v ohybu
Mplrda=Av*Av*(fyd*z)*10^3 ; plastický moment únosnosti ocelového průřezu
Mplrdc=beff*o*x*Av*0.85*fcd*z*r*10^3 ; plastický moment únosnosti betonového průřezu
: Návrhové účinky zatížení
Med=((1/8)*fd^2)*GamaM
Ved=(1/2)*fd*I
: Návrhová kombinace zatížení dle rov. 6.10
fd=Gk1*1.35*Gvar+Gk2*1.35*Gvar+Qk*1.5*Qvar+Tk*1.5*Qvar+Gk3*1.35*Gvar
: Poloha ramene vnitřních sil
r=(hd+htr+(hval/2))-(o/2)
: Poloha neutrální osy
o=(Av*Av*(fyd)/(beff*0.85*fcd)
: Mez kluzu oceli
fyd=fyvar/GamaM
: Návrhová pevnost betonu v tlaku
fcd=0.7*fck/1.5
beff=((be1^2)+bo)
be1=(I/GamaM)/8
    
```

Modelové schéma výpočtu – SIGMA a,dol, SIGMA c,hor pro elasticitu

```

Equations
: Stropnice - elasticita
: 1) Únosnost ve smyku
Smyk=Ved/Vplrd
Vplrd=Av*Av*((fyd/GamaM)*10^6/3^(1/2))*10^(-3)
: 2) Únosnost v ohybu
SIGMAac=((Med/ly)*z)*10^(-3))*pos(0.0207-z)+((Med/(n*ly))*(z-0.0207)*10^(-3))*pos(z-0.0207)
Ohybadol=SIGMAadol/fyd
SIGMAadol=(Med/ly)*zdol*10^(-3)
Ohybchor=SIGMAAchor/(0.9804*fck/1.5)
SIGMAAchor=(Med/(n*ly))*zhor*10^(-3)
zhor=(hval+htr+hd)-e
zdol=e
ly=(lya*Av+Av*(ly1)^2)+((1/n)*(((1/12))*beff*hd^3)+(hd*beff)*(y2^2))
y2=(hval+htr+hd)-e-(hd/2)
y1=e-(hval/2)
e=((Av*Av*r1)+((1/n)*(hd*beff)*r2))/((Av*Av)+((1/n)*(hd*beff)))
n=Es*Evar/Ec
Ec=Ec*Evar/2
: Návrhové účinky zatížení
Med=((1/8)*fd^2)*GamaM
Ved=(1/2)*fd*I
: Návrhová kombinace zatížení dle rov. 6.10
fd=Gk1*1.35*Gvar+Gk2*1.35*Gvar+Qk*1.5*Qvar+Tk*1.5*Qvar+Gk3*1.35*Gvar
: Mez kluzu oceli
fyd=fyvar/GamaM
beff=((be1^2)+bo)
be1=(I/8)
r1=hval/2
r2=hval+htr+(hd/2)
    
```

Posouzení průřezu při namáhání Ved,Rovnice zadané do programu Anthill:

$$Smyk = \frac{Ved}{Vrd} \quad [\%] \quad (1) \dots \text{využití průřezu při působení smykové síly, kde -}$$

Ved návrhová kombinace smykové síly [N]

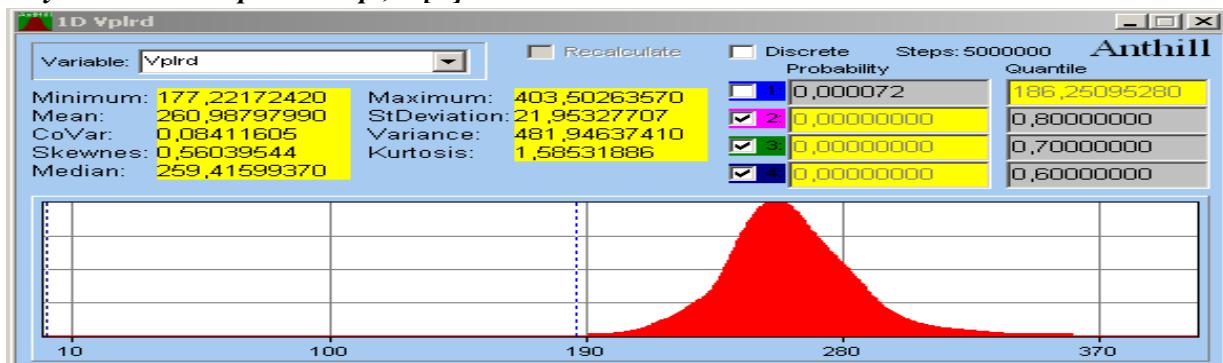
Vrd únosnost průřezu ve smyku [N]

$$Vrd = \frac{Av \cdot Avar \cdot \frac{Fyvar}{\sqrt{3}}}{1,0} \quad [N]$$

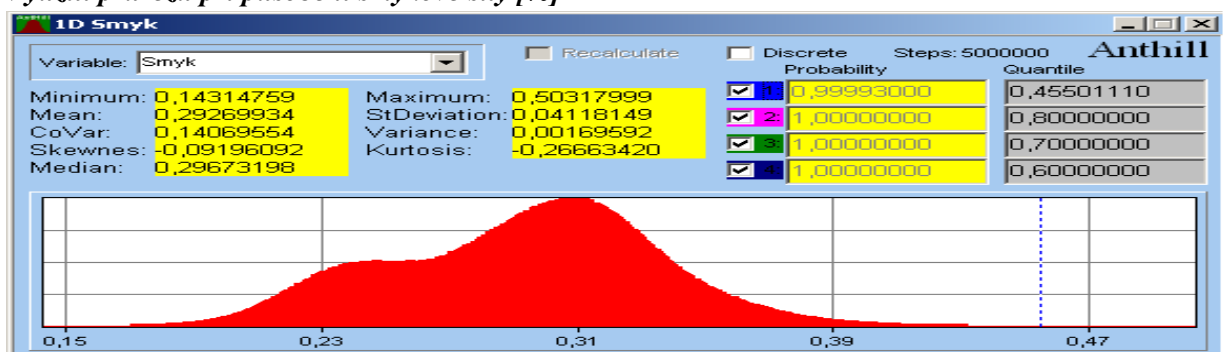
Pro potřeby simulace bylo zadáno 5.000.000 cyklů. Smyková únosnost průřezu Vrd a její výsledný histogram viz. níže. Z obrázku je patrný jeho nesymetrický tvar ovlivněný tvarem histogramu pro mez kluzu oceli S235. Stanovená hodnota smykového využití průřezu je při uvažování pravděpodobnosti poruchy dle hodnocení $P_{rd}(i)$, $P_f(i) < P_{rd}(i)$. Kategorie návrhové životnosti je 4, životnost 50 let, třída důsledků CC 2, údržba IL 2, tyto vstupní hodnoty použijeme pro MSÚ - $P_{fd}=7,2 \cdot 10^{-5}$, $MSP-P_{fd}=6,7 \cdot 10^{-2}$, byla rovna hodnotě 45,5%.

Tato hodnota využití průřezu je nižší jak 50% - to znamená (dle ČSN EN 1993-1-1, ČSN EN 1994-1-1), že při dalším výpočtu se působení smykové síly může zanedbat.

Smyková únosnost průřezu $V_{pl,rd}$ [N]



Využití průřezu při působení smykové síly [%]



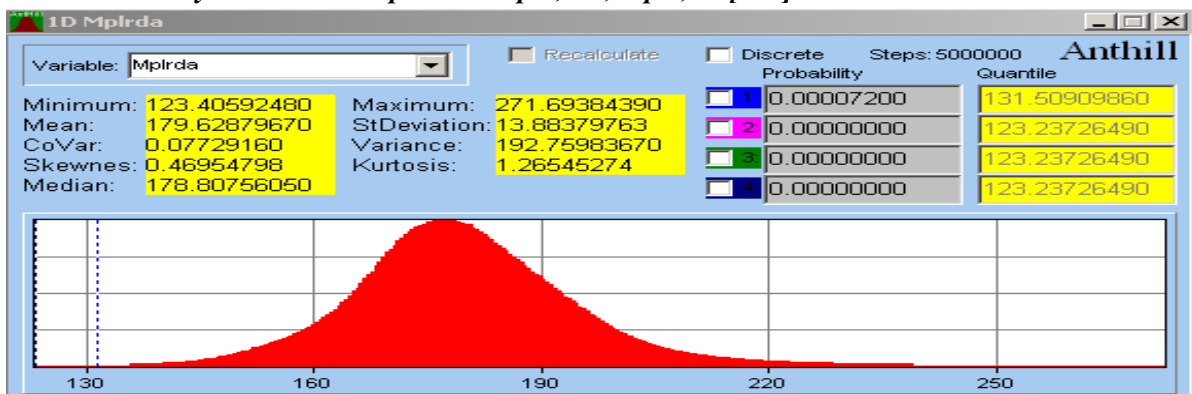
Posouzení průřezu při namáhání M_{ed} - MSU-plasticita, Rovnice zadané do programu Anthill:

$Ohyb_{,adol} = M_{ed} / M_{Pl,rd,a}$ [%] (2)... využití průřezu při působení ohybového momentu
 M_{ed} návrhová kombinace ohybového momentu [Nm]
 $M_{Pl,rd,a}$ redukovaná únosnost průřezu v ohybu [Nm]

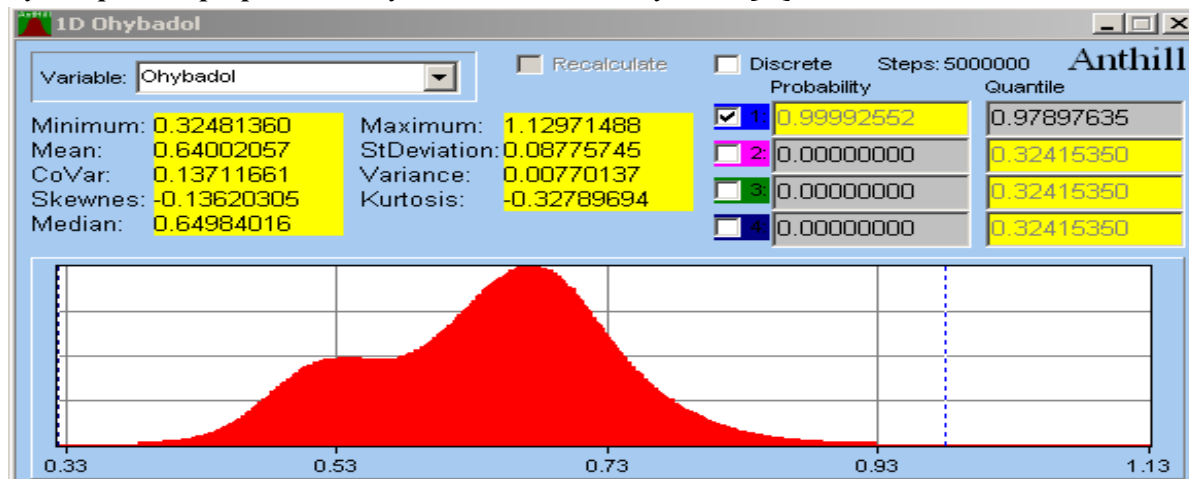
$$M_{pl,Rd,a} = A \cdot A_{var} \cdot f_{yd} \cdot z \cdot (10^{-3}) \quad [Nm]$$

Pro potřeby simulace bylo zadáno 5.000.000 cyklů. Vypočtená redukovaná ohybová únosnost průřezu $M_{pl,Rd}$, $M_{plc,Rd}$ a její výsledný histogram je uveden viz. níže. Z výsledků je opět patrný jeho symetrický tvar ovlivněný tvarem histogramu meze kluzu oceli S235 a betonu C20/25-25/30 ve spřažení. Výsledné využití průřezu při namáhání ohybovým momentem je na zázorněn na histogramu $Ohyb_{a,dol}$. Stanovená hodnota využití při pravděpodobnosti poruchy $P_{fd} = 0,000072$ je rovna hodnotě 131,51 kNm, dle modelového schématu výpočtu a ze satického schématu.

Redukovaná ohybová únosnost průřezu $M_{pl,Rd}$, $M_{plc,Rd}$ [Nm]



Využití průřezu při působení ohybového momentu $Ohyba_{dol}$ [%]



Posouzení průřezu při namáhání Med-MSP-elasticita, rovnice zadané do programu Anthill:

$$Ohyb_{dol} = \frac{\sigma_{a,dol}}{f_{yd}} \quad [\%]$$

(2)... využití průřezu při působení ohybového momentu, kde

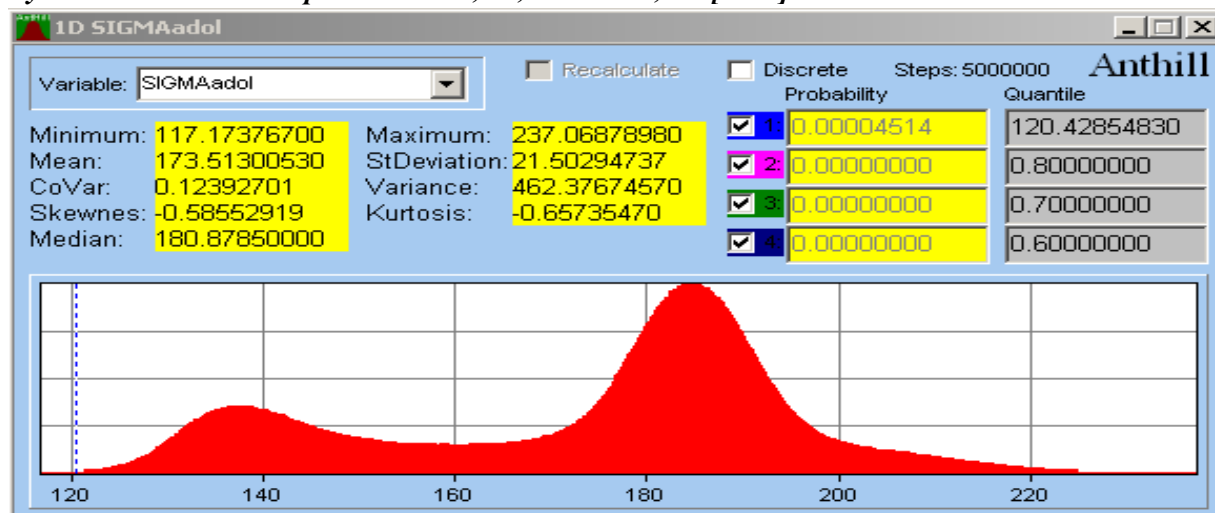
Med návrhová kombinace ohybového momentu [Nm]

$\sigma_{a,dol}$.. redukovaná únosnost průřezu v ohybu [MPa]

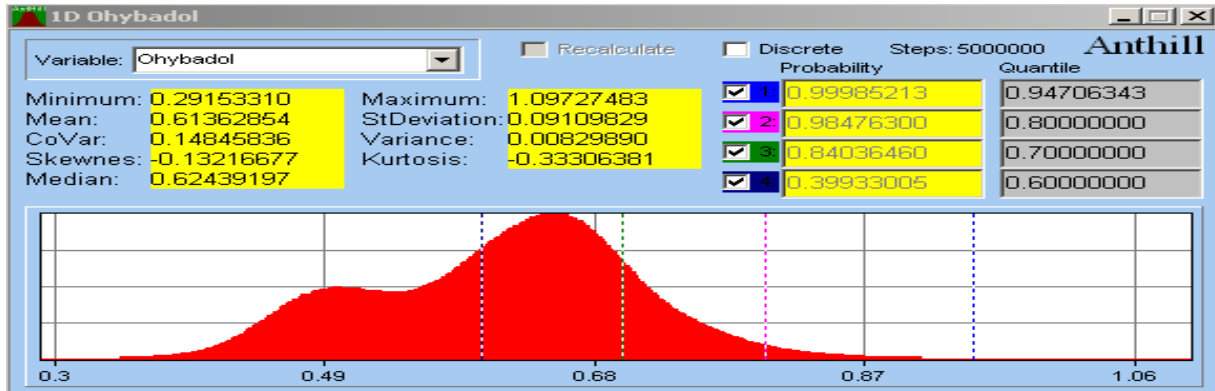
$$\sigma_{a,dol} = \left(\frac{M_{ed}}{I_y} \cdot z_{dol} \right) \cdot (10^{-3}) \quad [\text{MPa}]$$

Pro potřeby simulace bylo zadáno 5.000.000 cyklů. Vypočtená redukovaná ohybová únosnost průřezu $\sigma_{a,dol}$, $\sigma_{c,hor}$ a její výsledný histogram je uveden v histogramu $\sigma_{a,dol}$, $\sigma_{c,hor}$. Z výsledků je opět patrný jeho symetrický tvar ovlivněný tvarem histogramu meze kluzu oceli S235 a betonu C20/25-25/30 ve sprážení s redukčním součinitelem tuhosti $n = 14,5$. Výsledné využití průřezu při namáhání ohybovým momentem a jeho histogram je na obr. 9. Stanovená hodnota využití při pravděpodobnosti poruchy $P_{fd} = 0,000072$ je rovna hodnotě 173,513 MPa, dle daného schématu.

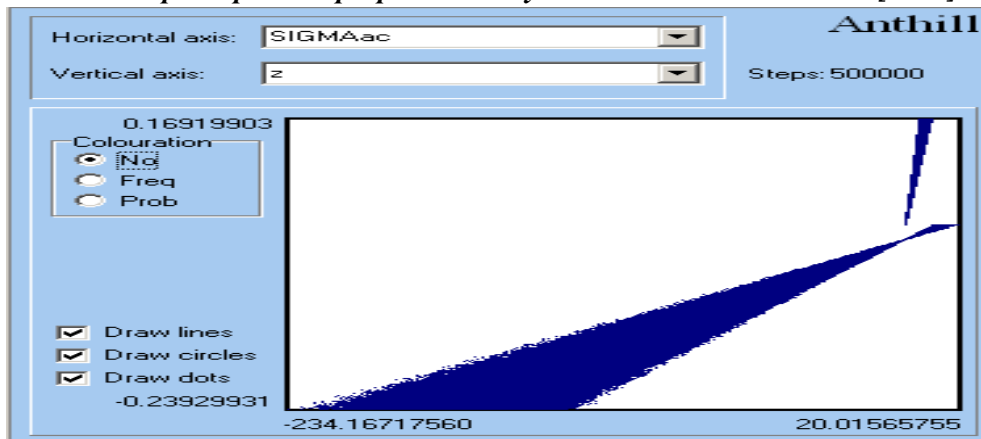
Výsledné redukované napětí $\sigma_{a,dol}$, $\sigma_{c,hor}$ [MPa]



Využití průřezu při působení ohybového momentu- elasticita [%]



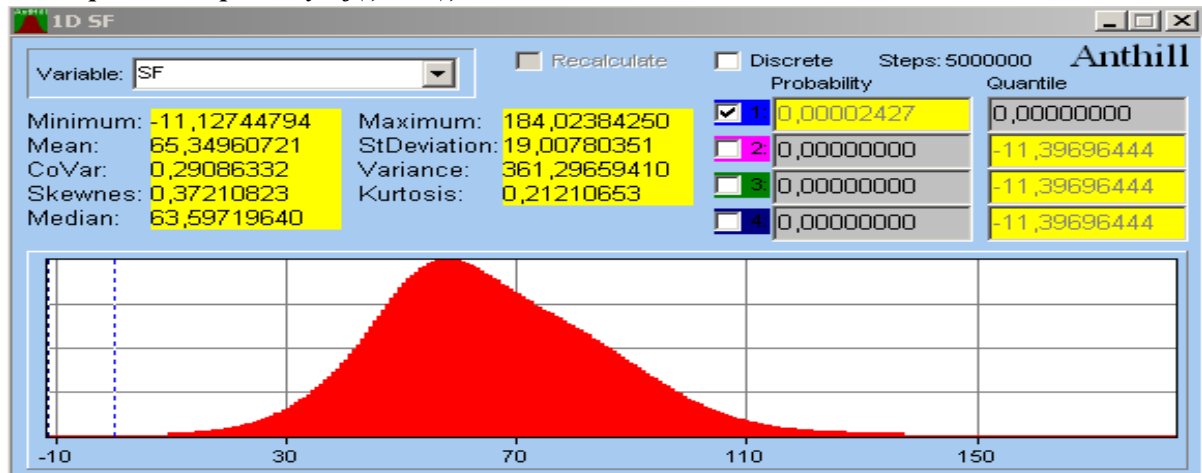
Průběh napětí v průřezu při působení ohybového momentu- elasticita [MPa]



Posouzení průřezu na pravděpodobnost poruchy - $P_f(i)$ - ($SF(i)$)

Pro potřeby simulace a určení intervalu pravděpodobnosti poruchy $P_f(i)$, nebo $SF(i)$ na ocelobetonového profilu byla provedena trojnásobná sada výpočtů (sada - A, sada - B, sada - C) na této konstrukci a to v rozmezí počtu simulací takto: 500 000, 1 000 000, 2 000 000, 5 000 000, 10 000 000 cyklů z důvodů porovnání získaných výsledků. Návrhová pravděpodobnost poruchy dle hodnocení $P_{fd}(i)$, $P_f(i) < P_{fd}(i)$. Kategorie návrhové životnosti je 4, životnost 50 let, třída důsledků CC2, údržba IL2, toho budeme uvažovat pro $MSÚ-P_{fd}=7,20 \cdot 10^{-5}$, $MSP-P_{fd}=6,7 \cdot 10^{-2}$. Pravděpodobnost poruchy $P_f(i)$ na konstrukci je v intervalu s počtem cyklů 5.000.000 a je $P_f(1)$ (od $1,12 \cdot 10^{-5}$ do $1,375 \cdot 10^{-5}$) pro využití průřezu od 94%-97%.

Pravděpodobnost poruchy $P_f(i)$, $SF(i)$



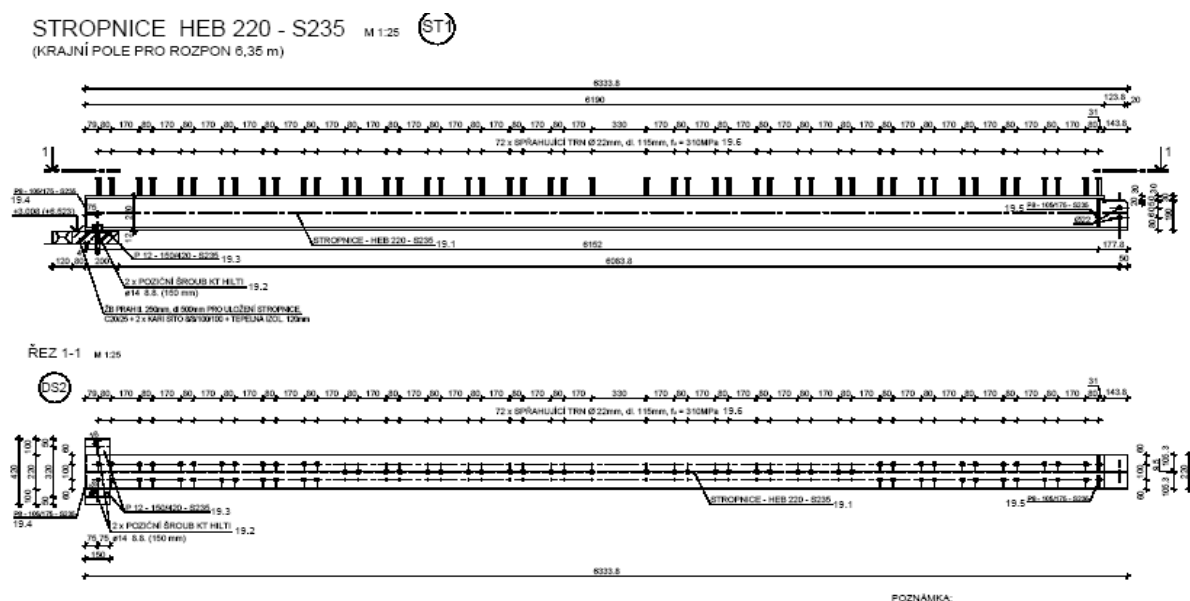
Souhrn a závěry – zhodnocení výsledků zjištěných metodou SBRA a Fine-EC, EC4

Z následujícího je vidět, že při posouzení navrženého průřezu pomocí metody SBRA dochází k jednoznačným úsporám materiálu a tato úloha byla aplikovaná na extrémně namáhaný stropní segment. Tento závěr se dal předpokládat a je docílen jiným chápáním a přístupem k výpočtu a posudku konstrukce, který je založen především na pravděpodobnostním pojetí a simulaci v rámci navrhování konstrukcí. Při zohlednění různých vlivů působících na nosnou konstrukci při provádění, provozu a údržbě, vnějších i vnitřních podmínkách a při jejím užívání jsou patrné jednoznačné úspory materiálové a finanční (viz. tab. 5.1)

Tab. 5.1: Porovnání výsledků na extrémně namáhaný stropní segment

Veličina	Výsledky získané programem		Procen. rozdíl/ Poz.
	Fine-EC, EC4	SBRA , Anthill	
Vpl,rd -smyku	48,43%	45,5%	+2,93%
Mpla,Rd, Mplc,Rd Plast.	88%	75%-80%	+8% až +13%
SIGMAa,dol, IGMAc,hor	96%	89%-90%	+6% až +7%
Pravd. poruchy Pfd(i)	Pfd(i)=0,000072	(1,12.10 ⁻⁵ až 1,375.10 ⁻⁵)	Pravděp. poruchy je < Pfd(i)
% využití porucha - P(i)	-	(94% až 97%)	Hodnoty u krajní meze
% využití-není porucha	Pf(i)=není	(cca 90%)	Dop. hodnota posouzení ?

Modelová situace: 11-Pravděpodobnostní přístup k posouzení sťahovacích trnů NELSON



Modelové schéma výpočtu trnů, veličiny a vstupní proměnné hodnoty.

Equations

```

;1) Spráhuující trny HEB 260
nf=(Fa/Prdred)*pos(1-(Fa/Fc))+((Fc/Prdred)*pos((Fa/Fc)-1)) ; počet trnů na polovinu nosníku, min(Fa,Fc)
Fc=((b*fy*Avar*0.8044*fck/1.5)*10^3)+Avyz*Avar*fyd*pos(hdesky-x)+((b*fy*Avar*0.8044*fck/1.5)*10^3)+Avyz*Avar*fyd*pos(x-hdesky) ; síla v betonovém průřezu nosníku se za
fyd=fyk/1.15 ; návrhová hodnota meze kluzu betonářské výztuže
Fa=(Aa*Avar*fy)/GamaM*10^3 ; síla v ocelovém nosníku
x=(Aa*Avar*fy*1.5)/(GamaM*b*fy*Avar*0.85*0.8044*fck) ; výška tlačené oblasti betonu
Prdred=(kt*Prd)*pos(1-kt)+(1.0*Prd)*pos(kt-1) ; redukovaná únosnost kt<=1.0
kt=(0.7/Nr^0.5)*(bo/hp)*((ht-hp)/hp)*Avar ; redukční souč. únosnosti žebrované desky
Prd=(P1rk/GamaV)*pos(1-(P1rk/P2rk))+((P2rk/GamaV)*pos((P1rk/P2rk)-1)) ; návrh. únosnost trnu, min(P1rd,P2rd)
P2rk=(0.29*1.0*(d^2)*(0.8044*fck*Ecm*Evar)^0.5)*pos(alfa-1)+(0.29*alfa*(d^2)*(0.8044*fck*Ecm*Evar)^0.5)*pos(1-alfa) ; char. únosnost trnu v otláčení betonu, alfa<=1.0
alfa=0.2*((h/d)+1)
P1rk=0.8*fy*((pr*d^2)/4)*Avar*10^3 ; char. únosnost trnu
    
```

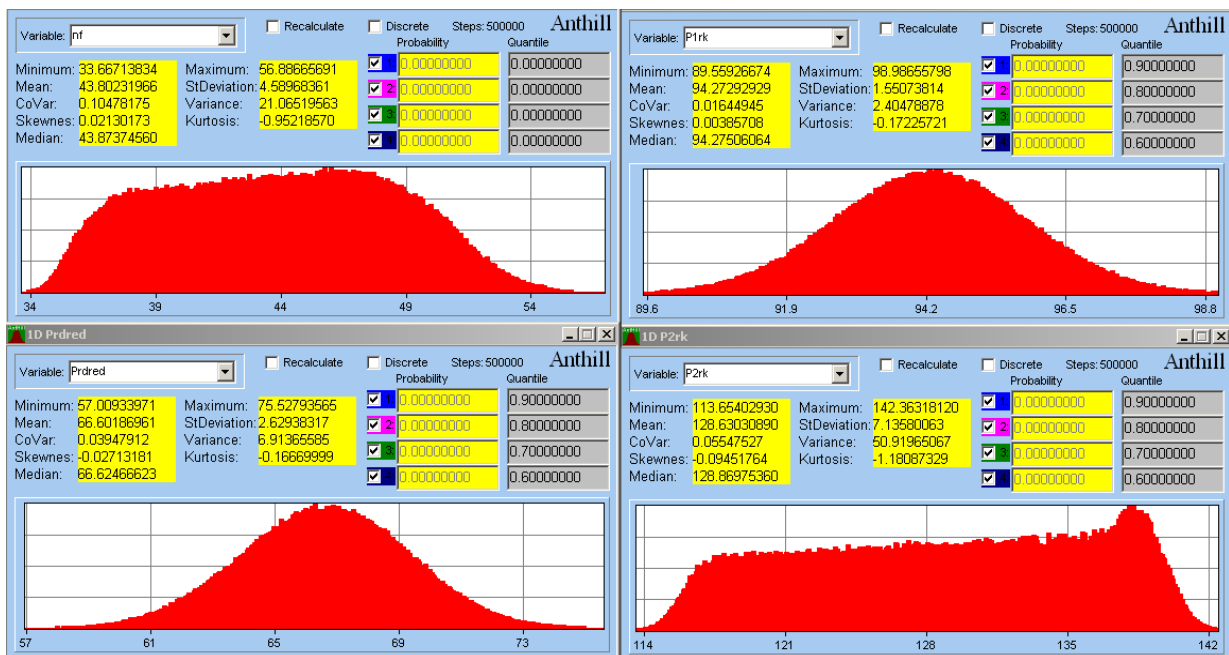
Input variables

Variables	Type	Parameters	Comment
fu	Constant	Value=310	mez pevnosti trnu
pi	Constant	Value=3.141592654	
d	Constant	Value=0.022	průměr trnu
Avar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	proměnnost průřezu trnu
GamaV	Exponential	Min=1.15000000 Max=1.25000000 Mean=1.1	dílčí součinitel spolehlivosti spoje
Aa	Constant	Value=0.01184	průřezová plocha HEB260
fy	t235fy01.dis	Min=200.00000000 Max=435.00000000	mez kluzu oceli stropnice
GamaM	Exponential	Min=1.00000000 Max=1.02500000 Mean=1.0	dílčí součinitel spolehlivosti materiálu
h	Constant	Value=0.115	výška trnu
fck	c20_25.dis	Min=28.60000000 Max=40.60000000	charakteristická pevnost betonu v tlaku C20/25
Evar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=1.05000000	proměnnost modulu pružnosti betonu
Ecm	Constant	Value=30000000000	Youngův modul pružnosti betonu (střední hodn.)
Nr	Constant	Value=4	počet trnů na vlnu
bo	Constant	Value=84.5	střední šířka horní vlny [mm]
hp	Constant	Value=48.5	výška vlny tr. plechu [mm]
ht	Constant	Value=115	výška trnu [mm]
b*fy	Constant	Value=1.575	efektivní spolupůsobící šířka betonu
hdesky	Constant	Value=0.1	výška betonové desky nad tr. plechem
fyk	ds460fyp01	Min=421.00000000 Max=595.00000000	charakt. pevnost betonářské výztuže R 10 505
Avyz	Constant	Value=0.000904778	plocha podélné bet. výztuže ve spolupůsobícím průřezu bet.

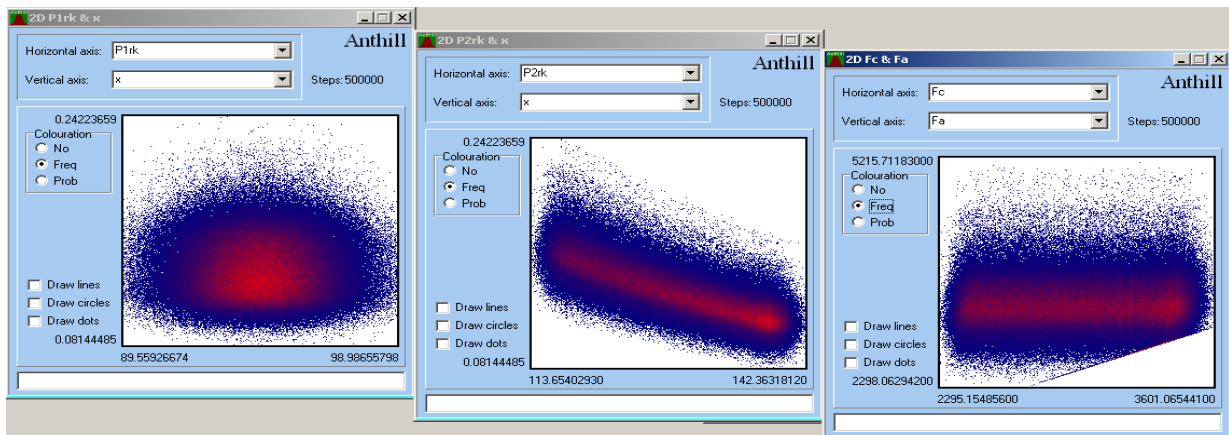
Evaluated variables

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
kt	Histogram	No	No	
P1rk	Log	No	No	
Prd	Histogram	No	No	
Prdred	Log	No	No	
Fa	Log	No	No	
nf	Log	No	No	
P2rk	Log	No	No	
alfa	Histogram	No	No	
Fc	Log	No	No	
x	Log	No	No	
fyd	Histogram	No	No	

Počet trnů na 1/2 nosníku, únosnost trnů P1rk, P2rk v(kN) a redukovaná únosnost trnů v konstrukci.



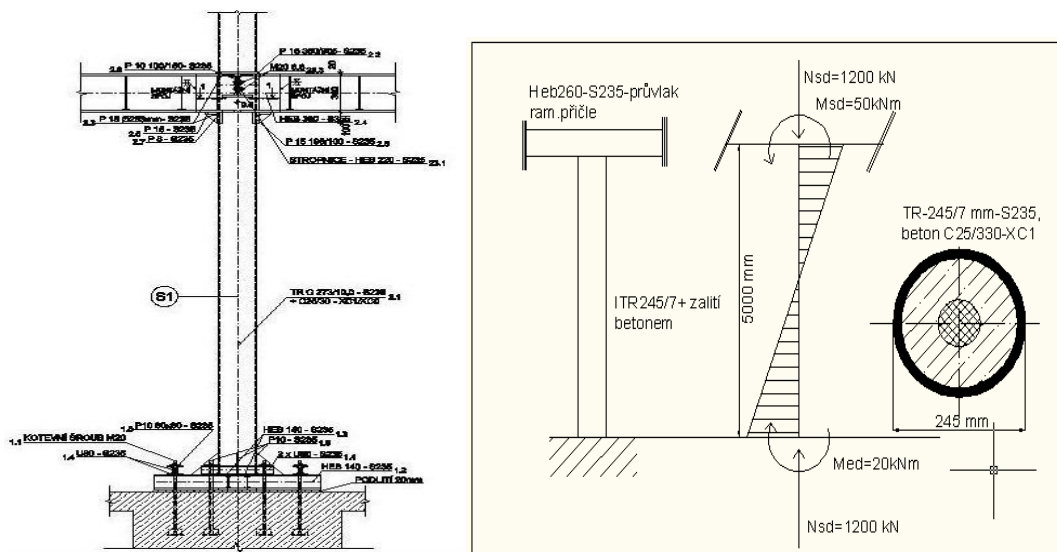
2D znázornění vybraných veličin



Souhrn a závěry – výsledné zhodnocení pro počet nutných spřahujících trnů dle SBRA nebyl tak přínosný v jejím počtu příslušící na nosník, jako spíše ve zvýšené únosnosti P1rk, P2rk v (kN) a to o 5% až 8%.

Modelová situace: 12- návrh ocelobetonového sloupu dle ČSN EN a dle SBRA

Jedná se o výpočet únosnosti pro plasticitu, stanovení hlavníchnapětí a procentuálního využití ocelobetonového sloupu kruhového průřezu. Ocelobetonový sloup vznikne vylitím ocelové válcované trubky TRO 273/10,0 z oceli S235 betonem C 25/30 – XC1, XC0. Výpočet se zabývá dolním sloupem ocelobetonového patrového rámu, kde ve spodní části je sloup tuze vetknutý do základové konstrukce objektu a v hlavě sloupu je monoliticky připojený (přivařený) k průvlakům a sloupu vyššího patra (viz. obr. Schema sch.:1). Pro výpočtový model byl použit rámový výsek sloupů s průvlakem s klasifikací rámu s posuvnými styčnými. Sloup je zatížen kombinací stálých, střednědobých a krátkodobých zatížení. Charakteristické hodnoty jednotlivých zatížení (normálových, posouvajících sil a ohybových momentů) působících na sloup (viz. tab. 1) byly vypočteny pomocí softwaru Scipio B-2D 2003. Veškeré hodnoty zatížení vstupující do výpočtu byly stanoveny dle platné normy ČSN EN 1991. Kombinace zatěžovacích stavů byla provedena dle ČSN EN 1990 pomocí rovnice 6.10 a. Vyšetřovaná únosnost sloupu odpovídá referenční úrovni dosažení meze kluzu oceli v nejvíce namáhaných vláknech průřezu, tj. vyčerpání pružné oblasti. Stanovená referenční hodnota pravděpodobnosti poruchy byla pro výpočet uvažována $P_f = 0,000072$. Pro potřeby simulace bylo zadáno 1.000.000 kroků.



Obr.:1-Geometrické schéma ocelobetonového sloupu.

Druh zatížení	Ohybový moment v patě sloupu M_1	Ohybový moment v hlavě sloupu M_2	Normálová síla N	Posouvající síla V
Stálé – vlastní hmotnost	-6,068kNm	12,569kNm	-457,075kN	5,257kN
Užitné zatížení - provozem	-4,957kNm	10,269kNm	-373,420kN	4,295kN
Užitné zatížení - technologiemi	-7,541kNm	15,619kNm	-567,993kN	6,533kN
Klimatické zatížení - větrem	-0,153kNm	1,877kNm	-11,517kN	0,132kN
Klimatické zatížení - sněhem	-0,906kNm	0,317kNm	-68,246kN	0,785kN

Tab. 1: Charakteristické hodnoty zatížení sloupu dle ČSN EN 1991 (3)

Model výpočtu

The screenshot displays the 'Equations' and 'Evaluated variables' windows of the Anthill software. The 'Equations' window contains a list of mathematical expressions and their descriptions in Czech, such as 'Nedabs=abs(Ned)', 'Nplrdred=(Kapa*Nplrd)', and 'Sigmaohyb = ((Med2)^2/la^1var)*10^(-3)*pos(z-0.1265)+((Med2)^2/la^1var)*10^(-3)*pos(-z-0.1265)'. The 'Evaluated variables' window shows a table with columns for Variable, Activity, Discrete, Recalculate, and Comment, listing variables like Ohyb, Eleff, Ncr, Nplrk, Lambda, Fl, Kapa, Tlak, z, Sigmaatlak, h, Sigmaohyb, Pf2, Pf1, Pf, Nplrdred, Mplrdred, and Nedabs.

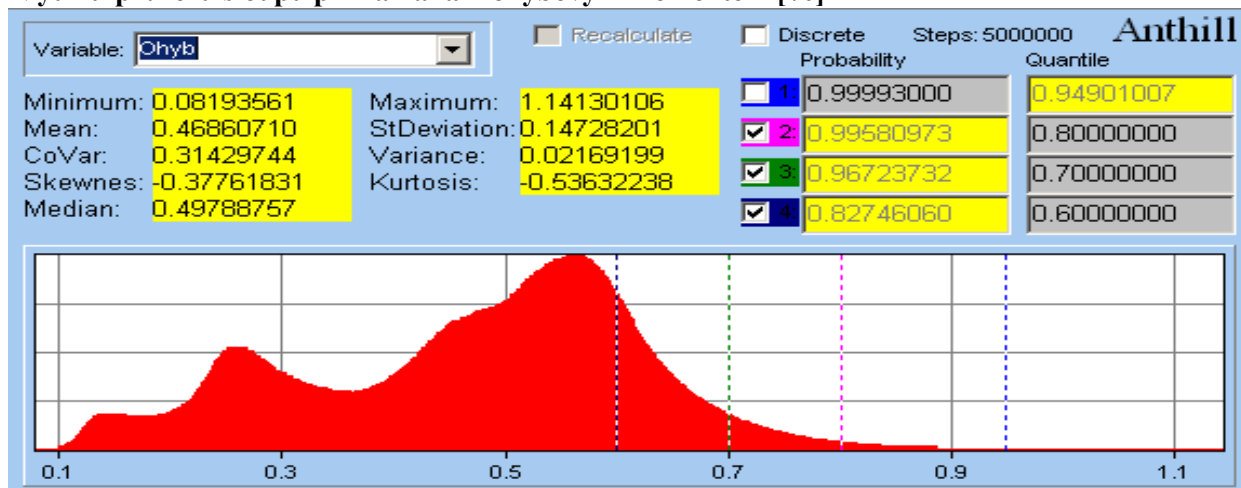
Příklad je řešen metodou SBRA pomocí programu Anthill, který je založen na principu metody Monte Carlo. Vstupní histogramy (viz. tab. 2) jsou rovněž vygenerovány v tomto programu.

Tab 2 .Proměnná			Nominální hodnota	Rozdělení	Rozptyl - variabilita	
Symb ol	Název	Jednotka			Histogram	Rozsah
Průřezové charakteristiky						
Aa	Plocha průřezu TRO 273/10,0	m ²	0,008262	Avar	Area - M	<0,95 - 1,05>
Ac	Průřezová plocha bet. výplně sloupu	m ²	0,05027255	Avar	Area - M	<0,95 - 1,05>
Lcr	Vzpěrná délka sloupu	m	3,900	Konstantní		
nid	Interakční součinitel	-	0,56	Konstantní		
Ic	Kvadr. moment setr. Bet. výplně sloupu	m ⁴	0,00020112	Ivar	Area - M	<0,95 - 1,05>
Ia	Kvadr. moment setr. TRO 273/10,0	m ⁴	0,00007154	Ivar	Area - M	<0,95 - 1,05>
Materiálové charakteristiky						
fyk	Mez kluzu oceli S235	Pa	10 ⁶	fyk	t235fy01	<200 - 435>
fck	Charakteristická pevnost betonu v t25/30	Pa	10 ⁶	fck	C25_30	<30,2 - 47,5>
Zatížení						
Gki	Stálé - vlastní hmotnost	kN/m,kN	viz tab. 11	Gvar	Dead1	<0,818 - 1,0>
Qki	Užitné zatížení - provozem	kN/m,kN	viz tab. 11	Qvar	Long1	<0,0 - 1,0>
Tki	Užitné zatížení - technologiemi	kN/m,kN	viz tab. 11	Tvar	Long1	<0,0 - 1,0>
Wki	Klimatické zatížení - větrem	kN/m,kN	viz tab. 11	Wvar	Wind1	<-1,0 - 1,0>
Ski	Klimatické zatížení - sněhem	kN/m,kN	viz tab. 11	Svar	Snow1	<0,0 - 1,0>

Tab. 2: Vstupní a proměnné hodnoty výpočtu

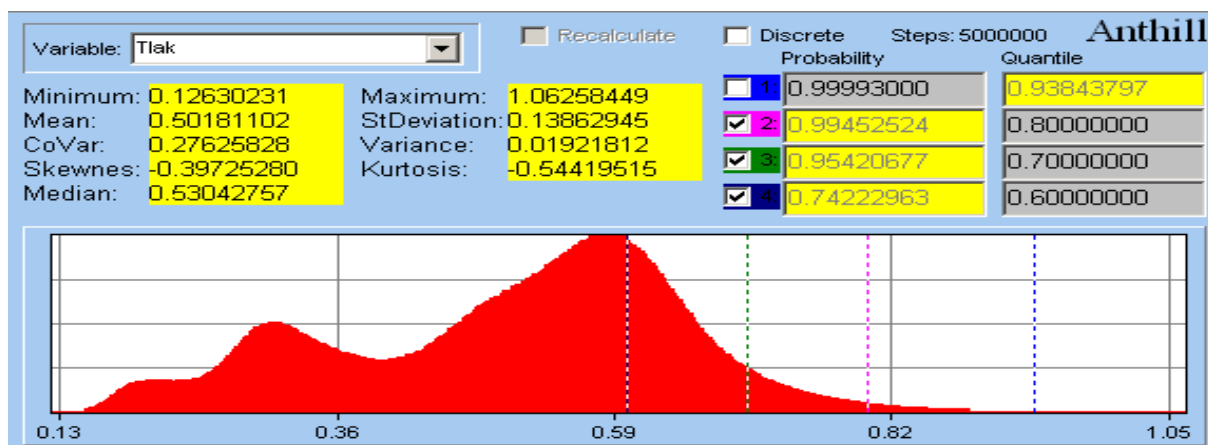
Získané výsledné využití ocelobetonového sloupu při namáhání ohybovým momentem a jeho histogram Ohyb, je tak stanovena hodnota využití průřezu sloupu programem Anthill je při pravděpodobnosti poruchy $P_f = 0,000072$ rovna hodnotě 51,71%.

Využití průřezu sloupu při namáhání ohybovým momentem [%]



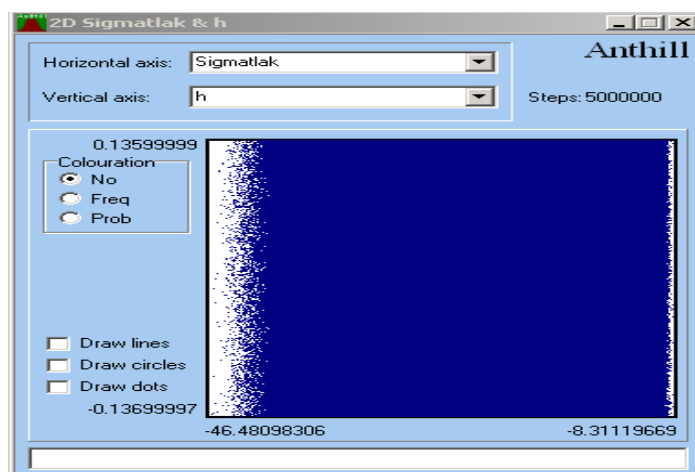
Zároveň bylo výpočtem stanoveno výsledné využití ocelobetonového sloupu při namáhání normálovou silou. To je znázorněno v histogramu Tlak. Stanovená hodnota využití průřezu sloupu programem Anthill je při pravděpodobnosti poruchy $P_f = 0,000072$ rovna hodnotě 70,14%.

Využití průřezu sloupu při namáhání tlakovou normálovou silou [%]

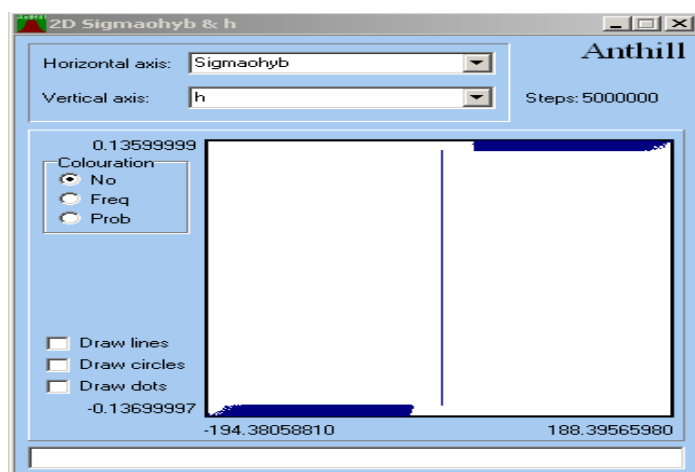


Dále je vidět stanovený průběh napětí ve složeném průřezu ocelobetonového sloupu při působení tlakové normálové síly. Ana dalšímzobrazení je stanovený průběh napětí ve složeném průřezu ocelobetonového sloupu při působení ohybového momentu.

Průběh napětí ve složeném průřezu ocelobetonového sloupu při namáhání tlakovou normálovou silou [MPa]



Průběh napětí ve složeném průřezu ocelobetonového sloupu při namáhání ohybovým momentem [MPa]



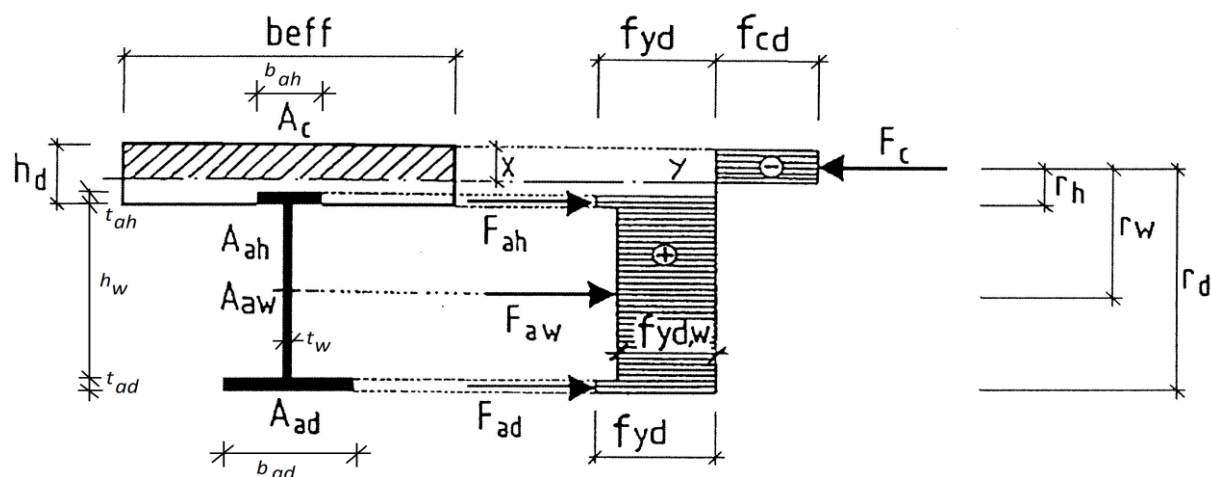
Souhrn a závěry– Zhodnocení výsledků získaných při výpočtu metodou SBRA a ručním výpočtem dle ČSN EN 1994 je provedeno v tab. 3. Z výsledků je patrné, že při posouzení ocelobetonového průřezu sloupu pomocí metody SBRA ochází ke značným úsporám materiálu a to hlavně pro tlakové oblasti. To je způsobeno pravděpodobnostním přístupem k navrhování konstrukcí a zohledněním různých vlivů působících na konstrukci při provádění i při jejím užívání, dále zohledněním proměnných fyzikálních a geometrických vlastností materiálů a konstrukcí a působících zatížení.

Způsob namáhání	Využitelnost získaná:		Procentuální rozdíl
	VýpočetSNEN [4]	SBRA [1]	
Ohyb	53,0%	50,71%	2,29%
Tlak	75,2%	70,14%	5,06%

Tab. 3: Porovnání získaných výsledků využití ocelobetonového sloupu

Modelová situace: 13 – pravděpodobnostní přístup k posouzení únosnosti spřaženého ocelobetonového profilu , prutu SLIM-BEAM.(posudek je proveden pro plasticitu a pro elasticitu)

Jedná se o plastický posudek spřažené ocelobetonové konstrukce, nosníku ve stropním garážovém průvlakovém segmentu. Ocelový prvek je (jednoose symetrický) SLIM-BEAM vytvořený ze svařovaných prvků ($t < 40$ mm). S poměrem pásem b_D^{PAS} / b_D^{PAS} ; 1:1,5 a 1:1,75; 1:2 o dané výšce $h_{nom} = 540$ mm pro materiál S235, železobetonová deska $h_d = 150$ mm, beton C25/30 XC1 , rozpětí prvku je 6 m. (kloubové vložení).



Obr. Profil řešené konstrukce Slim-Beam pro stropní segment.

$h_d = 150$ [mm] – C25/30 XC1, výztuž třída B550b

$$h_{cel} = h_d + t_{pd} + t_{ph} + h_w \quad [\text{mm}] \quad b_{ah} = 200 \text{ mm}, t_{ah} = 20 \quad [\text{mm}]$$

$$b_{ad} = 300 \text{ mm}, t_{ad} = 20 \quad [\text{mm}] \quad h_w = 500 \text{ mm}, t_w = 10 \quad [\text{mm}]$$

$$t_{(i)} = t_s \cdot \text{IMP} \quad [\text{m}] \quad \text{IMP} \dots \text{Histogram. normal. rozdělení } < 0,998, 1,002 >$$

$$t_{PP(i)} = t_{P(i)} \cdot \text{IMP} \quad [\text{m}] \quad h_{ss} = h_s \cdot \text{IMP} \quad [\text{m}]$$

$$A_{CEL} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} \quad [m^2] \quad \text{kde } A_{(i)} = (b_{(i)} \cdot (IMP)) \cdot (t_{(i)} \cdot (IMP)) \quad [m^2]$$

$$b_{eff} = \left(\frac{L_e \cdot IMP^2}{8} \right) \cdot 2 \quad [m] \quad A_{VAR} \dots \text{ histogram Area-m.dis}$$

$A_1 = (b_{11} \cdot t_{pp1})$, $A_2 = (h_{ss} \cdot t_{ss})$, $A_3 = (b_{22} \cdot t_{pp2})$, IMP2.... histogram, normal. rozdělení < 0,999,1,002 >

Neutrální osa – tlačená oblast profilu s uvažováním f_y - histogram t 235fy03.DIS

GAMAC konstanta -1,50 , GAMAA..... histogram expon. <1,01,0125>

Mez kluzu oceli f_y - histogram t 235fy03.DIS

$$X_1 = ((A_1+A_2+A_3) \cdot f_y \cdot 10^3 \cdot GAMC) / (GAMAA \cdot b_{eff} \cdot 0,85 \cdot f_c \cdot 10^3) \quad [m]$$

Mez kluzu oceli nominální hodnota, f_{y2} - histogram ((area –m.DIS) · 235)

$$X_2 = ((A_1+A_2+A_3) \cdot (235 \cdot f_{y2}) \cdot 10^3 \cdot GAMAC) / (GAMAA \cdot b_{eff} \cdot 0,85 \cdot f_c \cdot 10^3) \quad [m]$$

Mez kluzu oceli f_{y3} - histogram normal.rozdělení <220;290>

$$X_3 = ((A_1+A_2+A_3) \cdot f_{y3} \cdot 10^3 \cdot GAMAC) / (GAMAA \cdot b_{eff} \cdot 0,85 \cdot f_c \cdot 10^3) \quad [m]$$

Výpočet sil v jednotlivých částech průřezu:

$$F_{a(i)} = (A_{(i)} \cdot f_y) / GAMAA \quad [kN] \quad , AVAR 11 ... histogram <0,93;1> normal$$

$$F_{a(i)05} = (A_{(i)} \cdot f_{y2} \cdot 235) / GAMAA \quad , \quad [kN] \quad h_{cel} = (h_s + t_{p1} + t_{p2} + h_d) \cdot IMP \quad [m]$$

$$F_{a(i)06} = (A_{(i)} \cdot f_{y3}) / GAMAA \quad [kN]$$

$$F_{cc} = (b_{eff} \cdot x_1 \cdot 0,85 \cdot f_c \cdot AVAR11) / GAMAC \quad [kN]$$

$$F_{c05} = (b_{eff} \cdot x_2 \cdot 0,85 \cdot f_c \cdot AVAR) / GAMAC \quad [kN]$$

$$F_{ccx3} = (b_{eff} \cdot x_3 \cdot 0,85 \cdot f_c \cdot AVAR) / GAMAC \quad [kN]$$

$$\text{Plastický moment únosnosti pro variantu 1, 2, 3: } M_{PLRD} = ((FA_1 \cdot ((h_d - x_1) + t_{p1} \cdot 0,5)) + (FA_2 \cdot ((h_d - x_1) + h_s \cdot 0,5)) + (FA_3 \cdot ((h_d - x_1) + h_s + t_{p2} \cdot 0,5)) + (F_{cc} \cdot x_1 \cdot 0,5)) \cdot 10^3 \quad [kNm]$$

Procento využitelnosti průřezu pro ohyb, smyk:

$$OHYB_{(i)} = M_{ed(i)} / M_{PLRD(i)} \quad [\%] \quad , \quad SMYK_{(i)} = V_{ed(i)} / V_{PLRD(i)} \quad [\%]$$

$$\text{Pravděpodobnost poruchy: } SF_{o(i)} = M_{PLRD(i)} - M_{ed(i)} \quad [-] \quad , \quad SF^{v(i)} = V_{PLRD(i)} - V_{ed(i)} \quad [-]$$

$$\text{Výpočtové rovnice pro Anthill , SBRA pro elasticitu : } EC = E_{cm} / 1,5 \quad , \quad EC_8 = E_{cm} / 1,8 \quad [MPa]$$

$$n_1 = (E_a \cdot AVAR) / (E_c \cdot AVAR) \quad , \quad n_2 = (E_a \cdot AVAR) / (E_c \cdot 18 \cdot AVAR) \quad [-]$$

Neutrální osa:

$$e_{eh(i)} = \frac{\sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot z_{(i)}}{A_{CEL}} = \frac{\sum_{i=1}^n A d_{(i)} \cdot z_{(i)} + \left(\frac{1}{n_1} - \sum_{i=1}^n A h_{(i)} \cdot z_{(i)} \right)}{\sum_{i=1}^n A_{(i)} + \left(\frac{1}{n_1} (h_d \cdot b_{eff}) \right)} \quad [m]$$

$$\text{Moment setrvačnosti: } I_{cel} = I_1 + I_2 \quad [m^4]$$

$$I_{1(i)} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{1}{12} \cdot (b_{(i)} \cdot h_{(i)}^2) \right) \quad [m^4] \quad , \quad I_{2(i)} = \sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot z_{(i)}^2 \quad [m^4]$$

$$I_{CEL} = \sum_{i=1}^n I1_{(i)} + \sum_{i=1}^n A_{(i)} \cdot z_{(i)}^2 + \frac{1}{n1} \sum_{i=1}^n I1_{(i)} + ((hd \cdot b_{eff}) \cdot z_i^2) \quad [m^4]$$

Napětí v krajních vláknech:

$$SIGMA A DOL = \left(\frac{Med}{I_{CEL}} \cdot eeh \right) \cdot 10^3 \quad [MPa]$$

$$SIGMA C HOR = \left(\frac{1}{n1} \right) \cdot \left(\frac{Med}{I_{CEL}} \cdot (0,69 - eeh) \right) \cdot 10^3 \quad [MPa]$$

Model výpočtu-plasticita

Equations

```

;Plastický posudek
SFs1=Vpld/Ved
SFs=Vplrd/Ved
Smyk=Ved/Vpld
SFo=(Mplrd/Med)
SFo05=Mplrd05/Med
SF0x3=Mplrdx3/Med
ohyb1=Med/Mplrd
ohyb05=Med/Mplrd05
ohyb3=Med/Mplrdx3
;Plastický moment únosnosti stropní kce
Mplrd = (Fa1*(hd-x1+tp1*0.5)+Fa2*(hd-x1+tp1+hs*0.5)+Fa3*(hd-x1+tp1+hs+tp2*0.5)+Fcc*x1*0.5*10^(3))
Mplrd2 = ((Fa1*(hd-x1/2+tp1*0.5))+Fa2*(hd-x1/2+tp1+hs*0.5))+Fa3*(hd-x1/2+tp1+hs+tp2*0.5))*10^(3)
Mplrdx3 = (((Fa106*(hd-x1/2+tp1*0.5))+Fa206*(hd-x1/2+tp1+hs*0.5))+Fa306*(hd-x1/2+tp1+hs+tp2*0.5))*10^(3)
hcel=(hs+tp1+tp2+hd)*imp2
Mplrd05 = ((Fa105*(hd-x2+tp1*0.5))+Fa205*(hd-x2+tp1+hs*0.5))+Fa305*(hd-x2+tp1+hs+tp2*0.5))*10^(3)
;Síly z jednotlivých částí nosné stropní konstrukce
Fa1 = A1*fy/Gamaa
Fa2 = A2*fy/Gamaa
Fa3 = A3*fy/Gamaa
Fcc = beff*x2*0.85*fc*avar/GamaC
Fc05 = beff*x2*0.85*fc*avar/GamaC
Fccx3 = beff*x3*0.85*fc*avar/GamaC
Fa105 = A1*fy2*235/Gamaa
Fa205 = A2*fy2*235/Gamaa
Fa305 = A3*fy2*235/Gamaa
Fa106=A1*fy3/Gamaa
Fa206=A2*fy3/Gamaa
Fa306=A3*fy3/Gamaa
;Mez kluzu oceli S 235- histogram
fyk = fy*1
;Tlačená oblast s uvažováním fy jako pevné hodnoty histogram mni220 max290 st 255
x3 = ((A1+A2+A3)*fy3*10^(3)*GamaC)/(Gamaa*beff*0.85*fc*10^(3))
;Tlačená oblast s uvažováním fy jako pevné hodnoty 235 MPa (5%kvantil)
x2 = ((A1+A2+A3)*235*fy2*10^(3)*GamaC)/(Gamaa*beff*0.85*fc*10^(3))
;Tlačená oblast s uvažováním histogramu oceli S235
x1 = ((A1+A2+A3)*fy*10^(3)*GamaC)/(Gamaa*beff*0.85*fc*10^(3))
;Plochy ocelového profilu a1
A3 = (b22*tp2)
A2 = (tss*hs)
A1 = (b11*tp1)
;Kontrola, osová vzdálenost nosníků není překročena spolupůsobící šířkou
Kontrola1 = o-beff
;Nosník v poli
beff = be1*2
;Spolupůsobící šířka beff
be1 = 1/8*le*imp2
;rozměry histogram imp
b22=b2*imp
b11=b1*imp
hss=hs*imp
tp1=tp1*imp
tp2=tp2*imp
tss=ts*imp
; Vnitřní síly
;Posouzení na smyk
Vpld=Avz*fy*(1/3*(1/2))^0.001
Avz = (ts*1000)*(hs*1000)*avar
Med=(1/8)*fd*(rozp*1.25*avar)^2
Ved=(1/2)*fd*(rozp*1.15*avar)^2
; Návrhová kombinace zatížení dle rov. 6.10.61.0ab
fd=Gk*1.35*Gvar+Qk*1.5*Qvar+Gkpodhl*1.35*Gvar+Gkpric*1.35*Gvar
;Stálé zatížení
Gk=(0.12+hbet*1*25)*avar
hbet=hd

```

Evaluated variables

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
b22	Histogram	No	No	
b11	Histogram	No	No	
hss	Histogram	No	No	
tp1	Histogram	No	No	
tp2	Histogram	No	No	
tss	Histogram	No	No	
x1	Histogram	No	No	
x2	Histogram	No	No	
x3	Histogram	No	No	
Fccx3	Histogram	No	No	
Fa306	Histogram	No	No	
Fa206	Histogram	No	No	
Fa106	Histogram	No	No	
hcel	Histogram	No	No	
Mplrd2	Histogram	No	No	
Mplrdx3	Histogram	No	No	
hbet	Histogram	No	No	
Gk	Histogram	No	No	
fd	Histogram	No	No	
Ved	Histogram	No	No	
Med	Histogram	No	No	
ohyb1	Histogram	No	No	
ohyb3	Histogram	No	No	
ohyb05	Histogram	No	No	
SFo	Histogram	No	No	
SF0x3	Histogram	No	No	
SFo05	Histogram	No	No	
Avz	Histogram	No	No	
Vpld	Histogram	No	No	
Smyk	Histogram	No	No	
SFs	Histogram	No	No	
SFs1	Histogram	No	No	
n1	Histogram	No	No	
Ec18	Histogram	No	No	
Acel	Histogram	No	No	
Acelh	Histogram	No	No	
ztd	Histogram	No	No	
ztdh	Histogram	No	No	
hv	Histogram	No	No	
zthh	Histogram	No	No	
eeh	Histogram	No	No	
n2	Histogram	No	No	
I1	Histogram	No	No	
I2	Histogram	No	No	
hcelvs	Histogram	No	No	
Icel	Histogram	No	No	
ohybdolnia	Histogram	No	No	
SFodolnia	Histogram	No	No	
ohybhornic	Histogram	No	No	
SFohorni	Histogram	No	No	

Input variables

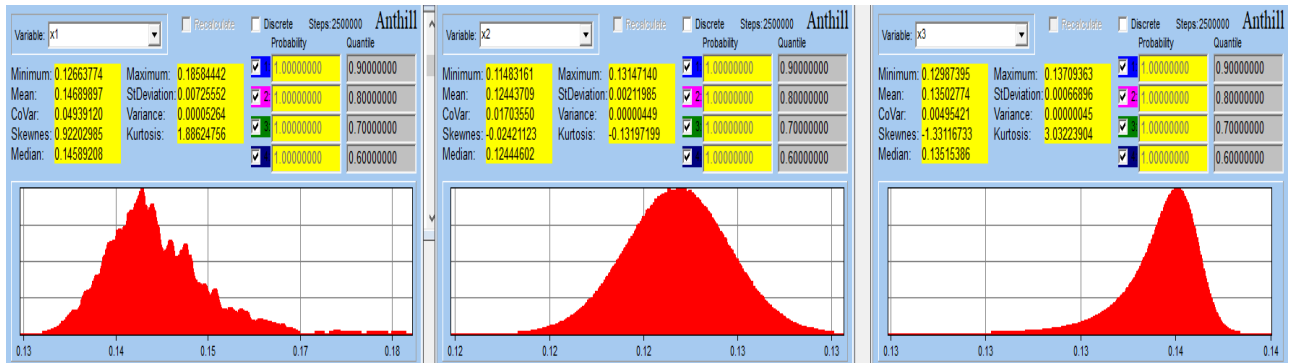
Variables	Type	Parameters	Comment
le	Constant	Value=6	
Avar	area-dis	Min=0.95000000 Max=Area Under <0.95. 1.05>	
o	Constant	Value=2	
b1	Constant	Value=0.2	
tp1	Constant	Value=0.02	
ts	Constant	Value=0.01	
hs	Constant	Value=0.5	
b2	Constant	Value=0.3	
tp2	Constant	Value=0.02	
GamaM0	Constant	Value=1	
GamaC	Constant	Value=1.5	
fy	t235fy03-dis	Min=240.00000000 Me	
fc	Constant	Value=30	
hd	Constant	Value=0.15	
avar1	n1-02-dis	Min=0.98000000 Max=NORMAL <0.98. 1.02> M	
fy2	area-dis	Min=0.95000000 Max=Area Under <0.95. 1.05>	
Ecm	Constant	Value=32000	
Ea	Constant	Value=210000	
g	Constant	Value=33.29	
l	Constant	Value=6	
imp	Normal	Min=0.99800000 Max=	
imp2	Normal	Min=0.99900000 Max=	
GamaM	Constant	Value=1.35	
Gamaa	Exponential	Min=1.07500000 Max=	
fy3	Normal	Min=220.00000000 Me	
avar11	Normal	Min=0.93000000 Max=	
rozp	Constant	Value=4	
Gkpric	Constant	Value=2	
Gkpodhl	Constant	Value=5	
Qvar	long1-dis	Min=0.00000000 Max=	
Qk	Constant	Value=23.65	
Gvar	dead1-dis	Min=0.81800000 Max=	
Md	Constant	Value=0	

Výsledný histogram pro plasticitu pro sprážený ocelobetonový průřez Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5, znázorněná poloha plastické neutrální osy ve třech variantách výpočtu a to $X_{(i)}$ v (m):

1-X1- mez kluzu histogram t 235fy03.DIS.,

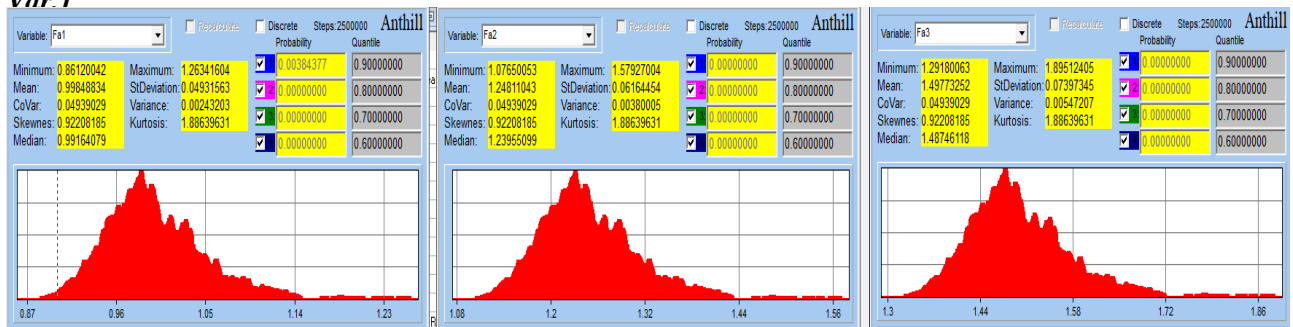
2-X2-mez kluzu nom. Hodnota 235MPa · area-m.dis

3-X3-mez kluzu histogram normal rozdělení <220;290>

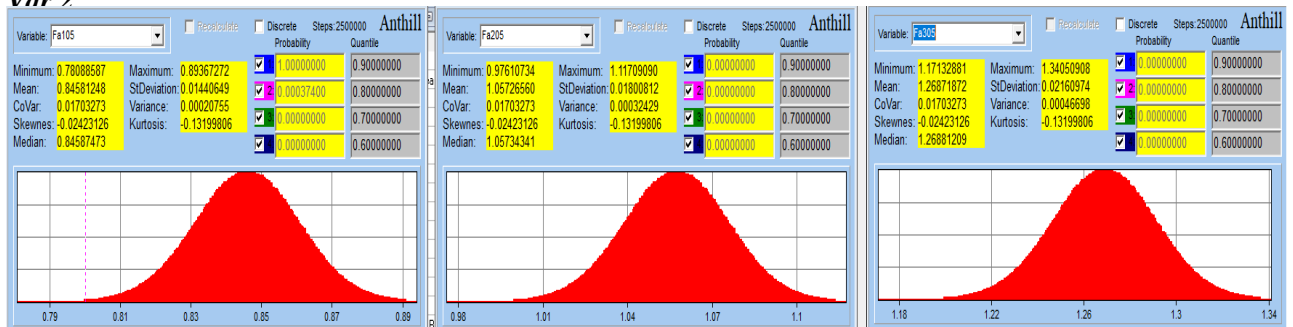


Histogramy dílčích sil v profilu pro jednotlivé segmenty $Fa(i), Fad(i), Fah(i)$ v (kN):

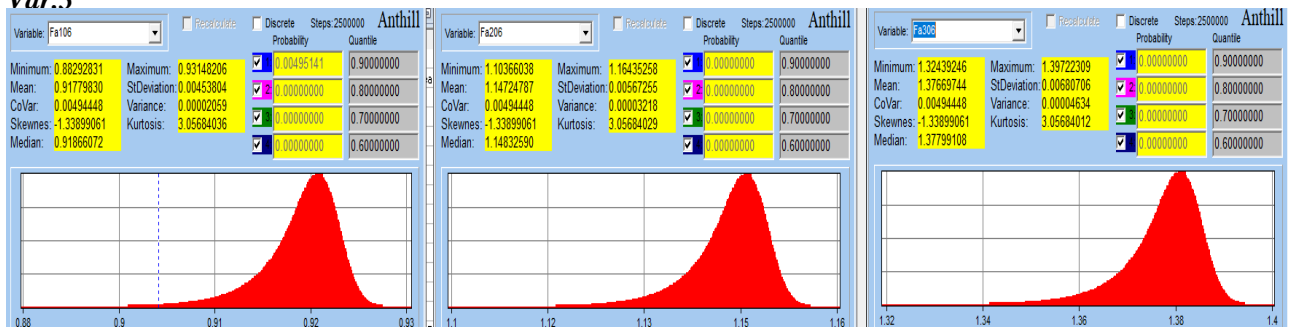
Var. 1



Var. 2



Var. 3

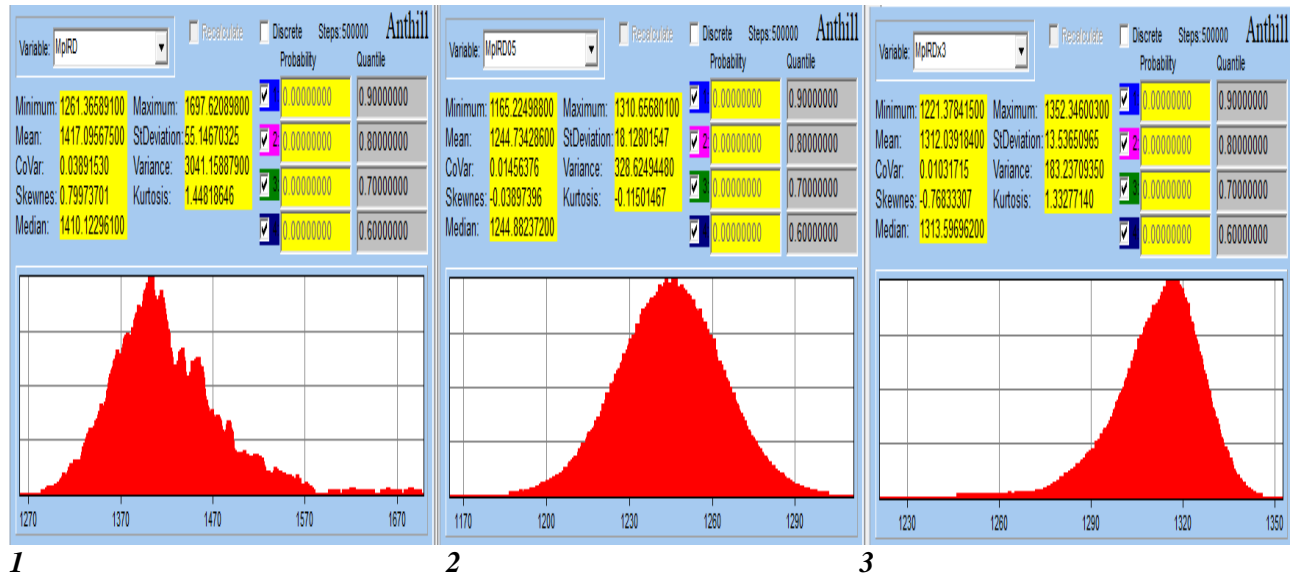


Výsledný histogram pro plasticitu spřažený ocelobetonový průřez Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5, znázorněná plastická únosnost – histogram únosnosti $M_{Pl,Rd(i)}$ v (kNm):

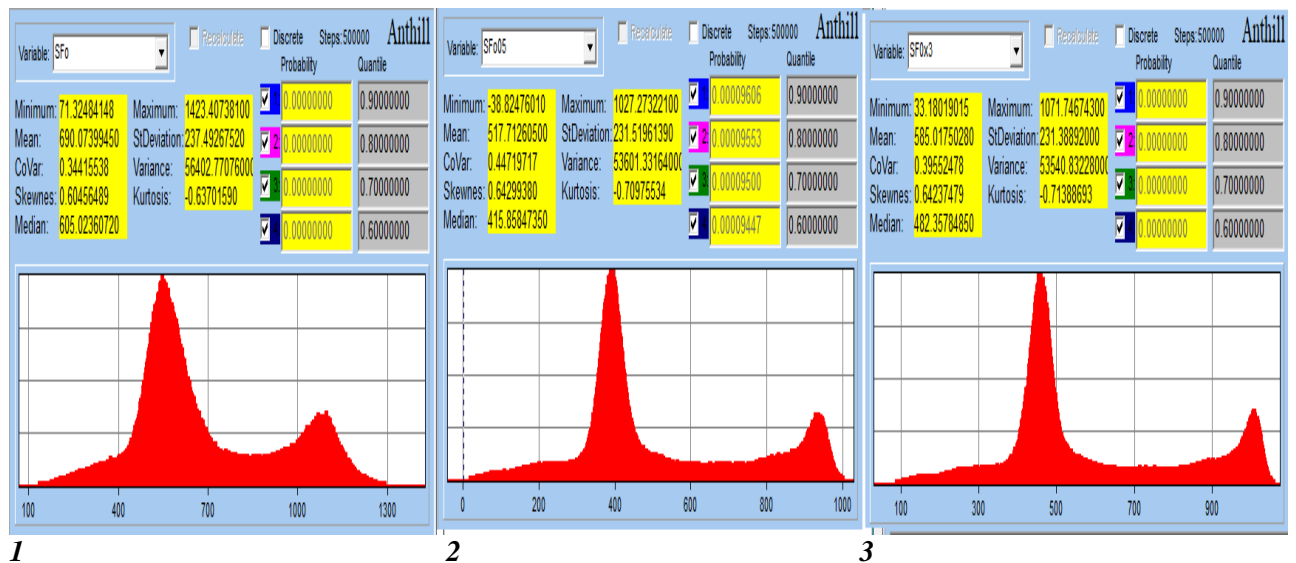
1- mez kluzu histogram t 235fy03.DIS.,

2-mez kluzu nom. Hodnota 235MPa · area-m.dis

3-mez kluzu histogram normal rozdělení <220;290>



Histogram - pravděpodobnost poruchy $P_f(i)$ dané konstrukce, prvku pro modelovou situaci ve variantách 1,2,3,:



Souhrn a závěry – Zhodnocení výsledků získaných při výpočtu metodou SBRA výpočtem dle ČSN EN 1994 kde je patrné jak výrazně v SBRA metodě působí na celkovou únosnost použitý histogram uvažovaného materiálu a to jak u nominálních hodnot tak pro histogramy materiálů. Tato skutečnost se projevuje i do vzniku a velikosti poruchy na prvku $P_f(i)$. Pro variantu výpočtu č.2 je zjištěná pravděpodobnost poruchy $P_f(i)=9,606 \cdot 10^{-5}$ což je nevyhovující stav ze základní podmínky pro spolehlivost. V ostatních případech pravděpodobnost poruchy nenastala, je splněna základní podmínka spolehlivosti konstrukce a plastická průřezová únosnost vykazuje bonusový nárůst oproti EC4 od 12% do 15%.

Model výpočtu - elasticita

```

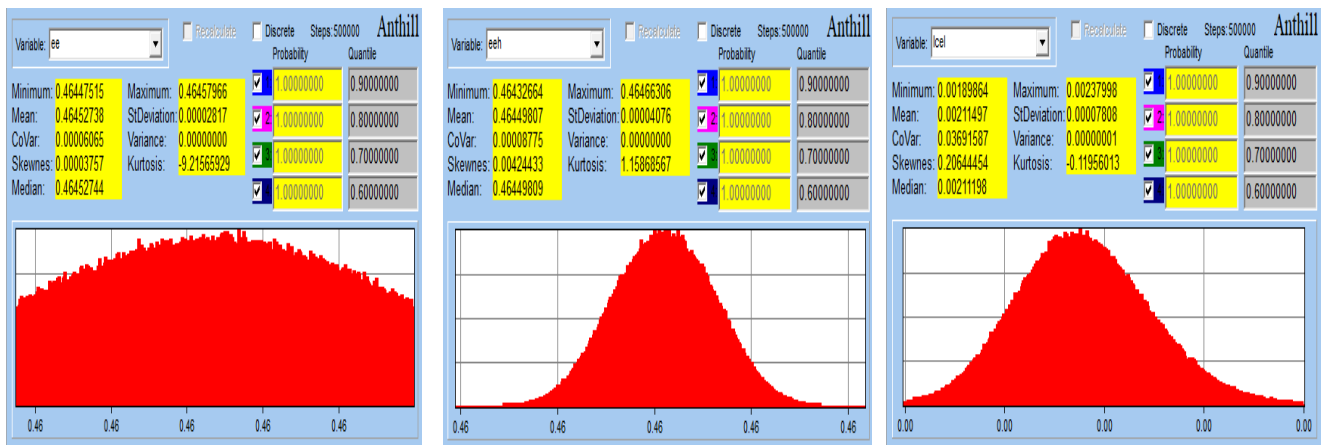
;Napětí
SFohorni=((fc*avar1/GamaC*imp)*0.85)-Sigmahorni
SFodolnia=ly-Sigmadolni
ohybhornic=Sigmahorni/((fc*avar1/GamaC*imp)*0.85)
ohybdolnia=Sigmadolni/ly
Sigmadolni = (Med/lcel)*eeh*10^(-3)
Sigmahorni = (1/n1)*(Med/lcel)*(hcelvs-eeh)*10^(-3)
;Vnitřní účinek - moment
;Kvadratický moment setrvačnosti
lcel=l1+l2
l2=((b22*tp2)^2*(ee-tp2/2)^2)+((hss*ts)*(ee-tp2-hs/2)^2)+((b11*tp1)*(hs+tp2+tp1/2-ee)^2)+(((hd*avar*beff)*(hcelvs-ee-hd/2)^2))/n1
hcelvs=(hd+hs+tp1+tp2)*avar
l1 = ((1/12)*(b22*tp2^3)+((1/12)*(tss*hss^3))+((1/12)*(b11*tp1^3))+(((1/12)*(beff*avar*hd^3))*1/n1)
ly=1/12*b2*tp2^3+b2*tp2*(e-tp2/2)^2+1/12*tss*hs^3+hs*ts*(e-tp2-hs/2)^2+1/12*b1*tp1^3+b1*tp1*(hs+tp2+tp1/2-e)^2+1/n1*(1/12*beff*hd^3+beff*hd*(hd/2+(hs+tp2+tp1-e))^2)
;Poloha neutrální osy sprazeneho profilu
e=((zth-tp2/2)/(b2*tp2)+(hs/2-zt-tp2)*(hss*ts)+(hs+tp2+tp1/2-zth)*(b1*tp1)+1/n1*(hd*beff)*(hd/2+hs+tp1+tp2-zth))/(b2*tp2+hs*ts+b1*tp1+1/n1*(hd*beff))
eeh=(((b22*tp2)^2*(tp2/2)+((hss*ts)*(hs/2+tp2))+((b11*tp1)^2*(tp2+hs+tp1/2))+(((hd*avar*beff)*(tp1+tp2+hs+hd/2))^1/n1))/Acelh+(((hd*avar*beff)^1/n1))
ee=(((b2*tp2)^2*(tp2/2)+((hss*ts)*(hs/2+tp2))+((b1*tp1)^2*(tp2+hs+tp1/2))+(((hd*beff)*(tp1+tp2+hs+hd/2))^1/n1))/Acel+(((hd*beff)^1/n1))
;Těžiště samotného ocelového nosníku (bez sprázení)
zthh=hv-ztdh
hv=tp2+tp1+hs
zth=((A3)*ts+(A2)*(hs/2+tp2)+(A1)*(hs+tp2+tp1/2))/(b2*tp2+b1*tp1+hs*ts)
zt=((b2*tp2)*ts+(hs*ts)*(hs/2+tp2)+(tp1*b1)*(hs+tp2+tp1/2))/(b2*tp2+b1*tp1+hs*ts)
ztd=(((b2*tp2)^2*(tp2/2)+((hss*ts)*(hs/2+tp2))+((b1*tp1)^2*(tp2+hs+tp1/2)))/Acelh
ztdh=(((b22*tp2)^2*(tp2/2)+((hss*ts)*(hs/2+tp2))+((b11*tp1)^2*(tp2+hs+tp1/2)))/Acel
Acel=(b2*tp2+hs*ts+b1*tp1)
Acelh=(b22*tp2+hs*ts+b11*tp1)
;zmenšující součinitel
n2=Ea*avar/Ec18*avar
n1=Ea*avar/Ec
n=Ea/Ec
;Elastický výpočet
Ec18=Ecm/2
Ec=Ecm/1.5

```

Variables	Type	Parameters	Comment
le	Constant	Value=6	
Avar	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=	Area Under <0.95..1.05>
o	Constant	Value=2	
b1	Constant	Value=0.2	
tp1	Constant	Value=0.02	
ts	Constant	Value=0.01	
hs	Constant	Value=0.5	
b2	Constant	Value=0.3	
tp2	Constant	Value=0.02	
GamaM0	Constant	Value=1	
GamaC	Constant	Value=1.5	
ly	t235fy03.dis	Min=240.00000000 Ma	
fc	Constant	Value=30	
hd	Constant	Value=0.15	
avar1	n1-02.dis	Min=0.98000000 Max=	NORMAL <0.98..1.02> M
fy2	area-m.dis	Min=0.95000000 Max=	Area Under <0.95..1.05>
Ecm	Constant	Value=32000	
Ea	Constant	Value=210000	
g	Constant	Value=33.29	
l	Constant	Value=6	
imp	Normal	Min=0.99800000 Max=	
imp2	Normal	Min=0.99900000 Max=	
GamaM	Constant	Value=1.35	
Gamaa	Exponential	Min=1.07500000 Max=	
fy3	Normal	Min=220.00000000 Ma	
avar11	Normal	Min=0.93000000 Max=	
rozp	Constant	Value=4	
Gkpric	Constant	Value=2	
Gkpodhl	Constant	Value=5	
Qvar	long1.dis	Min=0.00000000 Max=	
Qk	Constant	Value=23.65	
Gvar	dead1.dis	Min=0.81800000 Max=	
Md	Constant	Value=0	

Variable	Activity	Discrete	Recalculate	Comment
b22	Histogram	No	No	
b11	Histogram	No	No	
hss	Histogram	No	No	
tp1	Histogram	No	No	
tp2	Histogram	No	No	
tss	Histogram	No	No	
x1	Histogram	No	No	
x2	Histogram	No	No	
x3	Histogram	No	No	
Fccx3	Histogram	No	No	
Fa306	Histogram	No	No	
Fa206	Histogram	No	No	
Fa106	Histogram	No	No	
hcel	Histogram	No	No	
MplRD2	Histogram	No	No	
MplRDx3	Histogram	No	No	
hbet	Histogram	No	No	
Gk	Histogram	No	No	
fd	Histogram	No	No	
Ved	Histogram	No	No	
Med	Histogram	No	No	
ohyb1	Histogram	No	No	
ohybx3	Histogram	No	No	
ohyb05	Histogram	No	No	
SFo	Histogram	No	No	
SF0x3	Histogram	No	No	

Výsledný histogram pro elasticitu, sprážený ocelobetonový průřez Slim-beam ,poměr pasnic je 1:1,5, znázorněná poloha elastické neutrální osy $e_{(i)}$ v (m), momentu setrvačnosti $I_{cel(i)}$ v (m^4):

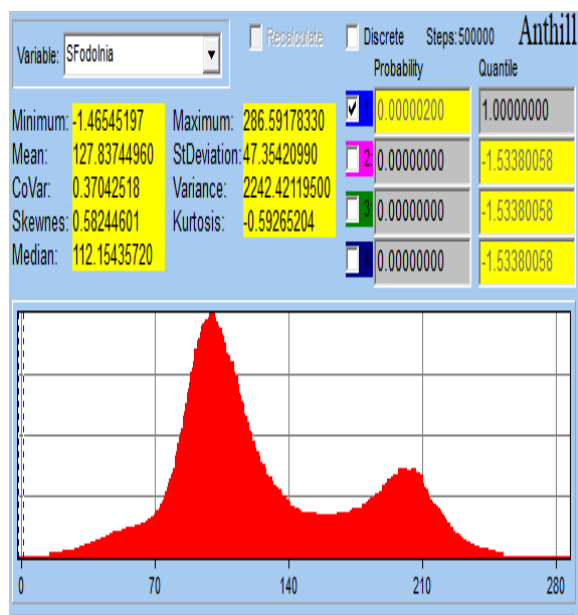
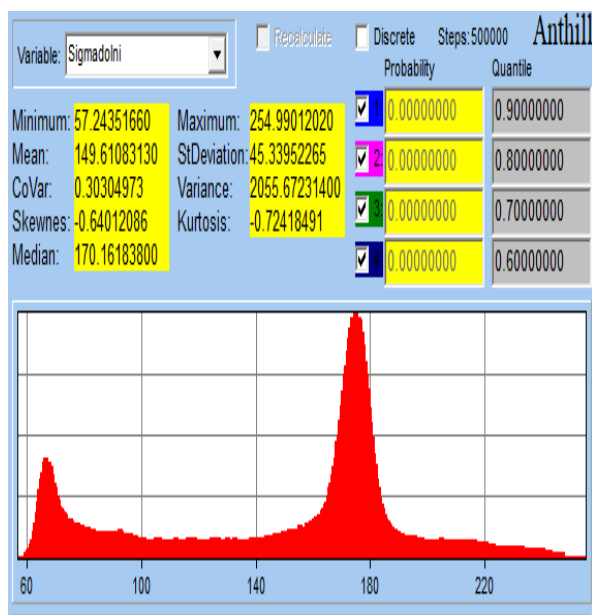


poloha elastické neutrální osy $e_{(i)}$,

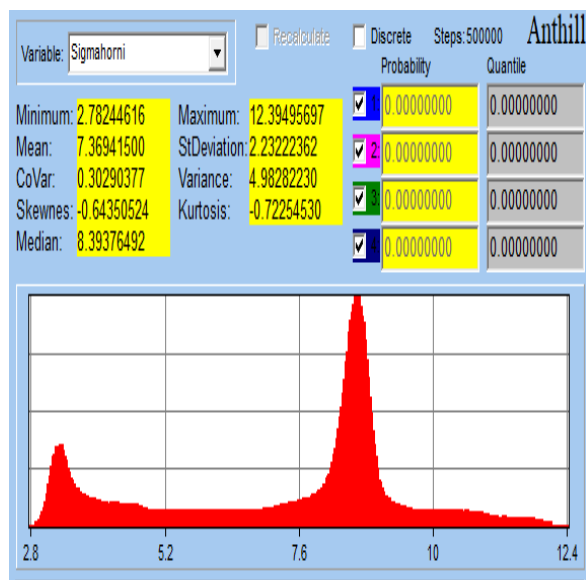
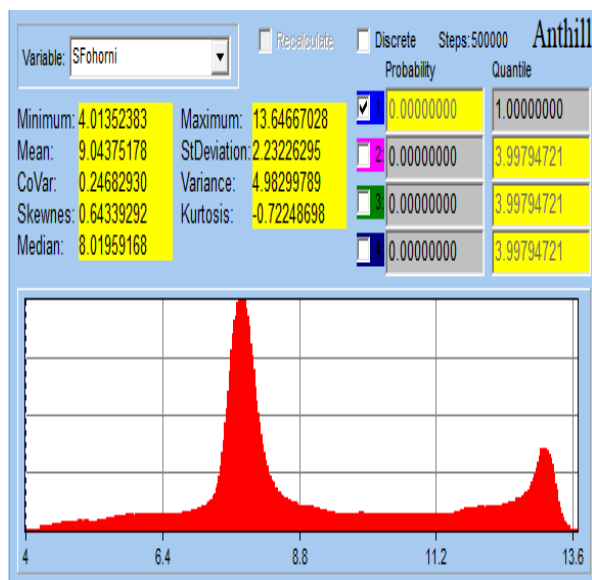
Moment setrvačnosti I_{cel} .

Výsleňý hitogram pro elasticitu, sprážený ocelobetonový průřez Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5, znázorněné napětí v dolních vláknech σ_{dolni} v (MPa) a pravepodobností poruchy

$P_{f(i)}$ -značená $S_{f\text{dolnia}}$ pro tento případ.



Následný hitogram pro elasticitu, sprážený ocelobetonový průřez Slim-beam, poměr pásnic je 1:1,5, znázorněné napětí v horních vláknech σ_{horni} v (MPa) a pravepodobností poruchy $P_{f(i)}$ -značená $S_{f\text{dolnia}}$ pro tento případ.



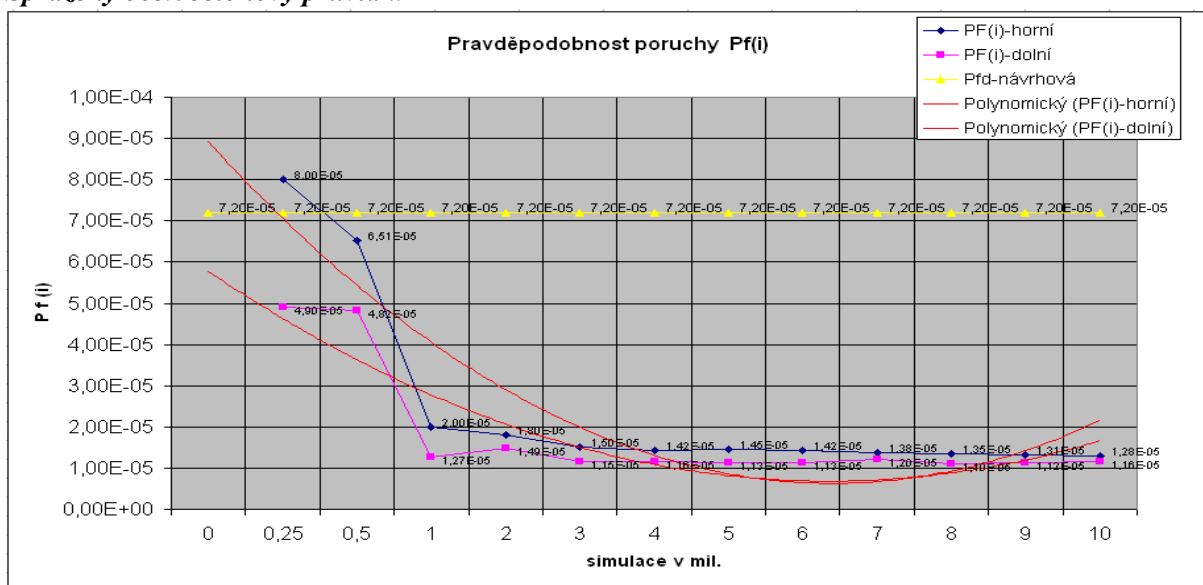
Souhrn a závěry - Zhodnocení výsledků získaných při výpočtu metodou SBRA z přehledných histogramů vyplývá, že napětí v dolních a horních vláknech profilu je vyhovující, pravděpodobnost poruchy pro horní (tlačené) vlákna nenastane, podmínka je splněna. Pravděpodobnost poruchy pro dolní (tažená) vlákna nastala je v hodnotě $P_{f(i)}=0,2 \cdot 10^{-5}$ je menší než návrhová $P_{d(i)}=7,2 \cdot 10^{-5}$ z toho vyplývá, že konstrukce vyhovuje.

Modelová situace: 14-Studie pro určení optimální hodnoty počtu simulací v návaznosti na zjištění pravděpodobnosti poruchy $Pf(i)$ pro danou konstrukci, pomocí simulační metody SBRA-ANTHILL se srovnáním rozptylu těchto hodnot $Pf(i)$.

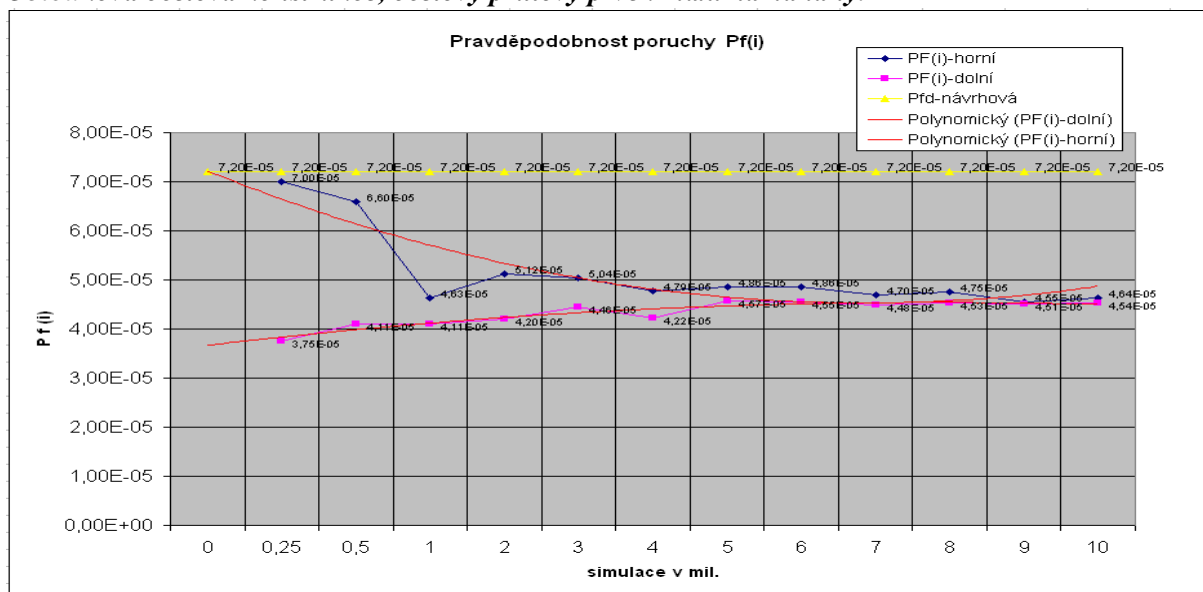
Posouzení sady modelových situací - průřezů na pravděpodobnost poruchy - $Pf(i)$ - ($SF(i)$)

Pro určení optimální hodnoty simulace a výpočtu hodnoty pravděpodobnosti poruchy $Pf(i)$, nebo $SF(i)$ na vyšetřovaných příkladech 1 až 5 se provede trojnásobná sada výpočtů $Pf(i)$ (sada-A, sada-B,sada-C) a provedla se řada simulací, pokud to výpočetní model a technika dovolí, v rozmezí: 250000, 500 000, 1000 000, 2000 000, 3000 000, 4000 000, 5000 000, 8000 000, 10 000 000 cyklů z důvodů porovnání získaných datových výsledků. Návrhová pravděpodobnost poruchy dle hodnocení $Pfd(i)$, $Pf(i) < Pfd(i)$. Kategorie návrhové životnosti je „4“, životnost 50 let, třída důsledků CC2, údržba IL2, toho budeme uvažovat pro $MSÚ-Pfd=7,2 \cdot 10^{-5}$, $MSP-Pfd=6,7 \cdot 10^{-2}$.

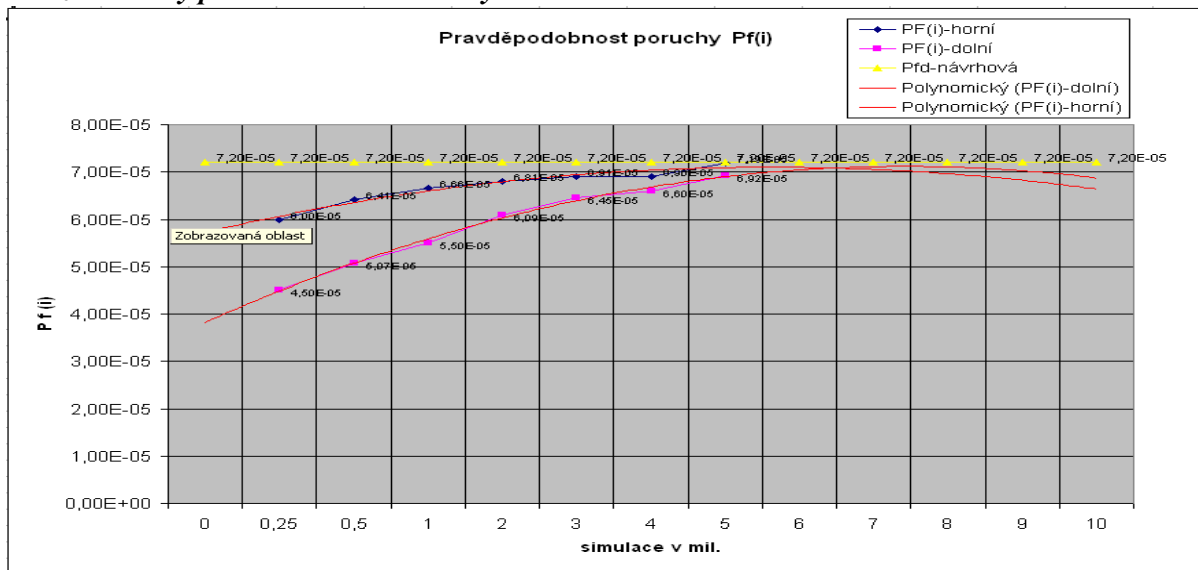
Výsledky počtu simulací n určení $Pf(i)$ v návaznost na využitelnost průřezu v konstrukci Spřažený ocelobetonový průvlak.



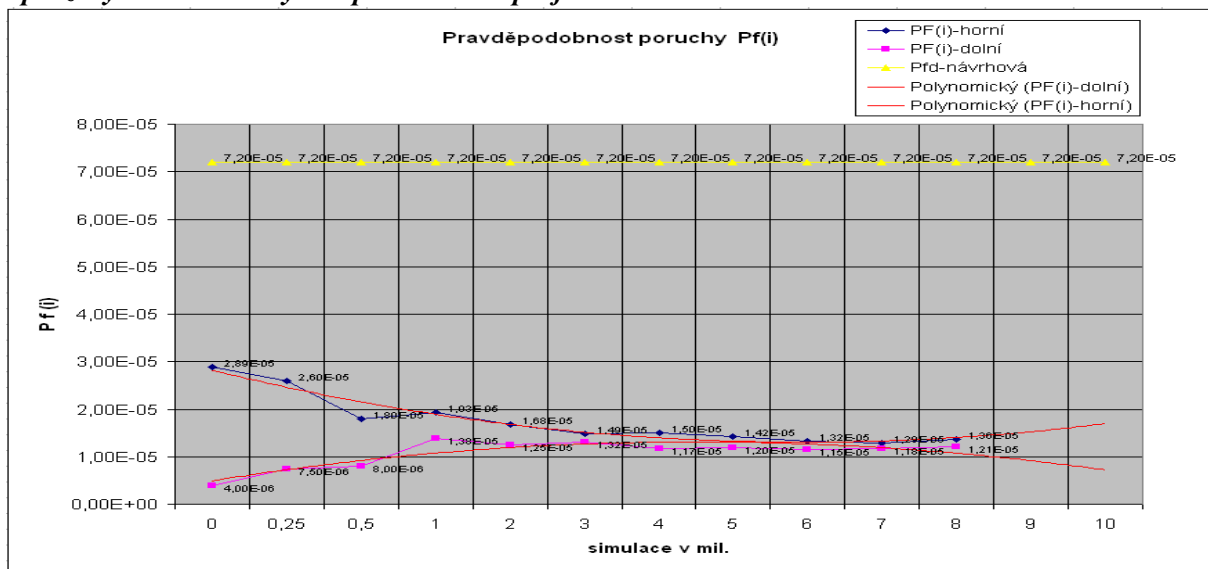
Výsledky počtu simulací n určení $Pf(i)$ v návaznost na využitelnost průřezu v konstrukci Oblouková ocelová konstrukce, ocelový prutový prvek max. namáhaný.



Výsledky počtu simulací n určení Pf(i) v návaznost na využitelnost průřezu v konstrukci Železobetonový průvlak max. namáhaný.



Výsledky počtu simulací n určení Pf(i) v návaznost na využitelnost průřezu v konstrukci Spřažený ocelobetonový sloup kruhového profilu.

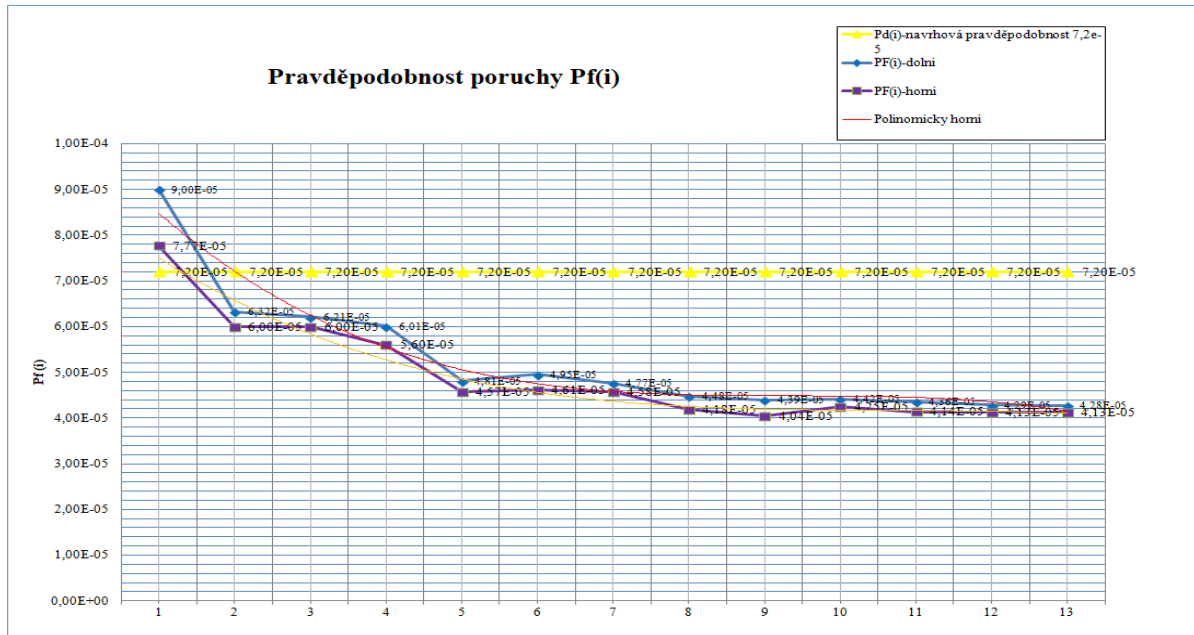


Modelová situace: 15- Studie pro určení optimální hodnoty počtu simulací v návaznosti na zjištění pravděpodobnosti poruchy Pf(i) pro danou konstrukci, pomocí simulační metody SBRA-ANTHILL se srovnáním rozptylu těchto hodnot Pf(i) pro SLIM-BEAM.

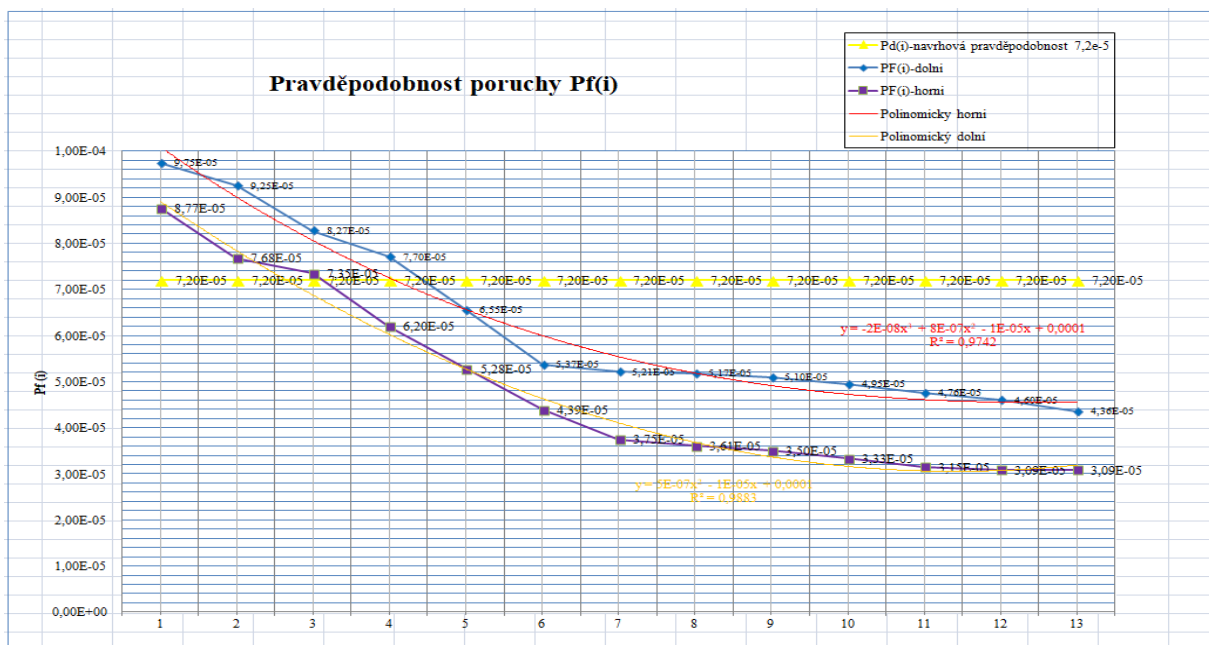
Posouzení sady modelových situací - průřezů na pravděpodobnost poruchy - Pf(i) nebo (SF(i))

Pro určení optimální hodnoty simulace a určení hodnoty pravděpodobnosti poruchy Pf(i) na vyšetřovaných příkladech 1až4(modelová Slim-Beam, poměr pásnic 1:1,25,1:1,5,1:1,75,1:2) je provede trojnásobná sada výpočtů (sada-A, sada-B,sada-C) a provedla se řada simulací, pokud výpočetní model a kapacita PC to umožní, v rozmezí: 250000, 500 000, 1000 000, 2000 000, 3000 000, 4000 000, 5000 000, 8000 000, 10 000 000 cyklů z důvodů porovnání získaných datových výsledků. Návrhová pravděpodobnost poruchy dle hodnocení Pfd(i),Pf(i)< Pfd(i). Kategorie návrhové životnosti je „4“, životnost 50 let, třída důsledků CC2, údržba IL2, toho budeme uvažovat pro MSÚ-Pfd=7,2. 10⁻⁵,MSP-Pfd=6,7.10⁻².

Výsledky počtu simulací určení $P_f(i)$ v návaznosti na využitelnost průřezu ocelový prvek Slim-Beam, pro poměr pásnic 1:1,5. Výsledné hodnoty pravděpodobnosti poruchy v dolní a horní hranici.



Výsledky počtu simulací určení $P_f(i)$ v návaznosti na využitelnost průřezu v konstrukci sřažený ocelobetonový profil Slim –Beam, s poměrem pásnic 1:1,5.



Souhrn a závěry –Zhodnocení výsledků získaných při výpočtu dle SBRA z modelových situací 14. a 15. vyplývá, že počet simulací se jeví jako optimální pro výpočtový čas s přesností získaných výsledků od 6 mil. do 7 mil. simulací pro tento typ úloh. Hodnoty pravděpodobnosti poruchy $P_{f(i)}$ se dalším počtem simulací zpřesňují jen v malém rozmezí, ale čas výpočtu neúměrně stoupá.

11. Závěr disertační práce

Hlavní přínos předkládané práce lze spatřovat v rozšíření metody SBRA na oblast posudku spolehlivosti vybraných prutových konstrukcí a to pro oblast dimenzování, posudku ocelových a ocelobetonových prvků s ověřením pomocí modelové podobnosti konstrukcí a systémů, u kterých je nutno aplikovat numerické postupy řešení.

V této souvislosti je zapotřebí věnovat pozornost celému procesu posudku spolehlivosti tak, aby výsledná aplikace pravděpodobnostního přístupu byla principálně jednoduchá a transparentní, přitom však efektivní a plně využívající potenciál simulačních metod.

V provedených modelových situacích (pro ocelové, ocelobetonové konstrukce a modelovou podobnost) se projevil při řešení dle pravděpodobnostního posudku metodou SBRA citlivostní aspekt a celkový přístup k řešení tohoto posudku a to jak vstupních tak výstupních hodnot s formulací základních rovnic řešeného výpočtu „System model evaluation $Y = F(x)$ “.

Toto lze rozdělit do oblastí vstupních proměnných veličin a jejich počtu a charakteru (určení min. a max.) a vhodnosti či nevhodnosti při řešení daného posudku.

Dále se výrazně projevuje volba a druh použitých histogramů pro materiálové charakteristiky, kde celý posudek může citlivost histogramu velice ovlivnit a to jak v pozitivním tak v negativním smyslu u řešených modelových situacích pro posudky konstrukcí a dílčích prvků, segmentů (aktuálnost a věrohodnost histogramů pro pevnost ocelí pro dané třídy dle EC3, imperfekční histogramy a histogramy pro pevnost betonů a jejich korelační součinitele).

U vstupních zadávaných hodnot, proměnných do systému výpočtu, posudku „System model evaluation $Y = F(x)$ “ pak neexistuje metodika jednoznačných postupů a následné vyhodnocení a porovnání takto získaných výsledků a dat se jeví jako částečně problematické.

Tento nedostatek lze chápat jako vliv ze základního vstupního pojetí naprogramovaného výpočtového schématu a to hlavně v počtu a struktuře vstupních proměnných veličin, počtu a kvality histogramů a v neposlední řadě složitosti řešených deterministických rovnic s počtem operandů.

Na základě těchto zjištění v modelových simulacích pro řešenou oblast, modelové podobnosti s aplikací do SBRA metody u zjištěných výsledků a následných porovnávacích hodnot s experimentálně zjištěnými daty byla prokázána velmi dobrá shoda ve sledovaných příkladech. Z těchto důvodů je spojení modelové podobnosti a SBRA metody vhodné a použitelné pro praxi.

Je nutné zároveň poznamenat, že pro modelové simulace u obrazu a vlastního modelu se jednoznačně prokázalo za vhodné použití shodných materiálů (odolnost, rezistenci), popřípadě se dal využít celokompozitní materiál a to jednosměrný či dvousměrný. Použití kompozitního materiálu je možné za předpokladu, že pro tento materiál bylo provedeno dostatečné množství tahových a pevnostních zkoušek tak, aby se vytvořil histogram pevnosti materiálu dostatečné kvality, věrohodnosti.

Pro ocelové a ocelobetonové konstrukce a prvky má metoda SBRA zásadní přínos v nárůstu únosnosti prvků a konstrukcí, která je v navýšení únosnosti od 8% do 12%, max. 15% v dané veličině oproti klasickému pojetí dle stávajících EC3 a EC4. Zjištěná rezerva únosnosti pro dané prvky se dá dle mého názoru velice vhodně uplatnit v oblasti rekonstrukcí, přepočtů a změn užívání daných konstrukcí či při řešení degračních účinků pro dané konstrukce z pevnostního pohledu.

Na základě těchto zjištění se provedla modelová studie pro potřeby simulace k určení pravděpodobnosti poruchy $P_{f(i)}$. Na vyšetřovaných modelech 1-13 byla provedena trojnásobná sada výpočtů $P_{f(i)}$ (sada-A, sada-B, sada-C), na těchto modelových situacích se provedla řada simulací a to v rozmezí počtu: 250.000, 500.000, 1.000.000, 2.000.000, 3.000.000, 4.000.000, 5.000.000, 8.000.000, 10.000.000 cyklů.

Jednotlivé sady cyklů a počet simulací jsou zadávány vzestupně, sestupně a náhodně (bylo zohledněno i náhodné spouštění a vypínání příslušného SW). Na základě takto zjištěných dat, jejich porovnání a zpracování s přihlédnutím na zařazení návrhové pravděpodobnosti poruchy $Pfd(i)$ dle kategorizace konstrukcí se splněním podmínky $Pf_{(i)} < Pfd_{(i)}$ výsledky ukazují, že $Pf_{(i)}$ se vždy nacházela v intervalu, kterým se ohraničují křivky $Pf_{(i)}$ -horní a $Pf_{(i)}$ -dolní s porovnáním hraniční návrhové pravděpodobnosti poruchy $Pfd(i) = 7,2 \cdot 10^{-5}$ až $7,28 \cdot 10^{-5}$.

Tyto křivky konvexního a konkávního tvaru se vzájemnou kombinací se neustále opakovaly pro konstrukční oblasti posudku ocelových a ocelobetonových průřezů. Tvar těchto křivek je spjat s výpočtovým modelem a materiálovými charakteristikami v oblasti ocelových konstrukcí, pro oblast ocelobetonových konstrukcí toto platí již v omezené míře z důvodů použití méně stabilního histogramu pro beton v tlačené oblasti. Pro výpočet v oblasti tažených vláken jsou získané výsledky stabilnější.

Z těchto ověřovacích dat byla stanovena optimální hodnota simulačních cyklů a to od 6 mil. do 7 mil., kdy se výsledek jevil dostatečně přesný a stabilní s ohledem na interval (poruchu nebudeme chápat jako jednu hodnotu, ale spíše jako určitý interval) poruchy $Pf(i)$ a časového hlediska trvání délky prováděného výpočtu.

Jako vedlejší zjištění, které nastalo ve všech modelových simulacích v oblasti ocelových a ocelobetonových konstrukčních prvků, bylo projevení závislosti mezi využitelností posuzovaného průřezu a mezi vznikem, velikostí pravděpodobnosti poruchy $Pf(i)$. Toto zjištění není překvapující ve své podstatě, ale v opakujícím se procentuálním využití průřezu a jeho poruchy.

Dalším rozbohem byla stanovena hodnotová závislost mezi těmito veličinami takto:

-při využitelnosti 90-92% → pravděpodobnost poruchy $Pf(i)$ nevznikla ***

-při využitelnosti 92,5-94,5% → pravděpodobnost poruchy byla zjištěna $Pf(i) < Pfd(i)$

-při využitelnosti 95-97% → pravděpodobnost poruchy $Pf(i)$ byla zjištěna na mezních hodnotách nebo nevyhověla, $Pf(i) > Pfd(i)$

*** Doporučená hodnota pro posuzování a navrhování konstrukcí a konstrukčních prvků.

Tyto hodnoty jsou z mého pohledu pro posudek spolehlivosti pro daný prvek zásadní, pro posuzování ocelových a ocelobetonových konstrukcí. Lze je použít a aplikovat jako zobecněné hodnoty pro návrh a posudek konstrukcí.

V poslední době se stále častěji setkáváme s pravděpodobnostními analýzami ucelených nebo dílčích konstrukčních systémů, ve kterých vystupují pojmy jako „Risk Engineering“ nebo „Performance Based Design“ atd.. Obecně řečené pravidlo říká, že každá konstrukce, prvek musí stát na spolehlivých základech. Velice rychlý rozvoj v oblasti plně pravděpodobnostního pojetí a posuzování konstrukcí a prvků neumožnil vždy toto pravidlo respektovat a dodržovat.

Proto v pozadí řešení, vývoje zůstává významná skupina nedořešených oblastí, které mají zásadní význam pro kvalitní a jednoznačný posudek spolehlivosti daného konstrukčního systému nebo prvku. Namátkou lze uvést stanovení návrhové pravděpodobnosti poruchy $Pfd(i)$ ve vztahu k referenční úrovni, ke které je uvažována vypočítaná pravděpodobnost poruchy $Pf(i)$. Další významnou skupinou je znalost a věrohodnost statistických závislostí a vstupních hodnot nahodile proměnných veličin, jako například materiálové histogramy. Proto se domnívám, že další pozornost by se v oblasti vývoje a zdokonalování pravděpodobnostních metod měla týkat sjednocovacích procesů a postupů.

AA - Příloha

Posudek spolehlivosti základní pojmy

Podmínkou spolehlivosti lze z hlediska kteréhokoliv kritéria únosnosti i použitelnosti vyjádřit vztahem:

$$R_{(i)} - S_{(i)} \geq 0 \quad i = 1 \dots n \quad (AA.1.1)$$

$n \rightarrow \infty$

kde, $R_{(i)}$ vyjadřuje **odolnost konstrukce** (rezistenci) a $S_{(i)}$ příslušný **účinek zatížení** (odezvu konstrukce). Obě veličiny jsou obecně nahodile proměnné a závislé na čase $t_{(i)}$. Levá strana nerovnosti je **rezerva spolehlivosti** $G_{(i)}$, nebo také funkce poruchy $Pf_{(i)}$. Podmínka spolehlivosti: [33]

$$R_{(i)} - S_{(i)} = G_{(i)} < 0 - \text{není splněna} \dots \text{porucha vznikne} \quad (AA.2.1)$$

$$R_{(i)} - S_{(i)} = G_{(i)} > 0 - \text{je splněna} \dots \text{porucha nenastane} \quad (AA.2.2)$$

Koncepci klasické teorie spolehlivosti uvedeme matematicky formálněji ve tvaru rezervy spolehlivosti, jako funkce náhodných veličin $\mathbf{X} = X_1, X_2, \dots, X_n$ vztažených k $R_{(i)}$ a $S_{(i)}$.

$$\mathbf{G} = g(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (AA.3)$$

kde $g(\dots)$ představuje funkční závislost mezi složkami vektoru \mathbf{X} je **funkcí poruchy**. Veličiny vektoru \mathbf{X} představují geometrické, materiálové charakteristiky, zatížení a další vlivy ... (imperfekt,atd.). Prvek, průřez je spolehlivý, je-li splněna podmínka spolehlivosti: [33]

$$g(\mathbf{X}) = g(X_1, X_2, \dots, X_n) \geq 0 \quad (AA.4)$$

zobecnění pravděpodobnosti spolehlivosti:

$$Pf_{(i)} = P(g(\mathbf{X}) < 0) \leq Pd_{(i)} \quad (AA.5)$$

kde $Pf_{(i)}$ - **spočtená pravděpodobnost poruchy**, $Pd_{(i)}$ - **návrhová pravděpodobnost poruchy**.

Pravděpodobnost poruchy $Pf_{(i)}$ je základní veličinu kvantifikující spolehlivost prvku nebo konstrukce, je vypočítaná pravděpodobnost poruchy, která je určena ke konkrétní podmínce spolehlivosti. Ta odpovídá mezímu stavu. Z matematického pohledu odpovídá pravděpodobnost poruchy pravděpodobnosti záporné rezervy spolehlivosti \mathbf{G} , vyšrafovaná plocha na obrázku AA.1. [33]

$$P_f = \int_{-\infty}^0 f_G(G) dG \quad (AA.6)$$

kde $f_G(G)$ je hustota pravděpodobnosti rezervy spolehlivosti.

Pravděpodobnost poruchy se často pohybuje v rozmezí velmi nízkých hodnot ($10^{-4} \approx 10^{-5} \approx 10^{-6}$), používáme **index spolehlivosti** β platným pro normální rozdělení rezervy spolehlivosti $G_{(i)}$

$$\beta = \frac{\mu_G}{\sigma_G} = \frac{\mu_R - \mu_E}{\sigma_R^2 + \sigma_E^2} \quad (AA.7)$$

kde μ_G , μ_E a μ_R jsou střední hodnoty rezervy spolehlivosti, odezvy konstrukce, odolnosti a σ_G , σ_E a σ_R jsou příslušné směrodatné odchylky. Index spolehlivosti β udává, kolikrát je možno umístit směrodatnou odchylku rezervy spolehlivosti S_G mezi nulu a střední hodnotu m_G . Pravděpodobnost poruchy tak odpovídá pravděpodobnosti, rezervy spolehlivosti G je záporná, protože G předpokládáme normální rozdělení, pak ji lze určit jako hodnotu distribuční funkce normálního rozdělení pravděpodobnosti: [33]

$$P_f = \Phi_N(-\beta) \quad (AA.8)$$

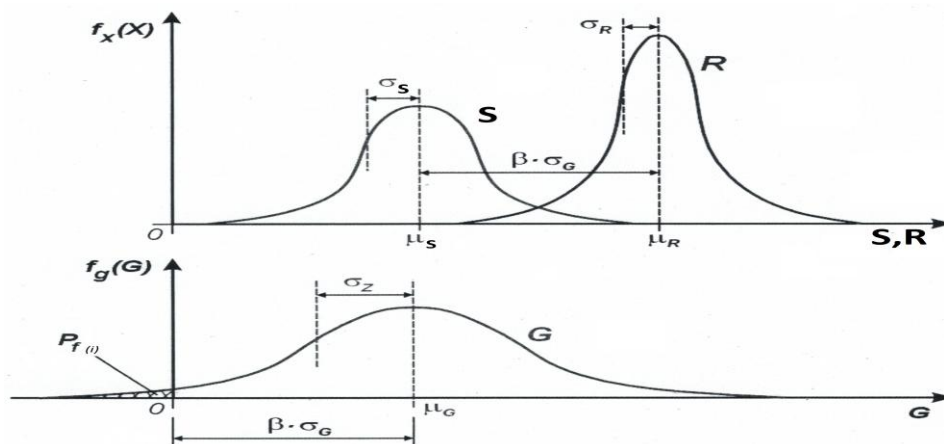
Ověření spolehlivosti s indexem spolehlivosti β se prokazuje vztahem:

$$\beta \geq \beta_d \quad (\text{AA.9})$$

kde β_d představuje návrhovou (směrnou) hodnotu indexu spolehlivosti, viz. ČSN EN 1990.

Je nutné k indexu spolehlivosti β určit základní poznámky:

Vztah (AA.7), tzv. *elementární index spolehlivosti podle Cornella*, je omezen na rezervu spolehlivosti s normálním rozdělením pravděpodobnosti. Dle práce (Marek et al., 1996), tento základní předpoklad nemusí být splněn a pak spolehlivosti dle indexu β může být zavádějící! Z tohoto hlediska je nutné index spolehlivosti β za veličinu referenční, poskytující informaci o spolehlivosti v základní formě. V případě pravděpodobnosti poruchy (hodnoty indexu β , interval 1 až 7). Proto se často postupuje tak, že pravděpodobnost poruchy $P_{f(i)}$ je při analýze spolehlivosti vypočtena přesnějším způsobem a index spolehlivosti β se pak získá pomocí inverzní transformace distribuční funkce ze vztahu (AA.8) a zjednodušuje náhled na spolehlivosti (Teplý a Novák, 2004).



Obr. AA.1 Rezerva spolehlivosti, pravděpodobnost poruchy $P_{f(i)}$ a elementární index spolehlivosti β .

BB - Příloha

Metoda dílčích součinitelů

Podstata metody dílčích součinitelů

Posudek spolehlivosti konstrukce je podle metody dílčích součinitelů založen na filozofii mezních stavů (MS), jestliže dojde k překročení konstrukce (nevyhovuje), rozlišujeme dle základní skupiny mezních stavů: [34]

a) mezní stavy únosnosti – vztahující se k zabránění vzniku poruchy konstrukce, která by ohrozila bezpečnost nebo vznik škod (**MSÚ**)

b) mezní stavy použitelnosti – vztahují se k provozním požadavkům, specifikovaných uživatelem, požadavcích, na min. průhyby atd. ... (**MSP**)

Základní podmínkou pro posouzení spolehlivosti nosného prvku v mezním stavu únosnosti dle ČSN EN 1990.

$$E_{d(i)} \leq R_{d(i)} \quad , \quad S_{d(i)} \leq R_{d(i)} \quad (\text{BB.1})$$

kde $E_{d(i)}$, $S_{d(i)}$ -návrhová hodnota účinků zatížení (vyjádřena vnitřními silami $M(i), N(i), T(i)$... napětím, odevzou...), $R_{d(i)}$ - odpovídající návrhová hodnota odolnosti (rezistence).

Základní podmínkou posouzení spolehlivosti nosného prvku v mezním stavu použitelnosti dle ČSN EN 1990.

$$E_{d(i)} \leq C_{d(i)} \quad (\text{BB.2})$$

kde $E_{d(i)}$ - návrhová hodnota účinků zatížení (vyjádřená deformací, zrychlením)
 $C_{d(i)}$ - návrhová hodnota příslušného kritéria použitelnosti.

Metoda dílčích součinitelů je považována za metodu polo pravděpodobnostní, sice vychází ze základních principů teorie pravděpodobnosti a statistiky, tyto principy však zůstávají v pozadí a výstup je omezen na „deterministická“ vyjádření spolehlivosti dle vztahů (BB.1) a (BB.2). Přiblížení směrem k deterministickému řešení spočívá v **separaci** účinků zatížení na konstrukci $E_{(i)}$ a odolnosti konstrukce $R_{(i)}$. Separaci je možno realizovat následující matematickou úpravou vztahu (AA.7):

$$\beta = \frac{\mu_R - \mu_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \cdot \frac{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}}{\sigma_R + \sigma_E} = \frac{\mu_R - \mu_E}{\frac{\sigma_R^2}{\sigma_R + \sigma_E} + \frac{\sigma_E^2}{\sigma_R + \sigma_E}} = \frac{\mu_R - \mu_E}{\alpha_R \cdot \sigma_R + \alpha_E \cdot \sigma_E} \quad (\text{BB.3})$$

$$\alpha_R = \frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \quad \alpha_E = \frac{\sigma_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}}$$

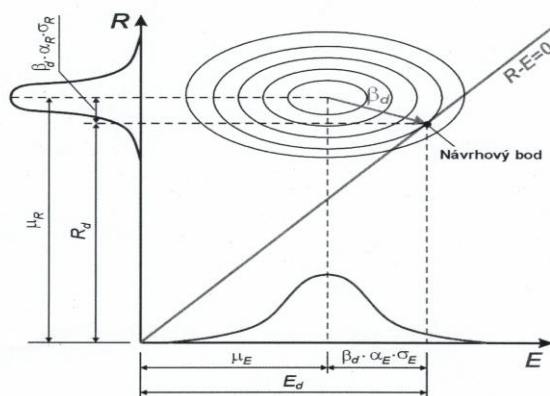
kde α_R a α_E jsou tzv. separační (citlivostní, linearizační) součinitele pro odolnost a odezvu konstrukce na zatížení, přičemž $|\alpha| \leq 1,0$. Pro Eurokódy byly separační součinitele odvozeny metodou **FORM**. Běžně se předpokládá $\alpha_R = 0,8$ a $\alpha_E = 0,7$. Při uvažování podmínky spolehlivosti $\beta \geq \beta_d$ lze upravit výraz (B.3) na tvar:

$$E_{d(i)} = \mu_E + \beta_d \cdot \alpha_E \cdot \sigma_E \leq \mu_R + \beta_d \cdot \alpha_R \cdot \sigma_R = R_{d(i)} \quad (\text{BB.4})$$

$E_{d(i)}$ představuje návrhovou hodnotu účinků zatížení na konstrukci

$R_{d(i)}$ návrhovou hodnotu odolnosti konstrukce.

Grafické znázornění (BB.4) .



Obr. BB.1 Posouzení spolehlivosti metodou dílčích součinitelů.

Další postup k deterministickému pojetí představuje vyjádření návrhových hodnot zatížení $F_{(d)}$ a návrhových vlastností materiálu $X_{(d)}$ pomocí **reprezentativních hodnot zatížení** $F_{(rep)}$ (hlavní hodnota charakteristická $F_{(k)}$ **charakteristických hodnot vlastností materiálu** $X_{(k)}$ a příslušných **dílčích součinitelů zatížení** $\gamma_{f(i)}$ a **materiálu** $\gamma_{m(i)}$:

$$F_{(d)} = F_{(rep)} \cdot \gamma_{f(i)} \quad (\text{BB.5})$$

$$X_{d(i)} = \frac{X_{k(i)}}{\gamma_{M(i)}} \quad (\text{BB.6})$$

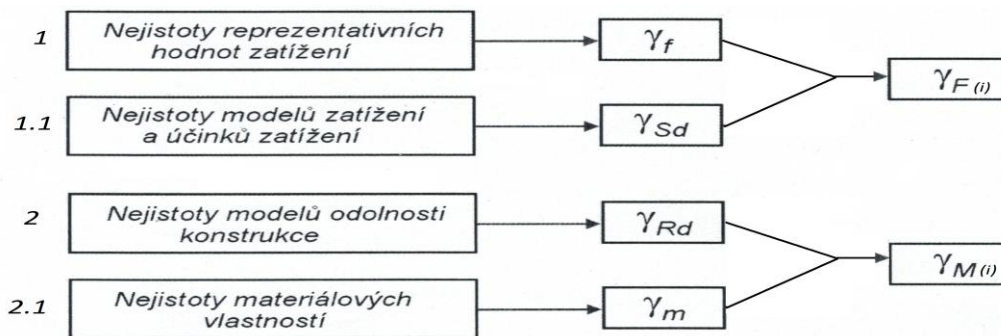
Návrhová hodnota účinků zatížení E_d je obecně funkcí reprezentativních hodnot zatížení $F_{rep,i}$, příslušných dílčích součinitelů zatížení $\gamma_{F,i}$ a návrhových hodnot geometrických údajů α_d .

$$E_d = E\{\gamma_{F,i} \cdot F_{rep,i}; \alpha_d\} \quad (\text{BB.7})$$

Návrhová odolnost $R_{d(i)}$ je obecně funkcí charakteristických hodnot vlastností materiálů $X_{k,i}$, příslušných dílčích součinitelů materiálů $\gamma_{M,i}$ a návrhových hodnot geometrických údajů α_d :

$$R_d = R\left\{\frac{X_{k,i}}{\gamma_{M,i}}; \alpha_d\right\} \quad (\text{BB.8})$$

Dílčí součinitel zatížení γ_F kromě nejistot, hodnot zatížení (dílčí součinitel γ_f) poukazovat, také na možné nejistoty v modelech těchto zatížení a jejich účinků (dílčí součinitel γ_{sd}). Dílčí součinitel materiálu γ_M kromě nejistot materiálových vlastností (dílčí součinitel γ_{rd}) zahrnuje také případné nejistoty modelů odolnosti konstrukce (dílčí součinitel γ_m). Výsledné hodnoty dílčích součinitelů jsou pak výsledkem nepřehledného procesu hodnocení (kalibrace).



Obr. BB.2 Odvození dílčích součinitelů

Geometické a průřezové charakteristiky

Návrhové hodnoty geometrických údajů, jakou jsou základní rozměry prvků, které se použijí k posouzení účinků od zatížení nebo odolnosti, jsou vyjádřeny nominálními hodnotami:

$$\alpha_d = \alpha_{nom} \quad (\text{BB.9})$$

mají-li odchylky geometrických údajů (nepřesnosti polohy zatížení, umístění podpor) významný vliv na spolehlivost konstrukce (např. účinky teorie II. řádu), musí se návrhové hodnoty geometrických údajů definovat vztahem:

$$\alpha_d = \alpha_{nom} \pm \Delta\alpha \quad (\text{BB.10})$$

kde $\Delta\alpha$ zohledňuje nepříznivé odchylky od charakteristických nebo nominálních hodnot.

CC-Příloha

Zatížení a kombinace zatížení

Velikost zatížení je v **EC** dáno skalární veličinou, která může nabývat několika **reprezentativních hodnot** $F_{(rep)}$. Pro zatížení (vícesložková zatížení) a pro ověření (statické stability konstrukce jako tuhého celku) je velikost zatížení dána více hodnotami. [34]

Hlavní reprezentativní hodnotou zatížení je **charakteristická hodnota** $F_{(k)}$, která je obecně stanovena:

- jako průměr, horní nebo dolní hodnota nebo nominální hodnota dle EN 1991
- z dokumentace v předpokladu, že jsou dodržena obecná ustanovení uvedená v EN 1991.

Charakteristická hodnota stálého zatížení G_k je stanovena dle:

- variabilita stálého zatížení je malá (většina případů), použije se jediná hodnota G_k , která nejčastěji odpovídá průměrné hodnotě;
- variabilita stálého zatížení není malá, použijí se dvě hodnoty, horní hodnota $G_{k,sup}$ (nejčastěji 95% kvantil statického rozdělení) a dolní hodnota $G_{k,inf}$ (nejčastěji 5% kvantil statického rozdělení).

Charakteristická hodnota proměnného zatížení Q_k odpovídá:

- horní hodnotě s určenou pravděpodobností, že nebude překročena, nebo dolní hodnotě s určenou pravděpodobností, že nebude překročena během určité referenční doby;
- nominální hodnotě, která může být stanovena, jestliže příslušné statistické rozdělení není známé.

Numerické hodnoty proměnných zatížení Q_k jsou uvedeny v EC. Pro charakteristické hodnoty klimatických zatížení se zpravidla uvažuje rozdělení extrémních hodnot během určité referenční doby. Konkrétně jsou charakteristické hodnoty klimatických hodnot vztaženy k pravděpodobnosti překročení 0,02 za referenční dobu jednoho roku. [34]

Při řešení konstrukcí se u proměnných zatížení kromě charakteristických hodnot Q_k obecně rozeznávají další tři reprezentativní hodnoty zatížení F_{rep} :

- Kombinační hodnota** daná součinitelem $\psi_0 Q_k$ – používá se při ověřování mezních stavů únosnosti a nezvratných mezních stavů použitelnosti. Tato hodnota se uplatňuje při kombinování zatížení, kdy se přihlíží ke snížené pravděpodobnosti současného výskytu několika nezávislých proměnných zatížení.
- Častá hodnota** daná součinem $\psi_1 Q_k$ – používá se při ověřování mezních stavů únosnosti zahrnujících mimořádná zatížení a při ověřování vratných mezních stavů použitelnosti. Například pro budovy je častá hodnota zvolena tak, aby doba, po kterou je tato hodnota překročena, byla 0,01 referenční doby.
- Kvazistálá hodnota** daná součinem $\psi_2 Q_k$ – používá se při ověřování mezních stavů únosnosti zahrnujících mimořádná zatížení a při ověřování vratných mezních stavů použitelnosti. Kvazistálé hodnoty se používají také při výpočtu dlouhodobých účinků zatížení. Například pro zatížení stropů budov se kvazistálá hodnota obvykle volí tak, aby doba, po kterou je tato hodnota překročena, byla 0,50 referenční doby. Kvazistálá hodnota se může alternativně stanovit jako průměrná hodnota ve zvoleném časovém intervalu. [34]

Jednotlivá zatížení se kombinují podle návrhových situací, v EC jsou 4 základní:

- trvalá návrhová situace** – vztahuje se k podmínkám běžného užívání;
- dočasná návrhová situace** – vztahuje se k dočasným podmínkám, jímž je konstrukce vystavena, např. během výstavby nebo opravy;
- mimořádná návrhová situace** – vztahuje se k výjimečným podmínkám, jímž je konstrukce vystavena, např. požár, výbuch, náraz;
- seismická návrhová situace** – vztahuje se k podmínkám, jímž je konstrukce vystavena během seismických událostí.

Návrhové hodnoty účinků zatížení jsou stanoveny pomocí příslušných kombinačních vzorců, přičemž jako vstupy zde slouží reprezentativní hodnoty zatížení F_{rep} (tj. $G_k, Q_k, \psi_0 Q_k, \psi_1 Q_k, \psi_2 Q_k$) a dílčí součinitelé (γ_G a γ_Q). [34]

Kombinace může být podle normy (ČSN EN 1990, 2004) vyjádřena buď jednou rovnicí (6.10.)

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_P P + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (\text{BB.11})$$

nebo alternativně jako méně příznivá kombinace z následujících dvou výrazů (6.10.a) (6.10.b)

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_P P + \gamma_{Q,1} \psi_{0,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (\text{BB.12})$$

$$\sum_{j \geq 1} \xi_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_P P + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (\text{BB.13})$$

Podrobný popis a značení kombinačních vzorců a příslušných hodnot dílčích součinitelů lze nalézt v (ČSN EN 1990, 2004), (Holický, 2002), ČSN EN 1991-1-1. [34]

Materiálové charakteristiky a odolnost konstrukce

Vlastnosti použitých materiálů jsou v příslušných dokumentech uváděny jako jmenovité a při navrhování se považují za charakteristické hodnoty X_k . Návrhová odolnost R_d je pak obecně funkcí charakteristických hodnot vlastností materiálů $X_{k,i}$, příslušných dílčích součinitelů materiálů $\gamma_{M,i}$ a návrhových hodnot geometrických údajů α_d podle vztahu (BB.8). Nejistoty materiálových charakteristik, modelů pro výpočet odolnosti prvku nebo konstrukce s ohledem na následky selhání jet zohledněn v příslušné hodnotě dílčího součinitele spolehlivosti materiálu $\gamma_{M,i}$. [34]

Seznam literatury

- [1] Baťa M., Plachý V., Trávníček F., „Dynamika stavebních konstrukcí“, SNTL, Praha. (1987)
- [2] Mrázik A., „Teorie spolehlivosti ocelových konstrukcí“. VEDA, (1987) VEDA
- [3] Fajkus M., „Useknuté histogramy meze kluzu“, VÚHŽ, Dobruška. (1998)
- [4] Guštar M., Marek P., a Popela P., „Ověření spolehlivosti ocelové konstrukce pravděpodobnostním výpočtem. Část 3 – Simulace Monte Carlo = mocný nástroj“, Stavební obzor, roč. 7, č. 3, s. 76-79, Praha. (1998)
- [5] Guštar M., „Generování náhodně proměnných veličin v metodě Monte Carlo“, Sborník konference „Spolehlivost konstrukcí (Rozvoj koncepcí posudku spolehlivosti stavebních konstrukcí)“, Ostrava 15. 3. 2000, str. 5-8. (2000)
- [6] Guštar M., „Omezené histogramy a SBRA“, Sborník konference: Spolehlivost konstrukcí (Cesta k pravděpodobnostnímu posudku bezpečnosti, provozuschopnosti a trvanlivosti konstrukcí), Ostrava 21. 3. 2001, str. 5-8. (2001)
- [7] Holický M., „Zásady ověřování spolehlivosti a životnosti staveb“, Vydavatelství ČVUT Praha. (1998)
- [8] Kadlčák J. a Kytýr J., „Statika stavebních konstrukcí I.“, nakladatelství VUTIUM Brno. (1998)
- [9] Kadlčák J. a Kytýr J., „Statika stavebních konstrukcí II.“, nakladatelství VUTIUM Brno. (1998)
- [10] Kala Z., „Pravděpodobnostní posudek ocelového rámu metodou Importace Sampling“, sborník konference: Spolehlivost konstrukcí (Rozvoj koncepcí posudku spolehlivosti stavebních konstrukcí), Ostrava 15. 3. 2000, str. 73-78. (2000)
- [11] Koloušek, V., „Dynamika stavebních konstrukcí“, SNTL, Praha. (1954)
- [12] Frydryšek K., „Pravděpodobnostní výpočty v mechanice 1“, FS VŠB-TU Ostrava (2010)
- [13] Hirt Manfred A., Bez R., (1998), „STAHLBAU, PPUR Akademischer VERLAG, Switzerland.
- [14] Marek P., Guštar M., and Anagnos T., „Simulation-Based Reliability Assessment for Structural Engineers“, CRC Press, Inc., Boca Raton, Florida. (1995)
- [15] Marek P., Guštar M., und Bathon L., „Tragwerksbemessung. Von deterministischen zu probabilistischen Verfahren“, ACEDEMIA Praha. (1998)
- [16] Souček E., „Základy pravděpodobnosti a statistiky“, *Universita Pardubice* (2003)
- [17] Klement J., Planička F., Vlk M. „Modelová podonost, elektrická odporová tenzometrie, experimentální určování zbytkových napětí, vyhodnocení exper. Získaných dat (2004)

- [18] Marek P. a Guštar M., Výpočetní programy: SBRA–ANTHILL, ResCom™, LoadCom™, M-Star™, AntHill™ a Damac™, distributor: ARTech, Nad Vinicí 7, 143 00 Praha 4(1990-2001).
- [19] Brookes D. S., Planička F., „Strength of Materials“,Tempus project M-JEP09210-95
- [20] Mrázík A., Škaloud M., Tocháček M., „Navrhování ocelových konstrukcí podle teorie plasticity“, SNTL, Praha. (1980)
- [21] Pechar J., Bureš J., Schindler A., „Kovové mosty“, SNTL, Praha. (1990)
- [22] Macháček J., Studnička J., „Ocelové konstrukce II.“, Skriptum, Vydavatelství ČVUT, Praha. (2005)
- [23] Schindler A., Bureš J., „Kovové mosty“, SNTL, Praha. (1975)
- [24] Studnička J., „Ocelové konstrukce I.“, Skriptum, Vydavatelství ČVUT, Praha. (2004)
- [25] Šejnoha J., a Bittnarová J., „Pružnost a pevnost 10-20“, Vydavatelství ČVUT, Praha. (2000)
- [26] Šertler H., Tomica V., Vičan J., „Kovové konstrukcie“, Skriptum, ES VŠDS Žilina. (1994)
- [27] Teplý B., a Novák D., „Spolehlivost stavebních konstrukcí“, Akademické nakladatelství CERM, s. r. o., Brno. (1999)
- [28] Holický M., Marková J., Sýkora M., „Zatížení stavebních konstrukcí příručka k ČSN EN 1991, Praha. (2010)
- [29] Macháček J., Sokol Z., Vráný T., Wald F., „Navrhování ocelových konstrukcí ČSN EN1993-1-1 a ČSN EN1993-1-8, Navrhování hliníkových konstrukcí ČSN EN1999-1., Praha. (2009)
- [30] Studnička J., „Navrhování spřažených ocelobetonových konstrukcí ČSN EN1994-1-1., Praha. (2009)
- [31] Dubas P., Gehri E., „Stahlhochbau., Springer-Verlag berlin Heidelberg . (1988)

Použité normy

- [33] ČSN EN 1990, „Zásady navrhování konstrukcí.“, Praha, Český normalizační institut.
- [34] ČSN EN 1991-1, „Zásady navrhování a zatížení konstrukcí. Část 1: Zásady navrhování“, Praha, Český normalizační institut.
- [35] ČSN 73 0035, „Zatížení stavebních konstrukcí“, ÚNM Praha.
- [36] ČSN EN 1993, „Basic of design and actions on structures“. ENV 1991-1 CEN, Brussels.
- [37] ČSN EN 1993-1-1, : „Design of steel structures. Part 1.1: General rules and rules for buildings, CEN Brussels.
- [38] ČSN EN 1993-2 (73 6205), „Navrhování ocelových konstrukcí-Část 2: Ocelové mosty“, Český normalizační institut, Praha.
- [39] ČSN EN 1994-2 Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 2: Composite bridges“ (European prestandard).
- [40] ČSN EN 1992-1-1 (73 1201), „Navrhování betonových konstrukcí-Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby“, Český normalizační institut, Praha.

Použité odkazy https:/

- [41] https://www.kme.zcu.cz/kmet/exm/download/EXM_PREDNASKA_05.pdf
- [42] <https://www.zcu.cz/about/people/staff.html%3Fosoba%3D16872>
- [43] https://www.profesis.cz/files//dokumpdf/tp1.15/tp1.15_kap6.pdf

Seznam publikací autora

2018

KESL, P., PLÁNIČKA, F. Possibility of Application of the Simulation Based Assessment Method in Modelling of Structures. Experimental stress analysis 2018, EAN č.56, s.59-60. ISBN:978-80-270-4061-2, CD-ROM ISBN:978-80-553-4062-9, s.192-195

2017

KESL, P., PLÁNIČKA, F. Based reliability Assessment Method Applied to the Model of Structural Element. Experimental stress analysis 2017, EAN č.55, s.187-188. ISBN:978-80-553-3167-6, CD-ROM ISBN:978-80-553-3166-9, s.567-572

2016

KESL, P., Probabilistic approach to the assessment of composite steel-concrete structure. Applied Mechanics and Materials, 2016, č. 54, s. 69-70. ISBN: 1660-9336 978-80-261-0623-4

2015

KESL, P., PLÁNIČKA, F. Failure Probability of Structure and its Model. Applied Mechanics and Materials, 2015, roč. 732, č. neuveden, s. 309-312. ISSN: 1660-9336 [Detail](#)

PAŠEK, J., KESL, P. Probabilistic assessment of failure risk of the building envelope thermally insulated from the inside. *APPLIED MATHEMATICS AND COMPUTATION*, 2015, roč. 267, č. 2015, s. 108-118. ISSN: 0096-3003 [Detail](#)

KESL, P., Pravděpodobnostní přístup k posouzení spráženého ocelobetonové konstrukce. WTA CZ Praha 2015-Sanace a rekonstrukce staveb, 2015, roč 37, s.141-146. ISBN 978-80-02-02631-0

2014

KESL, P., PLÁNIČKA, F. Possibility of application of the simulation based reliability assessment method in modeling of probability of failure of structure. In *31st Danubia-Adria Symposium on Advances in Experimental Mechanics, Proceedings*. Düsseldorf: VDI Verein Deutscher Ingenieure a.V., Düsseldorf, 2014. s. 193-194. ISBN: 978-3-00-046740-0 [Detail](#)

KESL, P., PLÁNIČKA, F. Possibility of application of the simulation based reliability assessment method in modeling of structures. In *Applied Mechanics and Materials*. Durnten-Zurich: Trans Tech Publications, 2014. s. 129-134. ISBN: 978-3-03785-977-3, ISSN: 1660-9336 [Detail](#)

2013

KESL, P., MAREK, P. Studie k určení počtu simulací, pravděpodobnostní posouzení konstrukcí. In *Spolehlivost konstrukcí 2013, SBRA - Simulation Based Reliability Assessment of Structures*. Plzeň: Západočeská univerzita, 2013. ISBN: 978-80-261-0251-9

KESL, P., PLÁNIČKA, F. Possibility of application of the simulation based reliability assessment method in modeling of structures. In *30th Danubia-Adria Symposium on Advances in Experimental Mechanics*. Zagreb: Croatian Society of Mechanics, 2013. s. 121-122. ISBN: 978-953-7539-17-7 [Detail](#)

KESL, P., MAREK, P. Studie k určení počtu simulací, pravděpodobnostní posouzení konstrukcí. In *Spolehlivost konstrukcí 2013, SBRA - Simulation Based Reliability Assessment of Structures*. Plzeň: Západočeská univerzita, 2013. ISBN: 978-80-261-0251-9

KESL, P., PLÁNIČKA, F. Possibility of application of the simulation based reliability assesment method in modeling of structures. In *Spolehlivost konstrukcí 2013, SBRA - Simulation Based Reliability Assessment of Structures*. Plzeň: Západočeská univerzita, 2013. ISBN: 978-80-261-0251-9

2012

KAISER, J., KESL, P., MAREK, P. Kombinace zatížení, porovnání deterministického a pravděpodobnostního přístupu. In *Spolehlivost konstrukcí 2012, SBRA - Simulation Based Reliability Assessment of Structures*. Plzeň: Západočeská univerzita, 2012. s. 71-74. ISBN: 978-80-261-0116-1 [Detail](#)

KESL, P., KAISER, J., MAREK, P. Porovnání mezní únosnosti keramicko-betonového překladu Vario-175 pravděpodobnostním přístupem. In *Spolehlivost konstrukcí 2012, SBRA - Simulation Based Reliability Assessment of Structures*. Plzeň: Západočeská univerzita, 2012. s. 81-85. ISBN: 978-80-261-0116-1 [Detail](#)

KESL, P., KAISER, J., MAREK, P. Pravděpodobnostní přístup k posouzení obloukové ocelové konstrukce. In *Spolehlivost konstrukcí 2012, SBRA - Simulation Based Reliability Assessment of Structures*. Plzeň: Západočeská univerzita, 2012. s. 75-79. ISBN: 978-80-261-0116-1 [Detail](#)

2010

PÁLKOVÁ, H., KESL, P. Centrum vodní zábavy ve Kdyni. In *Stavba roku 2010*. Praha: Vydavatelství Kabinet, 2010. s. 85-87.