

České vysoké učení technické v Praze
Fakulta stavební
Experimentální centrum
Studijní obor: Konstrukce a dopravní stavby



Numerická analýza materiálového modelu
cementového kompozitu

Numerical analysis of concrete composite
materiál model

Autor bakalářské práce: Jan Matějka
Vedoucí bakalářské práce: Ing. Jindřich Fornůsek, Ph.D.
Termín odevzdání práce: 5/2017

Čestné prohlášení:

Prohlašuji, že bakalářskou práci na téma „Numerická analýza modelu materiálového kompozitu“ jsem vypracoval samostatně a veškerou použitou literaturu a další prameny jsem řádně označil a uvedl v příloženém seznamu.

V Praze dne

podpis

Poděkování

Rád bych poděkoval vedoucímu své bakalářské práce panu Ing. Jindřichu Fornůskovi, Ph.D. za jeho odborné vedení při zpracování této práce.

Abstrakt

Účelem této práce bylo provedení numerické analýzy popisující chování speciálního vysokopevnostního drátkobetonu (UHPFRC) vyvinutého v Experimentálním centru na Fakultě stavební ČVUT v Praze při zkoušce v třibodovém ohybu na rázovém kyvadle. Výsledky z numerické analýzy provedené pro tři různé materiálové modely ve výpočetním softwaru LS-Dyna byly porovnávány s experimentálními výsledky naměřenými pro stejný materiál v minulosti. Bylo určeno, který z vytvořených materiálových modelů je pro simulaci chování UHPFRC při zatížení s velkými rychlostmi deformace nejvhodnější.

Klíčová slova: Concrete Damage Rel3, CSCM Concrete, LS-Dyna, Metoda konečných prvků, RHT, UHPFRC, Winfrith Concrete

Abstract

The purpose of this work was to perform a numerical analysis describing the behavior of ultra high performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC) developed in the Experimental Center at the Faculty of Civil Engineering of Czech Technical University in Prague during the three-point bend test on the impact pendulum. Numerical analysis results for three different material models in LS-Dyna computational software were compared with experimental results measured for the same material in the past. It was determined which of the created material models is best suited for simulation of the behavior of UHPFRC at load with high deformation rates.

Key words: Concrete Damage Rel3, CSCM Concrete, Finite element method, LS-Dyna, RHT, UHPFRC, Winfrith Concrete

Obsah

1	Úvod.....	1
1.1	Motivace	1
1.2	Cíle práce	1
1.3	Rozsah práce.....	2
2	Drátkobeton.....	2
2.1	Zkoumaný materiál.....	5
2.1.1	Chování při kvazistatickém zatěžování	5
2.1.2	Chování při rázovém zatěžování.....	6
3	Metoda konečných prvků.....	7
3.1	Energetické principy stavební mechaniky	7
3.1.1	Potenciální energie vnějších sil systému	8
3.1.2	Potenciální energie vnitřních sil systému	9
3.1.3	Celková potenciální energie systému a Lagrangeův princip jejího minima	10
3.1.4	Ritzova metoda	11
3.2	Základní princip metody konečných prvků.....	11
3.2.1	Statické deformační řešení.....	12
3.2.2	Dynamické deformační řešení.....	14
3.2.3	Implicitní metoda integrace.....	15
3.2.4	Explicitní metoda integrace	15
4	Výpočetní systém LS-Dyna	15
4.1	LS-PrePost.....	16
5	Materiálové modely pro cementový kompozit v knihovně LS-DYNA.....	17
5.1	Mat_Concrete_Damage_Rel3	18
5.1.1	Zohlednění vlivu rychlosti deformace	21
5.2	Mat_Winfrith_Concrete	21
5.3	Mat_CSCM (Mat_CSCM_Concrete).....	24

5.4	Mat_RHT	26
6	Kalibrace materiálových modelů zkoumaného materiálu.....	29
6.1	Experimentální rázová zkouška.....	30
6.2	3D model a jeho okrajové podmínky	32
6.2.1	Model zatěžovacího závaží.....	32
6.2.2	Model podpor	33
6.2.3	Formulace konečných prvků sítě	35
6.2.4	Využití symetrie úlohy	36
6.2.5	Velikost konečných prvků sítě	38
6.3	Numerická analýza pro materiálový model Mat_Concrete_Damage_Rel3	40
6.3.1	Zadání parametrů modelu	40
6.3.2	Výsledky.....	42
6.4	Numerická analýza pro materiálový model Mat_CSCM_Concrete.....	43
6.4.1	Zadání parametrů modelu	43
6.4.2	Výsledky.....	44
6.5	Numerická analýza pro materiálový model Mat_RHT	45
6.5.1	Zadání parametrů modelu	45
6.5.2	Výsledky.....	47
7	Závěr.....	48
7.1	Vyhodnocení numerické analýzy	48
7.2	Směřování dalšího výzkumu	51
7.3	Komplikace.....	51
	Použitá literatura	52
	Seznam obrázků	54
	Seznam tabulek	56

1 Úvod

1.1 Motivace

Pracovníci Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT vyvinuli speciální vysokohodnotný cementový kompozit s rozptýlenou výztuží tvořenou ocelovými drátky (UHPFRC). Tento kompozit se může dočkat svého využití především v oblasti ochrany bezpečnosti obyvatelstva. V Experimentálním centru byly z tohoto materiálu vytvořeny prototypy tenkých panelů, ze kterých lze za několik málo minut sestavit různé tvarové typy snadno přemístitelných bezpečnostních bunkrů. Nabízí se i možnost výroby odpadkových košů odolných proti výbuchu a podobně. Tenké panely z tohoto materiálu byly již dříve úspěšně testovány na odolnost proti nárazu projektilu. Plánují se i zkoušky na odolnost proti výbuchu. Takto speciální materiál má oproti běžným betonům velmi rozdílné vlastnosti a nelze ho zkoumat pouze experimentálně. Je nutné přistoupit i k numerickým analýzám, díky nimž budeme schopni lépe odhadnout chování materiálu v extrémních podmínkách.

1.2 Cíle práce

Obecným cílem je tedy vytvoření numerických modelů pro konkrétní případy extrémního namáhání konstrukcí ze zkoumaného UHPFRC. Způsoby namáhání, na jejichž účinky je tento kompozit určen, se vyznačují dynamičností a velkou rychlostí deformací. Moderní výpočetní softwary jako je LS-Dyna nabízí širokou knihovnu materiálových modelů určených pro numerické analýzy betonu. Které z těchto modelů však budou použitelné pro simulace chování drátkobetonu při dynamickém namáhání však není jasné. Jako kalibrační prostředek pro porovnávání věrnosti jednotlivých modelů poslouží experimentální zkouška v tříbodovém ohybu na rázovém kyvadle, kterou v rámci své bakalářské práce [6] provedl Petr Konrád.

Cílem mé bakalářské práce je tedy vytvoření modelu pro výpočetní systém LS-Dyna simulující rázovou zkoušku v ohybu pro vybrané materiálové modely. Na základě porovnání výsledků z reálné zkoušky a z numerické

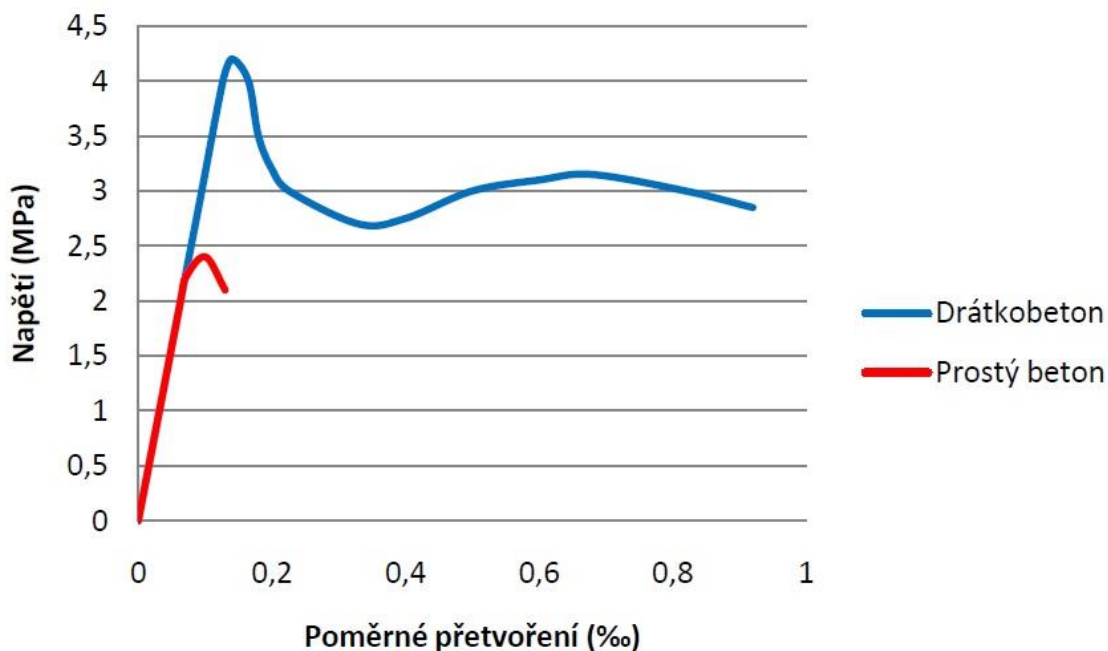
analýzy bude možné vyhodnotit, které materiálové modely jsou pro zkoumaný drátkobeton vhodné a které spíše nikoliv.

1.3 Rozsah práce

Práce je dělena do sedmi kapitol. Po úvodu objasňujícím motivaci, cíle a rozsah práce následuje rešerše, která se věnuje popisu zkoumaného materiálu. Popsány jsou hlavní rozdíly v chování běžného betonu a betonu s rozptýlenou výztuží z drátků. Jsou shrnuty vlastnosti zkoumaného UHPFRC na základě výsledků dříve prováděných experimentů. Třetí kapitola se věnuje metodě konečných prvků jakožto metodě výpočtu, která je využívána řešičem LS-Dyna. Jsou odvozeny a popsány základní principy této metody. Kapitola čtvrtá se věnuje přímo výpočetnímu softwaru použitému v této práci. Pátá, poslední teoretická, kapitola se zabývá použitými materiálovými modely z knihovny LS-Dyna. V tabulkách jsou shrnuty a popsány všechny parametry těchto materiálových modelů. Šestá kapitola popisuje samotný průběh a výsledky provedené numerické analýzy pro všechny použité materiálové modely. Sedmou kapitolu tvoří závěr práce, kde jsou vyhodnoceny výstupy z numerické analýzy a je konečně posouzena vhodnost jednotlivých materiálových modelů pro simulaci chování zkoumaného drátkobetonu.

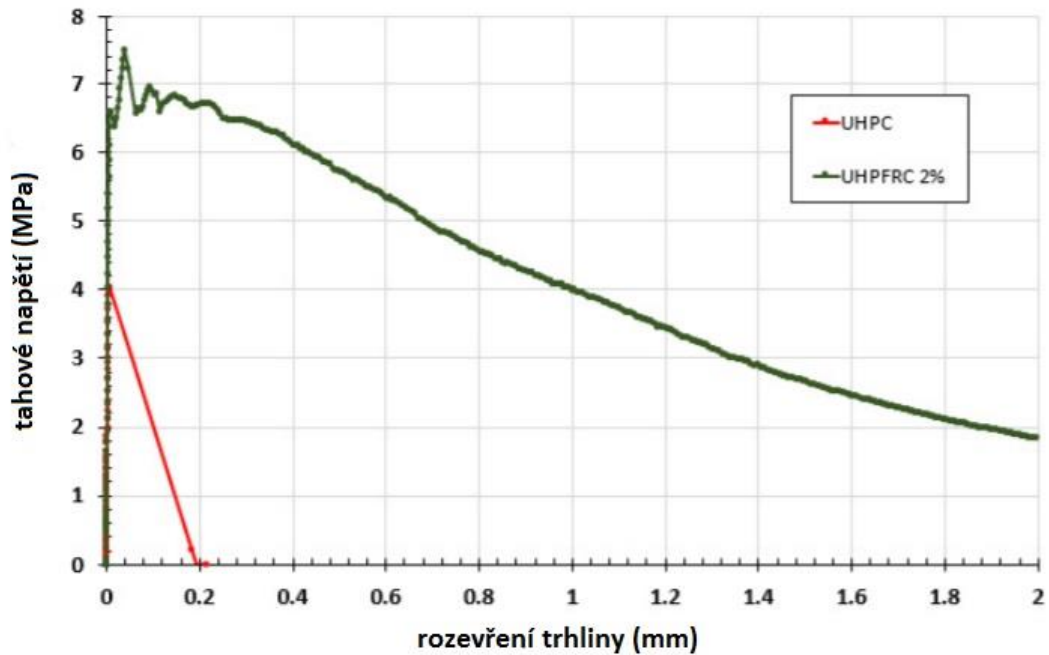
2 Drátkobeton

Drátkobeton je druh cementového kompozitu, u kterého jsou jako rozptýlená výztuž použity ocelové drátky. Obyčejný beton doplněný o rozptýlenou výztuž z ocelových drátků můžeme označovat jako FRC (Fiber-Reinforced Concrete). Drátkobeton dosahuje oproti obyčejnému betonu výrazně odlišných vlastností především při namáhání v tahu a v ohybu. Z porovnání pracovních diagramů prostého betonu a FRC v tahu (obr. 1) je patrná nejen větší tahová pevnost drátkobetonu způsobená oddálením rozvoje mikrotrhlin v jeho struktuře, ale hlavně i skutečnost, že přidané drátky zajišťují betonu poměrně výraznou houževnatost [2].



Obrázek 1: Pracovní diagram drátkobetonu a prostého betonu v tahu [2]

Pokud je o dostatečné množství rozptýlené výztuže z ocelových drátků doplněn vysokohodnotný beton bez přítomnosti kameniva většího než 4 mm a s vysokým obsahem křemičitého úletu, označujeme vzniklý kompozit jako UHPFRC (Ultra High Performance Fiber-Reinforced Concrete) [1]. Pevnost tohoto materiálu v jednoosém tlaku dosahuje hodnot přes 150 MPa. Stejný kompozit bez přítomnosti drátků nazýváme UHPC (Ultra High Performance Concrete). Rozdíly v chování UHPC a UHPFRC jsou velmi podobné jako v případě drátkobetonu a prostého betonu. Při tahovém napětí na mezi vzniku první trhliny dochází u nevyztuženého vysokopevnostního betonu k okamžitému poklesu přenášeného napětí a rychlému kolapsu vzorku. Oproti tomu beton obohacený o drátkovou výztuž je díky své houževnatosti schopen přenášet napětí i v průběhu významného rozevírání trhlin. Při rozevírání trhlin je napětí přenášeno přítomnými ocelovými drátky. Porovnání chování směsí UHPC a UHPFRC (s obsahem rozptýlené výztuže 2%) po vzniku první trhliny je dobře patrné z Obrázku 2.



Obrázek 2: Porovnání chování směsí UHPC a UHPFRC při zkoušce v prostém tahu po vzniku první trhliny [3]

V závislosti na množství rozptýlené výztuže, dalším složení kompozitu a také na způsobu namáhání (prostý tah/ohyb) lze v pracovních diagramech kompozitů UHPFRC a FRC v tahu po vzniku první trhliny sledovat oblast tahového změkčení, případně i oblast tahového zpevnění. Tímto jevem se ve své práci [4] podrobně zabývali Naaman a Reinhardt. Zavedli čtyři kategorie pro zařazení cementových kompozitů s vláknitou výztuží, dle jejich chování v prostém tahu a prostém ohybu. U kompozitů první kategorie dochází jak v tahu, tak v ohybu pouze ke změkčení. U druhé kategorie pozorujeme ohybové a u třetí i tahové zpevnění. Čtvrtá kategorie, obsahující materiály s vysokou schopností pohlcování energie, je poté definována Naamanem a Reinhardtem na základě jimi zavedeného parametru g , který představuje množství materiálem absorbované energie, před započítáním tahového změkčení [4]. Materiál zkoumaný v této práci byl P. Hálou v jeho diplomové práci [5] zařazen do třetí kategorie na základě výsledků zkoušek v jednoosém tahu a přibližného výpočtu parametru g .

2.1 Zkoumaný materiál

Je uvažován stejný materiál, který používal ve své bakalářské práci P. Konrád [6]. Jedná se o vysokopevnostní a ocelovými drátky vyztužený beton navržený v Experimentálním centru na Fakultě stavební ČVUT v Praze. Podíl vyztužení odpovídá dvěma procentům hmotnosti směsi. Ostatní složky jsou podobné jako u většiny dnes vyráběných vysokopevnostních betonů. Přítomen je cement, křemičitý písek, křemičitá moučka, mikrosilika, superplastifikátor a voda.

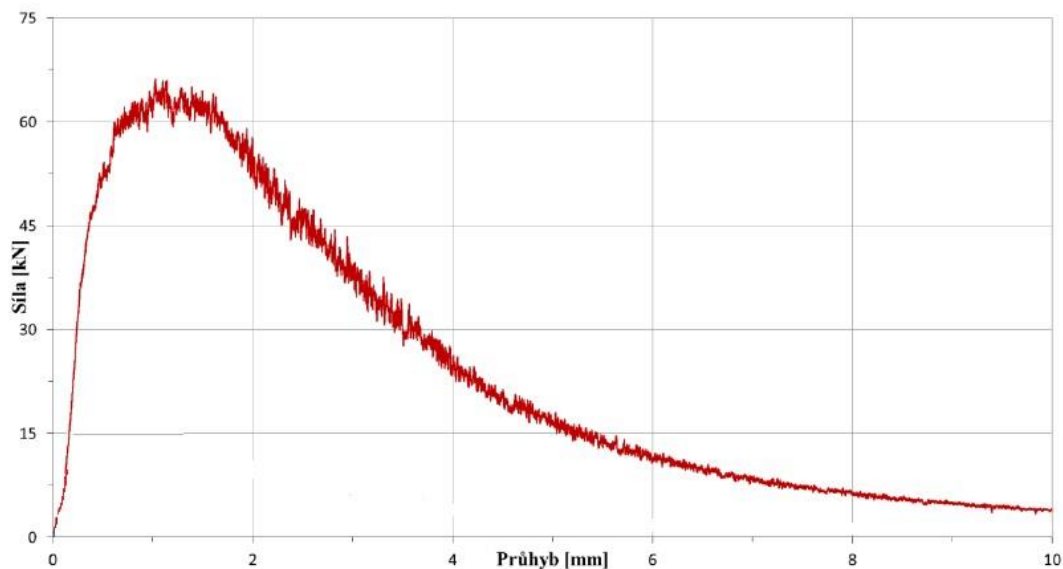
2.1.1 Chování při kvazistatickém zatěžování

Pevnostní charakteristiky materiálu zkoušel experimentálně ve své práci P. Konrád [6]. Výsledky jeho měření jsou shrnuty v Tabulce 1.

Pevnost v tahu ohybem	Pevnost v tlaku válcová	Pevnost v tlaku krychelná	Statický modul pružnosti	Poissonův součinitel
[MPa].	[MPa].	[MPa].	[GPa].	[-].
30,1	123,5	149,6	48,9	0,203

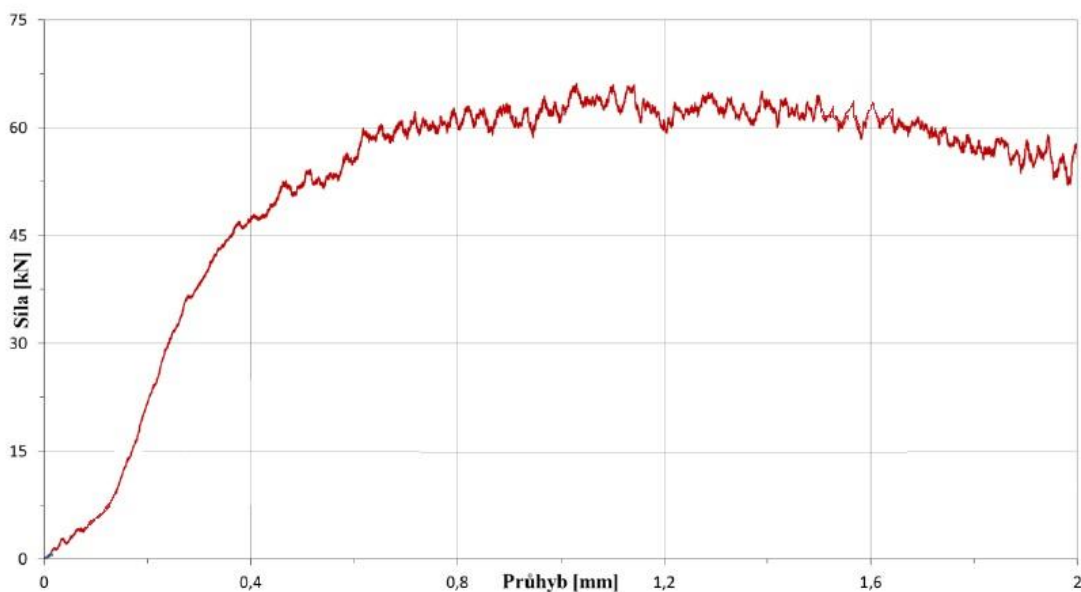
Tabulka 1: Pevnostní charakteristiky zkoumaného materiálu [6]

Pro pevnost v jednoosém tahu již dříve P. Máca, R. Sovják, T. Vavříník stanovili hodnotu 11,7 MPa [7]. Zkouškám tohoto materiálu v tahu za ohybu se ve své diplomové práci věnoval také T Vavříník [8].



Obrázek 3: Průběh síly v závislosti na průhybu při třibodovém ohybu směsi UHPFRC trávky velikosti 100 x 100 x 400 mm. [8]

Průběh působící síly při třibodovém ohybu v závislosti na průhybu je zaznamenán na Obrázku 3. Z obrázku 4 je dobře vidět ohybové zpevnění materiálu, ke kterému dochází po vzniku první trhliny.



Obrázek 4: Detail chování směsi UHPFRC při třibodovém ohybu po vzniku první trhliny pro trávky velikosti 100 x 100 x 400 mm [8].

2.1.2 Chování při rázovém zatěžování

Při rázovém zatížení hraje zásadní roly veličina označovaná jako rychlost deformace (strain rate, SR, [s⁻¹]), definována jako poměrné přetvoření

v čase. Při vyšší rychlosti deformace dochází u materiálu k nárůstu tlakové i tahové pevnosti. V případě tahu se tento jev projevuje v mnohem větší míře. Míru nárůstu pevnosti v závislosti na rychlosti deformace udává dynamický faktor rychlosti deformace (dynamic increase factor, DIF, [-]). M. Mára potvrdil, že u prostého betonu dochází při větších rychlostech zatěžování ke zmenšování plochy porušení. Trhlina nemá „dostatek času hledat“ cestu nejmenšího odporu a prochází v rámci vnitřní struktury materiálu i skrz oblasti s větší pevností, čímž je způsoben celkový nárůst pevnosti [9].

U zkoumané směs UHPFRC se zvýšení pevnosti při vyšších rychlostech zatěžování projevuje poměrně výrazně. Experimentální zkoušky na rázovém kyvadle prováděli P. Konrád a P. Hála [6], [5]. Právě s výsledky jejich měření budou porovnávány hodnoty získané z numerických modelů v této práci (viz kapitola 4). P. Konrád na základě experimentálního porovnání odezvy materiálu na kvazistatické a rázové zatížení stanovil hodnotu DIF pro předmětný materiál přibližně rovnou 2,7 [6].

3 Metoda konečných prvků

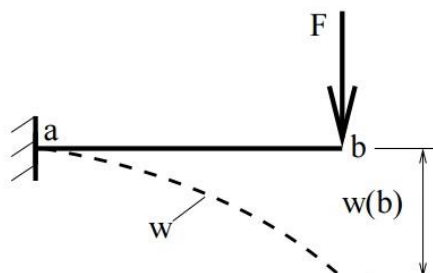
Základní princip této obecné numerické metody je znám již od poloviny dvacátého století. Jedná se o metodu univerzální, která je schopna obsáhnout i velmi složité a komplexní problémy. Je využívána nejen ve staticce a dynamice těles, ale i pro úlohy vedení tepla, proudění tekutin, elektromagnetických polí a mnohé další. Díky snadné algoritmizovatelnosti se dočkala velkého rozmachu společně s rozvojem výpočetní techniky. Na metodě konečných prvků je dnes založena celá řada softwarů běžně používaných v inženýrské praxi, včetně programu LS-DYNA použitého v této práci.

3.1 Energetické principy stavební mechaniky

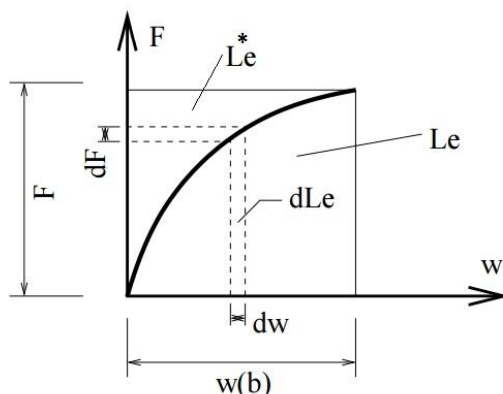
Algoritmus metody konečných prvků v úlohách stavební mechaniky pracuje s potenciální energií systému.

3.1.1 Potenciální energie vnějších sil systému

Systémem myslíme konstrukci včetně na ní působícího zatížení a okrajových podmínek. Uvažujme konzolu zatíženou osamělou silou F působící na jejím konci. Působící síla způsobí průhyb w (Obr. 5,6).



Obrázek 5: Konzola zatížená osamělou silou [10].



Obrázek 6: Vztah mezi zatížením a posunem [10].

Síla F působící na dráze w vykonala práci L_e . Na limitně malé části dráhy dw tedy vykonala práci dL_e .

$$dL_e = F(w) dw. \quad (1)$$

Práci vykonané na celé dráze odpovídá plocha pod křivkou, platí:

$$L_e = \int_0^w F(w) dw. \quad (2)$$

Doplňková neboli komplementární práce vnějších sil L_e^* se rovná ploše nad křivkou. Můžeme si jí představit jako práci „brzdící síly“ F^* na dráze w nebo jako práci nutnou k navrácení konstrukce zpět do původní nedeformované polohy [10]. Zjevně platí:

$$L_e^* = \int_0^F w(F) dF. \quad (3)$$

Nyní si situaci zjednodušíme a uvažujeme lineárně pružnou odezvu konstrukce podle Obrázku 7. V tomto případě platí vztah označovaný jako Clapeyronova věta:

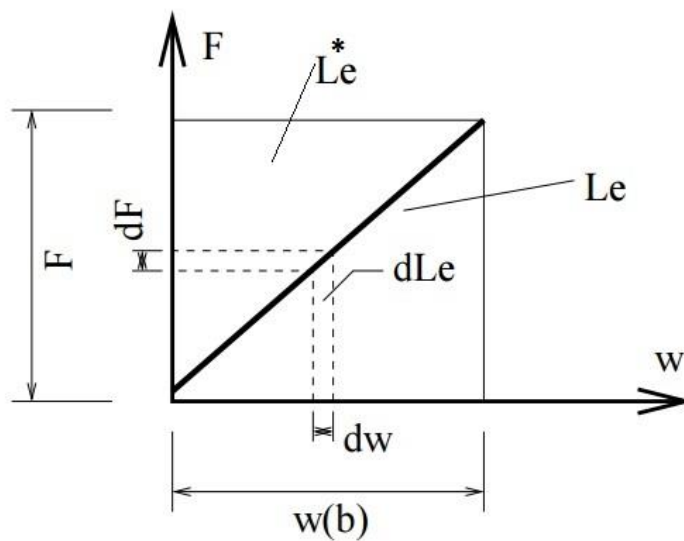
$$L_e = \frac{1}{2} F w. \quad (4)$$

Je také zřejmé:

$$L_e^* = L_e = \frac{1}{2} F w. \quad (5)$$

Celková potenciální energie vnějších sil Π_e je tedy rovna:

$$\Pi_e = - (L_e^* + L_e) = - F w. \quad (6)$$



Obrázek 7: Vztah mezi zatížením a posunem při uvažování lineárně pružné odezvy materiálu [10].

Znaménko minus se v rovnici (6) objevuje kvůli konvenci. Práce vnitřních sil je uvažována kladná, práce sil vnějších musí být uvažována v opačném smyslu [11]. Obecný maticový zápis téže rovnice má tvar:

$$\Pi_e = - \int_V \mathbf{X}^T \mathbf{r} dV - \int_S \mathbf{p}^T \mathbf{r} dS, \quad (7)$$

kde \mathbf{X} a \mathbf{p} jsou vektory zatížení, \mathbf{r} je vektor posunutí k nim příslušejícím. V je objem a S povrch tělesa.

3.1.2 Potenciální energie vnitřních sil systému

Práci vnitřních sil zapíšeme pomocí vztahu napětí a odpovídajících poměrných deformací. Pro jednoduchost budeme rovnou uvažovat lineárně

pružné chování materiálu (Obr. 8). Pro práce normálových napětí W_σ a smykových napětí W_ε platí:

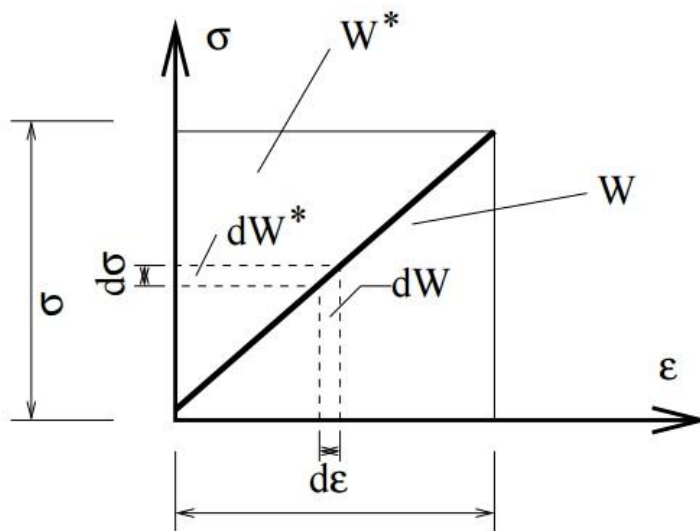
$$W_\sigma = \frac{1}{2} \sigma \varepsilon \quad (8)$$

$$W_\varepsilon = \frac{1}{2} \tau \gamma \quad (9)$$

Potenciální energie vnitřních sil lze tedy obecně maticově zapsat ve tvaru:

$$\Pi_i = \frac{1}{2} \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\sigma} dV = \frac{1}{2} \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T \mathbf{D} \boldsymbol{\varepsilon} dV, \quad (10)$$

kde $\boldsymbol{\sigma}$ je matice napětí a \mathbf{D} je matice tuhosti materiálu.



Obrázek 8: Vztah mezi napětím a poměrnou deformací při uvažování lineárně pružné odezvy materiálu [10].

3.1.3 Celková potenciální energie systému a Lagrangeův princip jejího minima

Celková potenciální energie systému je rovna součtem potenciální energie sil vnějších Π_e a potenciální energie sil vnitřních Π_i . Lagrangeův princip minima potenciální energie říká, že ze všech přípustných deformačních stavů tělesa nastane právě ten, který má minimální celkovou potenciální energii systému [12]:

$$\Pi = \Pi_e + \Pi_i = \min \quad (11)$$

3.1.4 Ritzova metoda

Z rovnice (11) vychází Ritzova metoda. Je známo, že funkce dosahuje extrému v místě s nulovou derivací. Π není funkce, ale funkcionál, hledáme tedy funkci w popisující průhybovou čáru konstrukce, která splňuje podmínku:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial w} = 0. \quad (12)$$

Hledanou funkci w Ritz aproximoval ve tvaru:

$$w_n(x) = \sum_{i=1}^n a_i \psi_i, \quad (13)$$

kde a_i jsou hledané konstanty a ψ_i jsou aproximační funkce. Důležitá je volba aproximačních funkcí. Volíme je vždy tak, aby splňovali okrajové podmínky úlohy. Podobnost funkčních hodnot se zajistí výpočtem konstant a_i pomocí soustavy n rovnic:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial a_i} = 0. \quad (14)$$

Okrajovými podmínkami v úlohách stavební mechaniky míníme deformační podmínky v místech podpor [11]. Z použití aproximačních funkcí vyplývá, že Ritzova metoda je stejně jako metoda konečných prvků metodou přibližnou.

3.2 Základní princip metody konečných prvků

Řešenou konstrukci rozdělíme na síť menších oblastí s jednoduchým tvarem. Skutečnost, že vnitřní energie Π je skalární veličina, nám umožňuje počítat její hodnoty Π_j na těchto malých oblastech, takzvaných konečných prvcích. Celková potenciální energie systému je pak jednoduše dána součtem potenciálních energií jednotlivých prvků:

$$\Pi = \sum_{j=1}^n \Pi_j. \quad (15)$$

V převedení problému na velmi malé prvky s jednoduchými okrajovými podmínkami tkví největší výhoda metody konečných prvků. Pro konečné prvky jsme schopni snadno algoritmizovat volbu aproximačních funkcí ψ_i . Aby byla zajištěna přesnost řešení, musí aproximační funkce splňovat podmínky spojitosti a úplnosti [12].

Další postup řešení je stejný jako například v Ritzově metodě:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial w_i} = 0, \quad (16)$$

kde w_i je veličina, kterou hledáme. V úlohách stavební mechaniky se většinou setkáme s deformační (posunovou) variantu řešení založenou na Lagrangeově principu, u které jsou primárními neznámými deformace [11].

3.2.1 Statické deformační řešení

Pro názornost bude metoda výpočtu demonstrována pro 1D prvek – osově namáhaný prut dle Obrázku 9.



Obrázek 9: 1D konečný prvek

Každému ze dvou uzlů prvku lze přiřadit jeho posun u . Uzlové parametry lze tedy pro prvek zapsat:

$$\{\mathbf{u}\} = \{u_1, u_2\}^T. \quad (17)$$

Geometrická rovnice má tvar:

$$\{\varepsilon_x\} = \frac{\partial}{\partial x} \{\mathbf{u}\}. \quad (18)$$

Při předpokladu izotropního a lineárně pružného materiálu platí fyzikální rovnice dle Hookova zákona:

$$\{\sigma_x\} = [\mathbf{E}] \{\varepsilon_x\}. \quad (19)$$

Neznámá posunutí $\{\mathbf{u}\}$ musíme nyní pro další výpočet aproximovat vhodnými funkcemi. Dle Ženíška [13] je pro zajištění přesných výsledků nutné volit úplné polynomy n -tého stupně. Dále platí, že počet konstant polynomu musí být roven počtu neznámých deformačních veličin na prvku. V našem případě, kdy jsme omezeni na použité pouze dvou konstant, tedy přichází v úvahu pouze lineární aproximace. Posun libovolného bodu uvažovaného konečného prvku aproximujeme:

$$u(x) = a_1 + a_2 x. \quad (20)$$

Maticově:

$$\{\mathbf{u}\} = [1 \quad x] \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix}. \quad (21)$$

Dosadíme do rovnice (18):

$$\{\varepsilon_x\} = \frac{\partial}{\partial x} [1 \quad x] \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad (22)$$

a zjednodušíme:

$$\{\varepsilon_x\} = [0 \quad 1] \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix}. \quad (23)$$

Výhodnější je místo neznámých koeficientů a_1 a a_2 pracovat s uzlovými posuny u_1 a u_2 . Víme, že mezi nimi platí vzájemný vztah [12]:

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 \\ 1 & x_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix}. \quad (24)$$

Ze vztahu (24) vyjádříme vektor neznámých koeficientů a , použijeme inverzní matici a dosadíme do vztahu (23):

$$\{\varepsilon_x\} = [0 \quad 1] \begin{bmatrix} \frac{x_2}{x_2-x_1} & \frac{-x_1}{x_2-x_1} \\ \frac{-1}{x_2-x_1} & \frac{1}{x_2-x_1} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix}. \quad (25)$$

Celková potenciální energie soustavy je rovná součtu potenciální energie vnitřních a vnějších sil. Dle odvození v kapitole 3.1 platí:

$$\Pi = \frac{1}{2} \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T \mathbf{D} \boldsymbol{\varepsilon} dV - \int_V \mathbf{X}^T \mathbf{r} dV - \int_S \mathbf{p}^T \mathbf{r} dS, \quad (26)$$

kde vektor \mathbf{r} je pro nás vektor uzlových posunutí u_1 a u_2 .

Do této rovnice můžeme dosadit za $\boldsymbol{\varepsilon}$ dle rovnice (25):

$$\begin{aligned} \Pi = & \frac{1}{2} \{u_1 \quad u_2\} \int_V \begin{bmatrix} \frac{x_2}{x_2-x_1} & \frac{-1}{x_2-x_1} \\ \frac{-x_1}{x_2-x_1} & \frac{1}{x_2-x_1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} [E] [0 \quad 1] \begin{bmatrix} \frac{x_2}{x_2-x_1} & \frac{-x_1}{x_2-x_1} \\ \frac{-1}{x_2-x_1} & \frac{1}{x_2-x_1} \end{bmatrix} dV \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} - \\ & \int_V \mathbf{X}^T dV \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} - \int_S \mathbf{p}^T dS \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix}. \end{aligned} \quad (27)$$

Totéž ve zkráceném zápise:

$$\Pi = \frac{1}{2} \mathbf{r}^T \mathbf{K} \mathbf{r} - \mathbf{F}^T \mathbf{r}, \quad (28)$$

kde \mathbf{K} je matice tuhosti konečného prvku [11]:

$$\mathbf{K} = A \int_0^L \begin{bmatrix} \frac{x_2}{x_2-x_1} & \frac{-1}{x_2-x_1} \\ \frac{-x_1}{x_2-x_1} & \frac{1}{x_2-x_1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} [E] [0 \quad 1] \begin{bmatrix} \frac{x_2}{x_2-x_1} & \frac{-x_1}{x_2-x_1} \\ \frac{-1}{x_2-x_1} & \frac{1}{x_2-x_1} \end{bmatrix} dx. \quad (29)$$

U našeho prvku platí:

$$x_1 - x_2 = L. \quad (30)$$

Uvnitř integrálu v rovnici (29) jsou samé konstanty, můžeme je vytknout. Po integraci, násobení matic a dosazení vztahu (30) dostáváme pro matici tuhosti K:

$$K = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & \frac{-EA}{L} \\ \frac{-EA}{L} & \frac{EA}{L} \end{bmatrix}, \quad (31)$$

což je totožná matice tuhosti jako v deformační metodě.

Pokud na vztah pro vnitřní energii (28) aplikujeme Lagrangeův variační princip popsán rovnicí (12). Tedy pokud jej zderivujeme a položíme rovnou nule, dostáváme obecně platný vztah:

$$K r - \mathbf{F} = \mathbf{0}, \quad (32)$$

$$K r = \mathbf{F}. \quad (33)$$

Rozepsáno pro náš konečný prvek:

$$\begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & \frac{-EA}{L} \\ \frac{-EA}{L} & \frac{EA}{L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{Bmatrix}. \quad (34)$$

Vyřešením soustavy lineárních rovnic získáváme hledané hodnoty pro posuny u_1 a u_2 [12].

3.2.2 Dynamické deformační řešení

Při dynamickém způsobu řešení vstupuje do problému čas. Funkcí času je jak vektor posunutí, tak vektor zatížení. Navíc dle D’Lambertova principu na hmotný bod působí vedle vnitřních a vnějších sil i síly setrvačné a tlumící. Rovnici (33) musíme doplnit [14]:

$$K r(t) + C \dot{r}(t) + M \ddot{r}(t) = \mathbf{F}(t), \quad (35)$$

Kde C je matice útlumu, M je matice hmotnosti a t je čas.

Je patrné, že tentokrát už si se soustavou lineárních rovnic nevystačíme, je třeba řešit rovnice diferenciální. Pro řešení těchto rovnic se používá buď implicitní, nebo explicitní metoda integrace. Výpočetní program LS-Dyna používá obě metody [15].

3.2.3 Implicitní metoda integrace

Implicitní metodou integrace zjistíme všechny neznámé veličiny v čase t_{n+1} , pokud za určitého předpokladu známe hodnoty veličin v čase t_0, t_1, \dots, t_n . Časový krok je roven:

$$\Delta t = t_{n+1} - t_n. \quad (36)$$

Pohybová rovnice v čase $n+1$ vypadá [16]:

$$\mathbf{K} \mathbf{r}(n+1) + \mathbf{C} \dot{\mathbf{r}}(n+1) + \mathbf{M} \ddot{\mathbf{r}}(n+1) = \mathbf{F}(n+1). \quad (37)$$

K řešení této rovnice používá řešič implementovaný v programu LS-Dyna Newmarkovu metodu [15].

Implicitní metoda konečných prvků je vhodná pro statické a pomalejší dynamické problémy. Časový krok se pohybuje od 0,0001 do 0,01 sekund. Některé silně dynamické problémy, jako je například zatížení rázem, ale vyžadují časový krok kratší a je pro ně vhodnější zvolit explicitní metodu integrace [16].

3.2.4 Explicitní metoda integrace

Pro výpočet jevů za vysokých rychlostí bývají používány explicitní metody integrace. Program LS-Dyna využívá metodu centrálních diferencí, bez iterací v rámci časového kroku [15]. Aby byla zajištěna stabilita metody, je zapotřebí velmi krátkého časového kroku. Délka časového kroku se pohybuje v nanosekundách. Pro problémy vyžadující delší dobu simulace není tato metoda z důvodu dlouhého výpočetního času vhodná.

4 Výpočetní systém LS-Dyna

LS-DYNA, produkt firmy LSTC (Livermore Software Technology Corporation), je v současné době jeden z nejpoužívanějších výpočetních softwarů používaných na dynamické výpočty. Je založen na metodě konečných prvků. Hojného využití se dočkal v automobilovém, leteckém a dalších typech především strojního průmyslu. Své využití ovšem jistě nalézá i v průmyslu stavebním.

Program LS-DYNA, ačkoliv lze použít i jako implicitní řešič, je určen především na řešení úloh pomocí explicitní integrace pohybových rovnic. Program je tedy primárně zaměřen na silně nelineární úlohy, při kterých

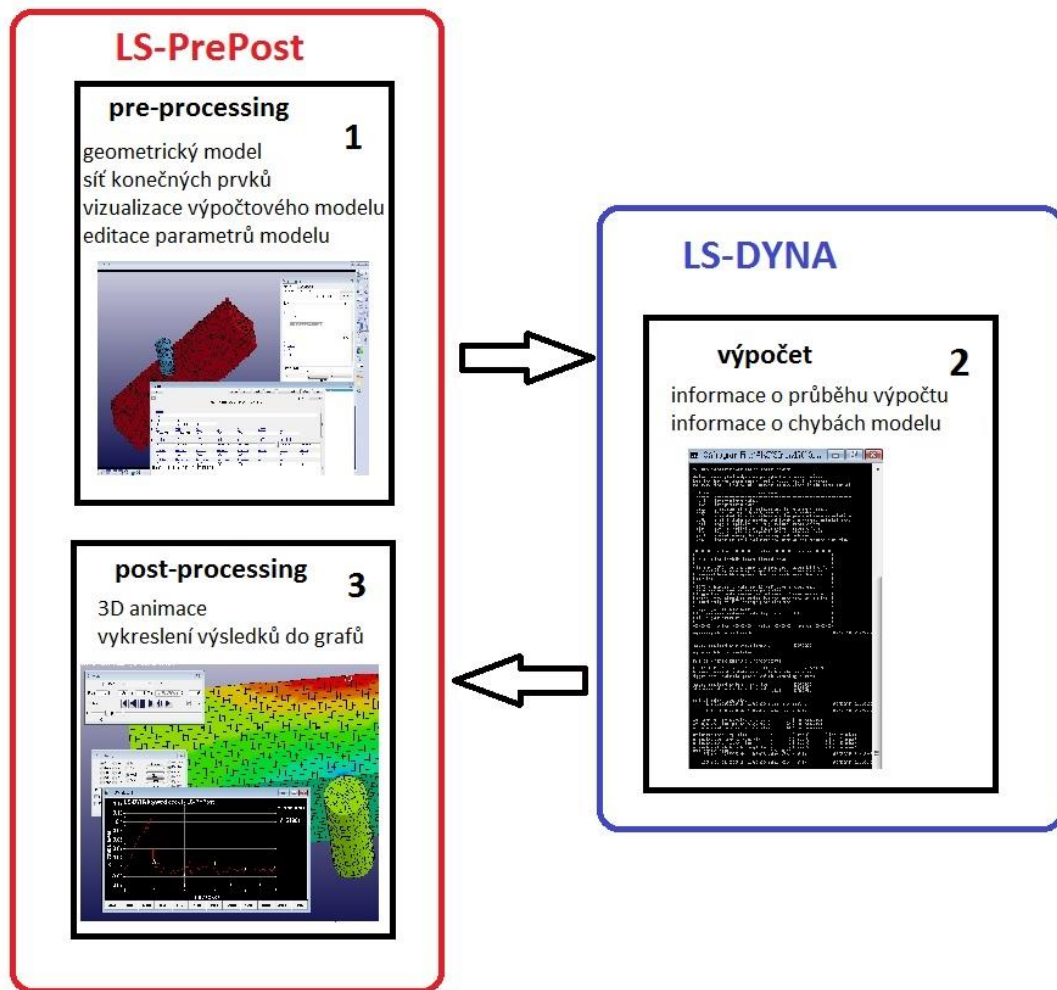
dochází k velkým deformacím v krátkém časovém úseku či rychlým změnám okrajových podmínek. Jako typické využití programu uvedme například simulaci automobilových crash testů, vývoj automobilových bezpečnostní prvků (zejména airbagů) nebo simulaci metod průmyslové výroby (válcování, lisování). Software je využíván i pro úlohy proudění kapalin a plynů, úlohy elektromagnetického pole a mnohé další. [17] Program kromě nelineárních fyzikálních dějů a rychlých dynamických dějů umí řešit i úlohy statické. Pro statické výpočty potřebné pro běžnou stavební praxi je ale program příliš obecný a zbytečně komplexní. Na tyto výpočty používají statici v České republice i v zahraničí jednodušší a specializované softwary.

V rámci Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT je vyvíjen cementový kompozit, který by měl odolat nárazu projektilu nebo i výbuchu. Problematika výbuchu je právě jedna z těch vysoce nelineárních. Během velmi krátkého časového okamžiku dochází k obrovským energetickým přenosům a velkým deformacím. Programu LS-DYNA umožňuje tuto úlohu velmi přesně simulovat a podrobně řešit. Výpočetní systém LS-DYNA navíc disponuje rozsáhlou materiálovou základnou. Celkem lze vybírat z více než 200 materiálů. Pro beton je k dispozici celá řada materiálových modelů včetně modelů nelineárních, které nevykazují ideálně lineární chování v čase [18]. V rámci ČVUT dostupná licence, výše popsaná specializace na dynamické nelineární úlohy a v neposlední řadě právě širší nabídky v knihovně materiálů byli hlavní důvody pro volbu tohoto softwaru pro numerickou analýzu v rámci této bakalářské práce.

4.1 LS-PrePost

LS-Prepost je oficiální rozšiřující program pro výpočetní systém LS-DYNA. Je rovněž vyvinut firmou LSTC, je šířen s volnou licencí. Je určen pro přípravu vstupních (pre-processing) a následnou analýzu výstupních (post-processing) souborů programu. Schéma řešení problému ve výpočetním systému LS-DYNA pomocí programu LS-Prepost je znázorněno na Obrázku 10. Vstupní soubor programu LS-DYNA vytvořený v programu LS-PrePost má příponu *.k. K editaci tohoto souboru je možné použít i běžný textový editor,

ve kterém lze soubor upravovat pomocí změn parametrů funkčních karet [19].



Obrázek 10: Schéma řešení úlohy ve výpočetním systému LS-DYNA

5 Materiálové modely pro cementový kompozit v knihovně LS-DYNA

Rozsáhlá materiálová knihovna programu LS-DYNA nabízí minimálně dvanáct materiálových modelů, kterými lze simulovat chování betonu. Patří mezi ně [18]:

- *MAT_SOIL_AND_FOAM (5)
- *MAT_SOIL_AND_FOAM_FAILURE (14)
- *MAT_PSEUDO_TENSOR (16)
- *MAT_GEOLOGIC_CAP_MODEL (25)
- *MAT_CONCRETE_DAMAGE (72)

- *MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3 (72R3)
- *MAT_WINFRITH_CONCRETE (84/85)
- *MAT_BRITTLE_DAMAGE (96)
- *MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CONCRETE (111)
- *MAT_SCHWER_MURRAY_CAP_MODEL (145)
- *MAT_CSCM (159)
- *MAT_RHT (272)

Číslo v závorce za názvem modelu udává číselné označení materiálu v rámci knihovny výpočetního softwaru LS-DYNA. Na základě odborných článků [20], [21] a [22] byly pro tuto práci jako vhodné zvoleny tučně vyznačené materiálové modely číslo 72R3, 84/85, 159 a 272. Ve všech případech se jedná o nelineární materiálové modely.

5.1 Mat_Concrete_Damage_Rel3

Tento materiálový model s typovým označením 72R3 bývá většinou nazýván The Karagozian&Case (K&C) Concrete Model - Release III (dále jen KCC). Je primárně určen pro simulaci chování betonu při nelineární analýze impulzivně zatížených železobetonových konstrukcí. Jedná se o tří-invariantní model používající tři podmínky smykového porušení. Zahrnut je vliv rychlosti deformace na mechanické vlastnosti betonu. Erozi je do modelu nutno dodefinovat zvlášť. Mat_Concrete_Damage_Rel3 lze použít pouze pro konečné prvky typu SOLID, to znamená jen pro 3D modely. Vychází z materiálového modelu číslo 16: MAT_PSEUDO_TENSOR [18].

Uživatel zadává materiálovému modelu KCC parametry sepsané v Tabulce 2, sestavené na základě oficiálního manuálu LS-DYNA [18].

označení:	význam:	poznámka:
MID	Identifikační číslo materiálu	
RO	Objemová hmotnost	
PR	Poissonovo číslo	Možno nechat vygenerovat.
FT	Pevnost v jednoosém tahu	Možno nechat vygenerovat.

A0	Parametr smykového porušení / pevnost v jednoosém tlaku	Doporučenou alternativou je dosadit místo parametru A0 hodnotu pevnosti v jednoosém tlaku se záporným znaménkem. Tato volba aktivuje schopnost modelu automaticky generovat parametry.
A1	Parametr smykového porušení	Možno nechat vygenerovat.
A2	Parametr smykového porušení	Možno nechat vygenerovat.
B1	Parametr tlakového porušení	Možno nechat vygenerovat.
OMEGA	Frakční roztažnost	Možno nechat vygenerovat.
A1F	Koeficient porušení na mezi zbytkové pevnosti	Možno nechat vygenerovat.
Sλ	Parametr tažnosti	Možno nechat vygenerovat.
NOUT	Volba výstupu pro efektivní plastickou deformaci	Možno nechat vygenerovat.
EDROP	Parametr úpadku roztažnosti	Možno nechat vygenerovat.
RSIZE	Převodní faktor pro jednotku délky	Place/uživatelem používaná jednotka
UCF	Převodní faktor pro jednotku napětí	Libra síly na čtverečný palec (psi)/ uživatelé používaná jednotka
LCRATE	Identifikační číslo křivky udávající vztah pro zohlednění vlivu rychlosti deformace	
LOCWID	Trojnásobek maximální velikosti zrna kameniva	Možno nechat vygenerovat.
NPTS	Počet hodnot λ a η	Hodnot musí být vždy 13
λ_1 - λ_{13}	Hodnoty funkce porušení	Společně s hodnotami η_1 - η_{13} tvoří křivku. Možno nechat vygenerovat.

B3	Koeficient porušení při tříosém tahu	Možno nechat vygenerovat.
A0Y	Koeficient porušení na mezi vzniku plastických deformací	Možno nechat vygenerovat.
A1Y	Koeficient porušení na mezi vzniku plastických deformací	Možno nechat vygenerovat.
$\eta_1 - \eta_{13}$	Parametry měřítka pro funkci porušení	Společně s hodnotami $\lambda_1 - \lambda_{13}$ tvoří křivku. Možno nechat vygenerovat.
B2	Exponent měřítka pro tahové porušení	Možno nechat vygenerovat.
A2F	Koeficient porušení na mezi zbytkové pevnosti	Možno nechat vygenerovat.
A2Y	Koeficient porušení na mezi vzniku plastických deformací	Možno nechat vygenerovat.

Tabulka 2: Parametry materiálového modelu KCC

Přímo v oficiálním manuálu k výpočetnímu softwaru LS-DYNA od firmy LSTC [18] je na místo parametru A0 zadat zápornou hodnotu pevnosti materiálu v prostém tlaku $-f_c$. Tato volba aktivuje automatickou generaci většiny parametrů modelu (viz Tab. 2). Uživatel se poté u každého takového parametru může rozhodnout zadat hodnotu nula a ponechat tak řešič počítat s automaticky generovanou hodnotou nebo zadat hodnotu vlastní.

Parametry, které nejsou automaticky generovány, a uživatel je pro zdárný průběh výpočtu musí fakticky zadat, jsou pouze identifikační číslo materiálu, objemová hmotnost, pevnost betonu v prostém tlaku a identifikační číslo křivky udávající vztah pro zohlednění vlivu rychlosti deformace.

5.1.1 Zohlednění vlivu rychlosti deformace

Pokud se uživatel rozhodne vliv rychlosti deformace na mechanické vlastnosti materiálu nezohlednit, zadá místo identifikačního čísla křivky jako parametr LCRATE nulu nebo jej nevyplní. Takové řešení je vhodné pro kvazistatické úlohy. Pokud je rychlost zatěžování větší, je vhodné tento jev zohlednit. K tomu je třeba ve vstupním souboru definovat křivku udávající závislost koeficientu smykové pevnosti na efektivní rychlosti deformace. Koeficient smykové pevnosti má tedy pro různé hodnoty rychlosti deformace různou velikost, čímž právě může být zohledněn nárůst pevnosti materiálu pro větší rychlosti zatěžování. Platí, že hodnota koeficientu smykové pevnosti pro nulovou rychlost deformace musí být rovna jedné. Křivka je definována od záporných hodnot efektivní rychlosti deformace pro tah do hodnot kladných pro tlak. Koeficient smykové pevnosti je vždy zadáván s kladným znaménkem [18], [19].

5.2 Mat_Winfrith_Concrete

Materiálový model s typovým označením 84 a 85 používaný pro simulaci chování prostého i vyztuženého betonu byl vytvořený Broadhousem a Neilsonem už v roce 1987 a od té doby byl mnohokrát podroben srovnávání s experimentálními výsledky a následně upravován. Jedná se o model takzvaných rozetřených trhlin a rozetřené výztuže založený na Ottosenově podmínce plasticity. Funkční je v rámci řešiče LS-DYNA pouze pro konečné prvky typu SOLID s osmi uzly a jedním integračním bodem (krychle, kvádry). Použití pro 2D úlohy tedy není možné. Typ 84 umožňuje oproti typu 85 i zohlednění změny mechanických vlastností materiálu pro větší rychlosti deformace [18], [23].

Uživatel zadává Winfrith modelu parametry sepsané v Tabulce 3, sestavené na základě oficiálního manuálu LS-DYNA [18].

označení:	význam:	poznámka:
MID	Identifikační číslo materiálu	
RO	Objemová hmotnost	

TM	Počáteční tangenciální modul pružnosti	
PR	Poissonovo číslo	
UCS	Pevnost v jednoosém tlaku	
UTS	Pevnost v jednoosém tahu	
FE	Lomová energie	Pokud RATE=1, zadává se místo lomové energie šířka trhliny, pro kterou klesne tahové napětí na nulu.
ASIZE	Poloměr maximálního zrna kameniva	
E	Youngův modul pružnosti výztuže	Má význam pouze pro železobeton.
YE	Mez kluzu výztuže	Má význam pouze pro železobeton.
EH	Modul zpevnění výztuže	Má význam pouze pro železobeton.
UELONG	Mezní poměrné dprotažení výztuže	Má význam pouze pro železobeton.
RATE	Parametr určující existenci vlivu rychlosti deformace na vlastnosti materiálu	RATE=0: typ 84 → uvažován vliv rychlosti deformace. RATE=1: typ 85 → bez vlivu rychlosti deformace.
CONM	Parametr pro převod jednotek hmotnosti.	Kilogram/uživatelem používaná jednotka. Uživatel může rovněž vybrat z nabídky jednotek pro hmotnost, délku a čas pomocí volby -1 až -5.
CONL	Parametr pro převod jednotek délky.	metr/uživatelem používaná jednotka. Pokud je parametr CONM záporný, je tento parametr ignorován.
CONT	Parametr pro převod jednotek času.	sekunda/uživatelem používaná jednotka. Pokud je parametr CONM záporný, je tento parametr ignorován.
EPS1- EPS8	Hodnoty objemové deformace.	Možno nechat implementované výchozí hodnoty.
P1 - P8	Hodnoty tlaku.	Možno nechat implementované výchozí hodnoty.

Tabulka 3: Parametry materiálového modelu Winfrith Concrete

Parametry EPS1 –EPS8 jsou zadávány jako přirozený logaritmus relativního objemu:

$$EPS_i = \ln\left(\frac{V_i}{V_0}\right), \quad (38)$$

kde V_i je objem ve stadiu i a V_0 je původní objem. Pro tlakové namáhání jsou tyto hodnoty záporné. Parametry P1-P8 se zadávají s kladným znaménkem a udávají hodnoty tlaku v jednotlivých stádiích. Hodnoty EPS a P společně definují křivku sloužící pro určení stavu hydrostatické napjatosti v materiálu [18], [19], [24].

Pokud uživatel zadá všechny hodnoty EPS i P jako nula, pro výpočet je použita výchozí křivka. Výchozí hodnoty parametrů EPS (objemová deformace – Volumetric Strain) a P (tlak – Pressure) implementované v programu LS-DYNA udává Tabulka 4.

Volumetric Strain	Pressure
-p1/K	1.00xp1
-0.002	1.50xp1
-0.004	3.00xp1
-0.010	4.80xp1
-0.020	6.00xp1
-0.030	7.50xp1
-0.041	9.45xp1
-0.051	11.55xp1
-0.062	14.25xp1
-0.094	25.05xp1

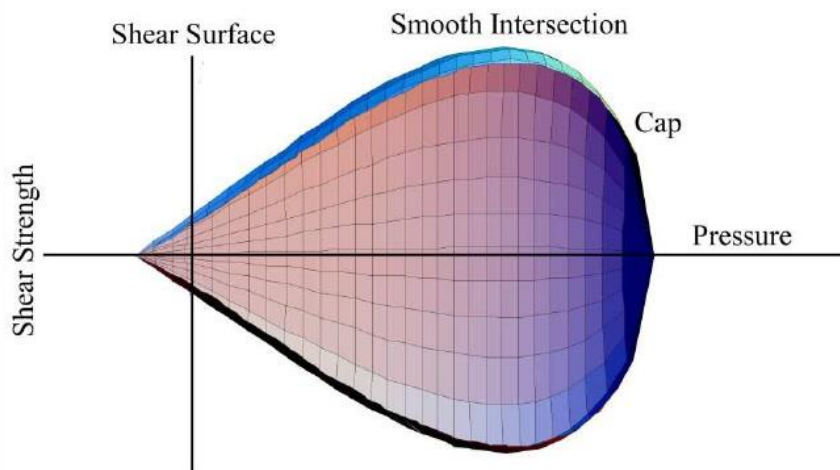
Tabulka 4: Výchozí hodnoty objemové deformace a tlaku pro materiálový model Winfrith Concrete [18].

V této práci bylo od použití tohoto materiálového modelu nakonec upuštěno. Důvodem je právě neznalost hodnot EPS a P pro zkoumaný drátkobeton. Zběžná analýza ukázala, že použití výchozích hodnot dle Tabulky 4 není možné. Tyto výchozí hodnoty popisují chování běžného betonu, pro zkoumaný kompozit by bylo potřeba zadat hodnoty jiné. Kalibrace tohoto modelu na základě výsledků experimentů by byla jistě

možná, ale přesahuje rozsah této práce a může být předmětem dalšího výzkumu.

5.3 Mat_CSCM (Mat_CSCM_Concrete)

Materiálový model CSCM s typovým označením 159 je k dispozici pouze pro 3D konečné prvky typu SOLID. Je založen na podmínce plasticity skládající se z podmínky smykového porušení a podmínky zpevnění. V rovině hlavních napětí lze podmínku znázornit jako plochu ohraničenou hladkou křivkou (viz. Obr. 11). Vliv rychlosti deformace je modelován pomocí visko-elastoplastických článků [18].



Obrázek 11: Podmínka plasticity pro model CSCM znázorněná v rovině hlavních napětí [18].

Uživatel má v případě materiálu CSSM možnost definovat vlastní materiál, kterému následně zadá veškeré vlastnosti. Pro tuto volbu je třeba ve vstupním souboru programu LS-DYNA zadat *MAT_CSCM. Druhou možností je zadat *MAT_CSCM_CONCRETE. V tom případě bude uživatel zadávat pouze pevnost betonu v jednoosém tlaku a pár dalších parametrů a zbytek si program sám dopočítá na základě znalosti běžných vlastností betonu. Při zpracování praktické části této práce se ukázalo, že je tato volba omezena pro pevnosti v tlaku o maximální hodnotě 95 MPa.

Přestože cementový kompozit zkoumaný v této práci má pevnost v tlaku vyšší než limitních 95 MPa, bude při numerické analýze použita volba *MAT_CSCM_CONCRETE s tím, že pevnost v tlaku bude ponížena na 95 MPa.

Tato skutečnost samozřejmě značně ovlivní spočtené výsledky. Správnější řešení by bylo použít volbu *MAT_CSCM a veškeré parametry definovat uživatelsky. Tolik informací ale bohužel o zkoumaném drátkobetonu nemáme a ladění takového modelu je mimo rozsah této bakalářské práce.

Uživatel zadává modelu CSCM ve variantě CONCRETE parametry sepsané v Tabulce 5, sestavené na základě oficiálního manuálu LS-DYNA [18].

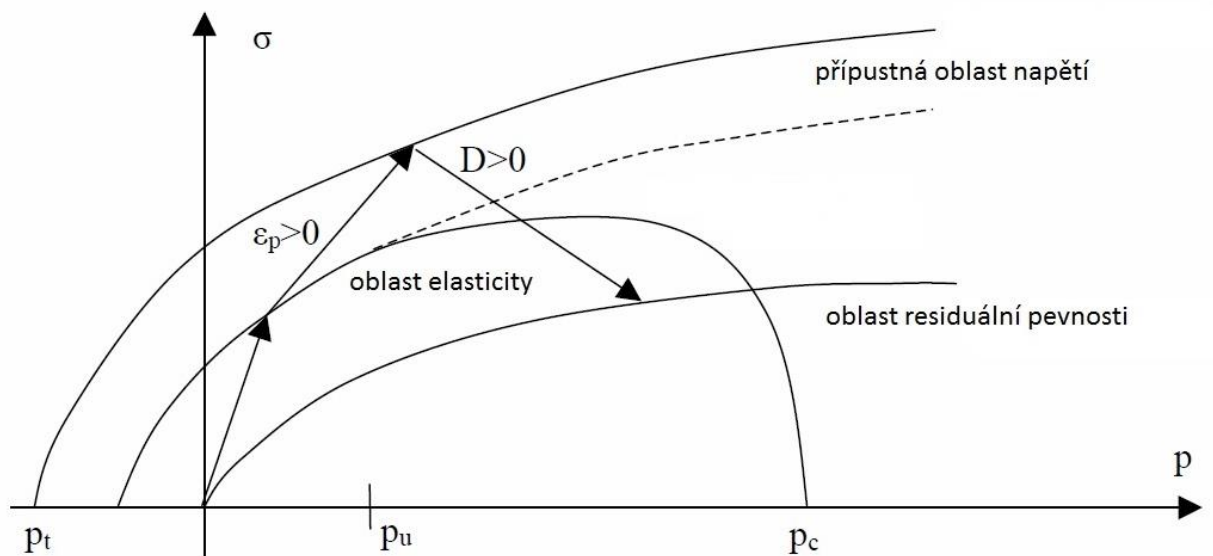
označení:	význam:	poznámka:
MID	Identifikační číslo materiálu	
RO	Objemová hmotnost	
NPLOT	Volba výstupní komponenty	Parametr určuje, která komponenta se ve výstupním souboru zobrací ve své závislosti na čase. Je na výběr ze sedmi možností.
INCRE	Maximální hodnota přírůstku poměrné deformace při subinkrementaci.	Možno nechat vygenerovat.
IRATE	Vliv rychlosti deformace.	IRATE=0: rychlost deformace neovlivňuje mechanické vlastnosti materiálu. IRATE=1: rychlost deformace ovlivňuje mechanické vlastnosti materiálu
ERODE	Parametr pro nastavení porušování materiálu	ERODE<1: eroze materiálu je vypnuta. ERODE=1: k erozi prvku dochází bez závislosti na poměnou deformaci prvku, pokud je parametr poškození > 0,99. ERODE>1: k erozi prvku dochází, když parametr poškození > 0,99 a zároveň maximální poměrná deformace překročí hodnotu ERODE-1.
RECOV	Součinitel degradace modulu pružnosti v tlaku pro cyklické zatěžování	RECOV=0: bez degradace modulu pružnosti RECOV ∈ (0;1): částečná degradace RECOV=1: degradace na základě křehkého porušení
IRETRC	Parametr pro nastavení stahování funkce podmínky zpevnění	ITRETRC=0: funkce se nestahuje ITRETRC=1: funkce se stahuje

PRED	Počáteční hodnota poškození	PRED $\in (0;1)$
FPC	Pevnost jednoosém tlaku	
DAGG	Maximální velikost zrna kameniva	
UNITS	Parametr pro nastavení používaných jednotek	UNITS=4: základní jednotky SI

Tabulka 5: Parametry materiálového modelu CSCM typ Concrete

5.4 Mat_RHT

Materiálový model RHT pojmenovaný po svých tvůrcích (Riedel, Hiermaier, Thoma) [25] je v programu LS-DYNA implementován jako typ 272. Je definován na základě tří oblastí vymezujících za trojosé napjatosti přípustné stavy materiálu. Jedná se o oblast elasticity, přípustnou oblast napětí a oblast residuální (zbytkové) pevnosti.



Obrázek 12: oblasti limitních napětí a zatěžovací scénář pro materiálový model RHT [26]

Typický zatěžovací scénář probíhá dle šipek na obrázku 12. Materiálový model se chová elasticky až po dosažení okraje oblasti elasticity. Za hranicí této oblasti se začne materiál plasticky deformovat ($\epsilon_p > 0$). Tento jev je doprovázen zpevněním materiálu. Jakmile napětí dosáhne při dalším

zatěžování hranice přípustné oblasti napětí, začne docházet k poškozování materiálu ($D > 0$). Tato hranice by se tedy dala označit za mez porušení. S dalším nárůstem plastické deformace tedy narůstá i míra poškození materiálu. Pro poškozovaný materiál už neplatí závislost na rychlosti zatěžování. Chování už závisí pouze na smykové pevnosti [26], [27].

Uživatel zadává RHT modelu parametry sepsané v Tabulce 6, sestavené na základě oficiálního manuálu LS-DYNA [18].

označení:	význam:	poznámka:
MID	Identifikační číslo materiálu	
RO	Objemová hmotnost	
SHEAR	Modul pružnosti ve smyku	Možno nechat vygenerovat.
ONEMPA	Parametr pro převod jednotek tlaku/ nastavení automatického generování parametrů	Hodnota 1MPa v uživatelem zvolených jednotkách. ONEMPA<0: spuštění automatického generování parametrů. ONEMPA= -1: parametry generovány v základních jednotkách SI. Kterýkoliv parametr může být uživatelem přepsán.
EPSF	Míra plastického přetvoření při erozi prvku	Možno nechat vygenerovat.
B0	Parametr pro polynomickou stavovou rovnici (EOS)	Možno nechat vygenerovat.
B1	Parametr pro polynomickou stavovou rovnici (EOS)	Možno nechat vygenerovat.
T1	Parametr pro polynomickou stavovou rovnici (EOS)	Možno nechat vygenerovat.
A	Parametr meze poškození	Možno nechat vygenerovat.
N	Parametr meze poškození	Možno nechat vygenerovat.
FC	Pevnost v prostém tlaku	

FS*	Relativní smyková pevnost	Možno nechat vygenerovat. $FS^*=FS/FC$
FT*	Relativní tahová pevnost	Možno nechat vygenerovat. $FT^*=FT/FC$
Q0	Koeficient vlivu zatěžovacího úhlu	Možno nechat vygenerovat.
B	Koeficient vlivu zatěžovacího úhlu	Možno nechat vygenerovat.
T2	Parametr pro polynomicke stavovou rovnici (EOS)	Možno nechat vygenerovat.
EOC	Referenční rychlost deformace pro tlak	Možno nechat vygenerovat.
EOT	Referenční rychlost deformace pro tah	Možno nechat vygenerovat.
EC	Zlomová rychlost deformace pro tlak	Možno nechat vygenerovat.
ET	Zlomová rychlost deformace pro tah	Možno nechat vygenerovat.
BETAC	Exponent vlivu rychlosti deformace pro tlak	Možno nechat vygenerovat. BETAC=0: bez vlivu rychlosti deformace
BETAT	Exponent vlivu rychlosti deformace pro tah	Možno nechat vygenerovat. BETAT=0: bez vlivu rychlosti deformace.
PTF	Součinitel vlivu zatížení na plastické tečení v tahu	Možno nechat vygenerovat.
GC*	Parametr meze elasticity v tlaku	Možno nechat vygenerovat.
GT*	Parametr meze elasticity v tahu	Možno nechat vygenerovat.

XI	Faktor redukce smykového modulu	Možno nechat vygenerovat.
D1	Parametr poškození	Možno nechat vygenerovat.
D2	Parametr poškození	Možno nechat vygenerovat.
EPM	Minimální poškozená zbytková deformace	Možno nechat vygenerovat.
AF	Parametr meze zbytkové pevnosti	Možno nechat vygenerovat.
NF	Parametr meze zbytkové pevnosti	Možno nechat vygenerovat.
GAMMA	Gruneisenův parametr γ	Možno nechat vygenerovat.
A1	Hugoinotův polynomický koeficient	Možno nechat vygenerovat.
A2	Hugoinotův polynomický koeficient	Možno nechat vygenerovat.
A3	Hugoinotův polynomický koeficient	Možno nechat vygenerovat.
PEL	Napětí při drcení	Možno nechat vygenerovat.
PCO	Napětí při zhutnění	Možno nechat vygenerovat.
NP	Exponent pórovitosti	Možno nechat vygenerovat.
ALPHA	Počáteční pórovitost	Možno nechat vygenerovat.

Tabulka 6: Parametry materiálového modelu RHT

6 Kalibrace materiálových modelů zkoumaného materiálu

V této kapitole je popsán průběh a výsledky numerické analýzy modelu vysokohodnotného ocelovými drátky vyztuženého cementového kompozitu (UHPFRC) navrženého v Experimentálním centru na Fakultě stavební ČVUT v Praze. Veškeré výpočty byly realizovány ve výpočetním softwaru LS-DYNA od firmy LSTC, jehož akademická licence je v rámci Experimentálního centra dostupná. Práce se vstupními a výstupními soubory (pre-processing a post-processing) proběhla v programu LS-PrePost. Některé editace vstupních

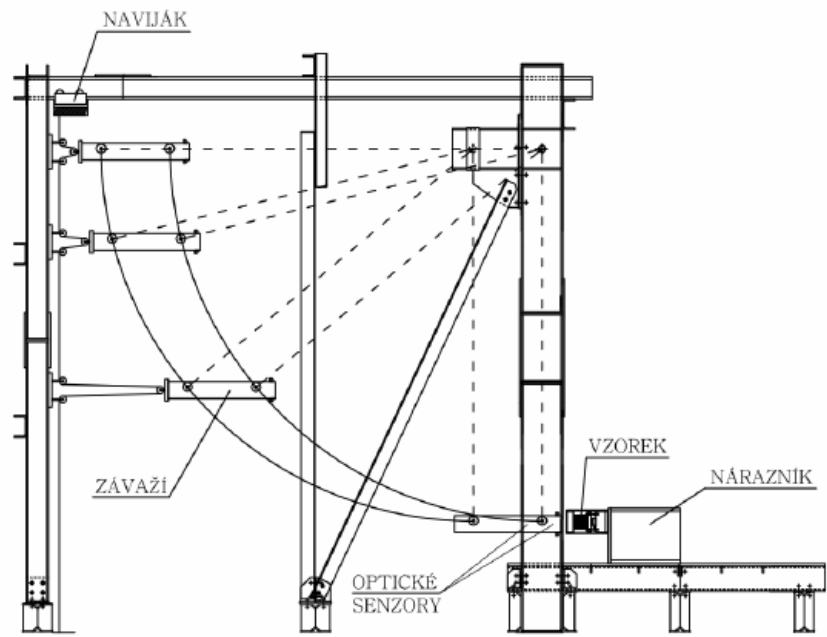
souborů byli učiněny přímo v textových souborech pomocí programu Poznámkový blok.

Prvním cílem numerické analýzy je kalibrace vybraných materiálových modelů pro konkrétní zkoumaný materiál a přiblížení se k experimentálním výsledkům naměřeným v minulosti. Vybrané materiálové modely včetně zdůvodnění jejich výběru jsou popsány v kapitole 5. Druhým cílem je vzájemné porovnání použitých materiálových modelů a vyhodnocení jejich vhodnosti pro zkoumaný UHPFRC.

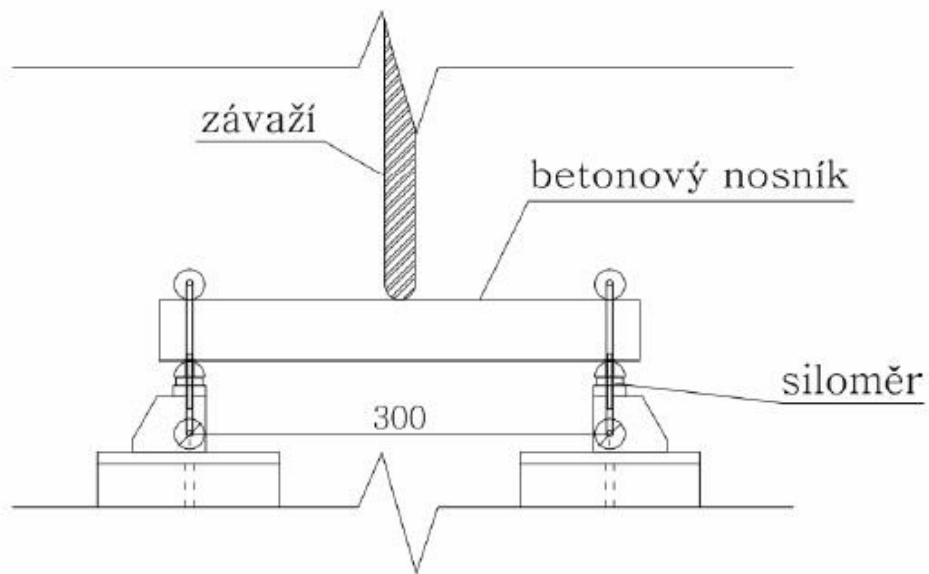
6.1 Experimentální rázová zkouška

Jelikož je řešič LS-DYNA zaměřený primárně na silně dynamické úlohy vyžadující explicitní metodu integrace (viz. kapitola 3.2.4), byla pro kalibraci a porovnávání modelů zvolena zkouška zatížení rázem v tříbodovém ohybu na rázovém kyvadle sestaveném v Experimentálním centru, kterou pro zkoumaný kompozit v roce 2015 experimentálně provedl a ve své bakalářské práci [6] vyhodnotil Petr Konrád.

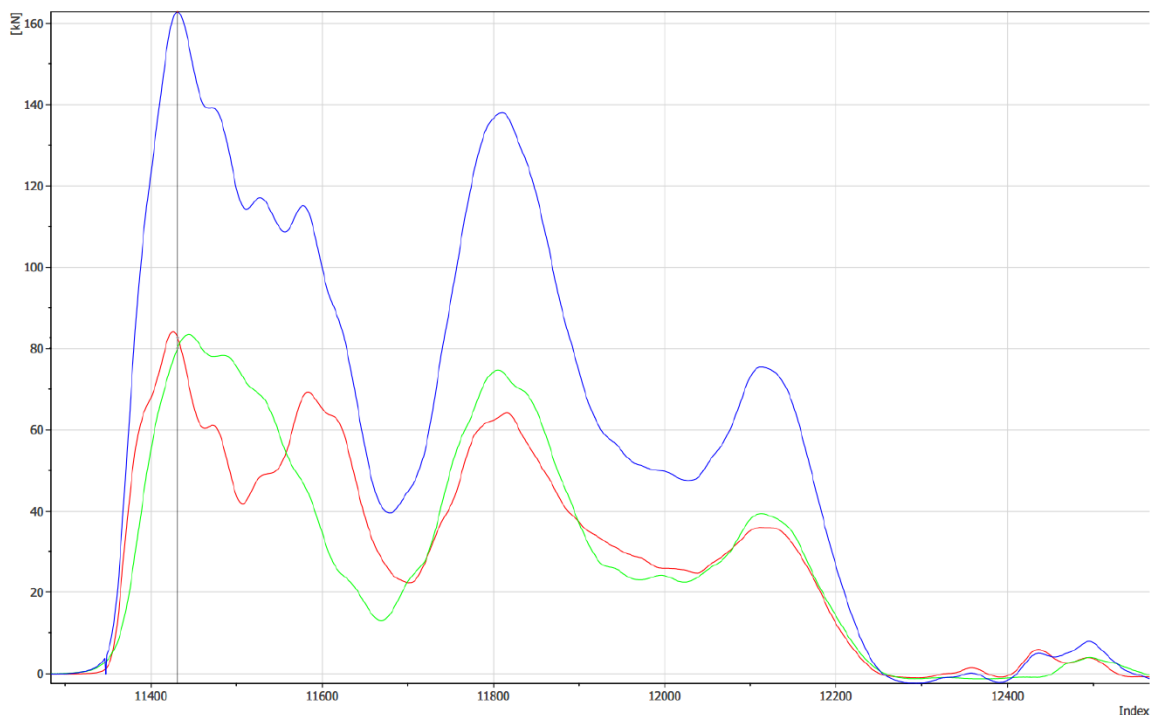
Schéma přístroje, na němž byly experimenty provedeny, je na obrázcích 13 a 14. Vzorek byl upnutý v místě dvou krajních podpor. Rozpětí činilo 300 mm. Ocelové závaží působící uprostřed mělo hmotnost 37 kg a bylo vypouštěno z výšek 30-100 cm. Masivní konstrukce celého mechanismu zajišťovala dostatečnou tuhost, aby docházelo k minimálnímu ovlivnění výsledků. Vyhodnocovány byly naměřené údaje ze siloměrů tvořících podpory vzorků. Naměřené hodnoty představují reakce podpor a sečtení obou reakcí zákonitě dá sílu, kterou na vzorek působilo závaží. Průběh reakcí v čase je zaznamenán na Obrázku 15, kde červená a zelená křivka znázorňují průběh levé a pravé reakce a modrá křivka jejich součet [6].



Obrázek 13: Schéma rázového kyvadla [6].



Obrázek 14: Detail upevnění vzorku v rázovém kyvadle [6].



Obrázek 15: Typický záznam průběhu reakcí v čase zjištěný experimentálně [6].

6.2 3D model a jeho okrajové podmínky

Cílem tedy bylo ve vstupním souboru editovaném v programu LS-PrePost co možná nejpřesněji simulovat podmínky experimentální zkoušky popsané v kapitole 6.1. Byla vymodelována 3D síť konečných prvků typu SOLID. Rozměr sítě je shodný s rozměry zkušební vzorku při experimentální zkoušce: 400x100x100mm.

6.2.1 Model zatěžovacího závaží

Zatěžovací závaží, které při skutečné zkoušce bylo podlouhlého tvaru, bylo pro jednoduchost simulováno dokonale tuhým (MAT_RIGID) válečkem s poloměrem 2 cm. Objemová hmotnost tohoto válečku byla nastavena jako $2,944 \cdot 10^5$, což výpočtu dle vzorce:

$$\rho = \frac{m}{\pi r^2 l} \quad (39)$$

kde ρ je objemová hmotnost, r (20mm) je poloměr a l (100mm) délka válečku. Za hmotnost válečku m byla dosazena hodnota 37 kg, což je hmotnost závaží při experimentu.

Závaží bylo z důvodu úspory výpočetního času v modelu vymodelováno v bezprostřední blízkosti vzorku a byla mu přidělena

počáteční rychlost ve směru y v závislosti na výšce, ze které bylo závaží při reálné zkoušce na kyvadle vypuštěno. Zároveň byly pro zatěžovací váleček zakázány posuny ve všech ostatních směrech a všechna natočení. Počáteční rychlost závaží v_y byla vypočtena ze zákona zachování mechanické energie:

$$v_y = \sqrt{2gh}, \quad (40)$$

kde h je výška vypuštění závaží a g je gravitační zrychlení. Tabulka 7 vyjadřuje zadávané počáteční rychlosti v modelu zatěžovacího válečku v závislosti na simulované výšce vypuštění závaží v reálné experimentální zkoušce na kyvadle.

Mezi závažím a vzorkem byl nastaven kontakt typu CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE dle oficiálního manuálu LS-DYNA [28].

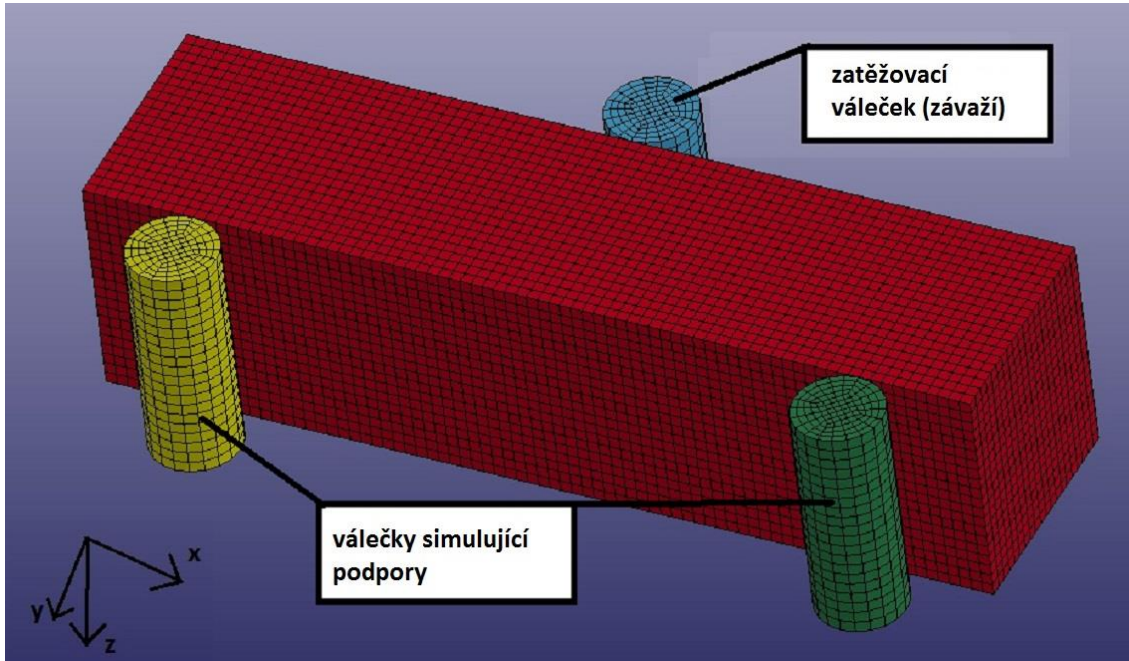
Simulovaná výška vypuštění [m]:	0,3	0,4	0,45	0,5	0,55	0,6	0,65	0,7	0,75	1
Nastavená počát. rychlost [m/s]:	2,426	2,801	2,971	3,132	3,285	3,431	3,571	3,706	3,836	4,429

Tabulka 7: zadávané počáteční rychlosti závaží.

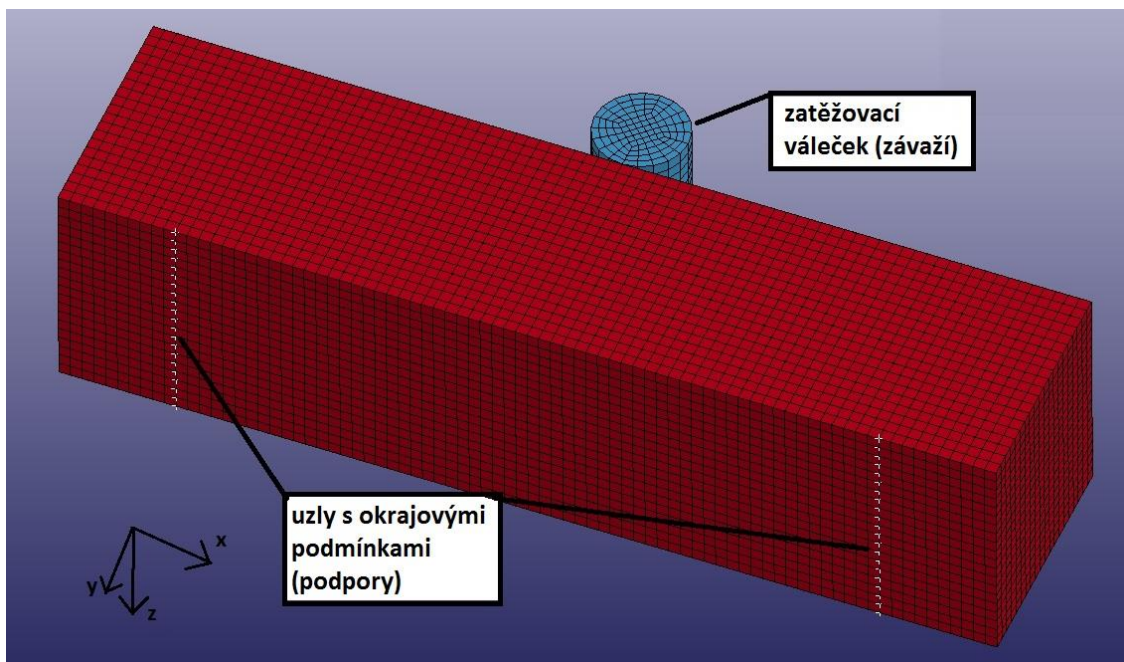
6.2.2 Model podpor

Podpory byly vymodelovány na obou stranách 50mm od kraje vzorku tak, aby rozpětí bylo požadovaných 300mm. Byly zvažovány dva způsoby modelování podpor. První zvažovaný způsob (obr. 16) je vymodelovat podpory pomocí dokonale tuhých (MAT_RIGID) válečků se zakázanými posuny ve všech směrech a následně nastavit kontakt typu CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE mezi vzorkem a podporami. Pro vyhodnocení by v tomto případě byly jako reakce použity síly přenesené v kontaktu. Druhým způsobem (obr. 17), který program LS-DYNA také umožňuje je vymodelovat podpory přímo nastavením okrajových podmínek pro příslušné uzly sítě představující vzorek z cementového kompozitu. Při tomto způsobu je pro příslušné uzly zakázáno posunutí ve směru y (směr působení zatížení) a ve směru z (druhý kolmý směr na osu vzorku). Povoleno zůstává posunutí ve směru x (směr osy vzorku) i všechna

natočení. Řada uzlů s takto nastavenými okrajovými podmínkami představuje jednu podporu. Za celkovou hodnotu příslušné reakce v tomto případě uvažujeme součet hodnot reakčních sil ze všech uzlů v dané řadě. Během numerické analýzy se ukázalo, že druhý uvedený způsob je pro účely této práce vhodnější a byl tedy použit pro všechny materiálové modely.



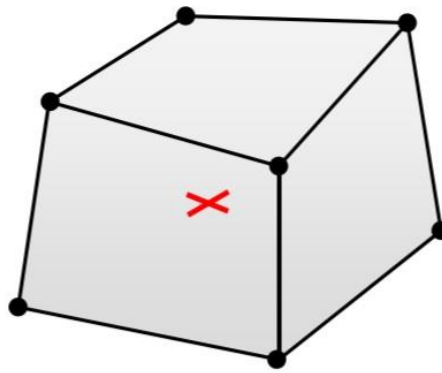
Obrázek 16: Podpory modelovány pomocí válečků



Obrázek 17: Podpory modelovány pomocí okrajových podmínek příslušných uzlů.

6.2.3 Formulace konečných prvků sítě

Všechny materiálové modely zkoumané v této práci jsou v řešiči LS-DYNA funkční pouze pro 3D konečné prvky typu SOLID (viz. Kapitola 5). Pro tyto prvky můžeme definovat jejich formulaci, čímž nastavíme jejich tvar a předpoklady pro na nich probíhající integrální výpočty. Na výběr je z tvarů kvádr (krychle), čtyřstěn a pětistěn. Formulace konečných prvků se nastavuje ve vstupním souboru pomocí parametru SECTION_SOLID_ELFORM. Na základě odborného článku [29] byla po zvážení konkrétních aspektů řešeného úkolu zvolena formulace ELFORM=1.



Obrázek 18: Zvolená formulace konečného prvku (ELFORM=1) [29].

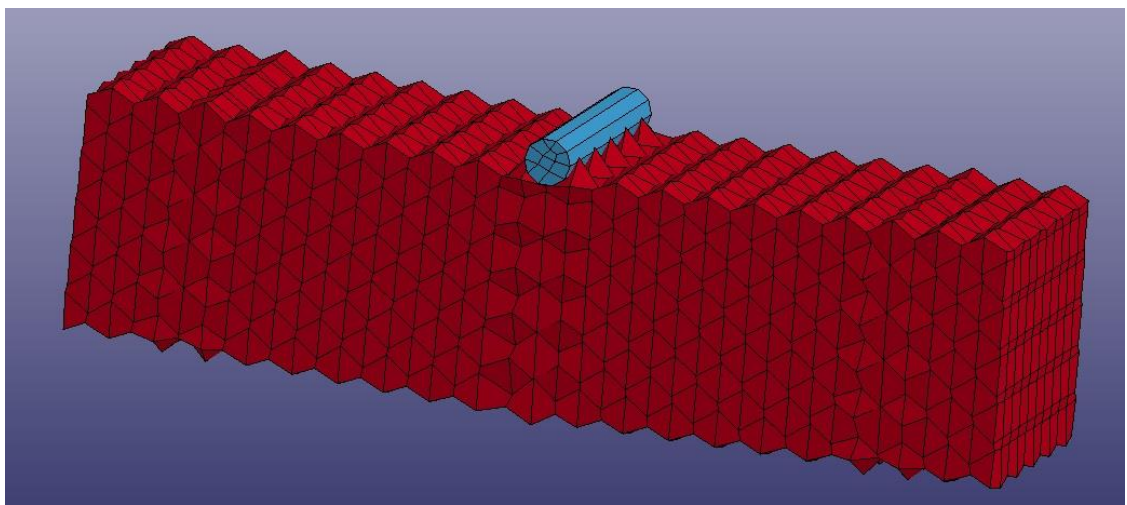
Formulace konečných prvků ELFORM=1 má následující vlastnosti [29]:

- konečné prvky mají tvar kvádr (krychle)
- konečné prvky mají pouze jediný bod integrace, který leží uprostřed
- v celém objemu konečném prvku je stejné napětí
- prvek může být deformován ve více směrech
- oproti ostatním formulacím má nižší nároky na výpočetní čas
- je nutné nastavit stabilizaci pro hourglassing

Hourglassing modes jsou módy deformace, které mají nulovou energii. Jedná se o matematické stavy, které nejsou fyzikálně možné. K nežádoucí deformaci tohoto typu v prostorových úlohách dochází právě při redukované jednobodové integraci u osmiuzlových šestistěnnů. Ke snížení hodnoty hourglass energie napomáhá definování jemnější sítě a absence

lokálních zatížení[5], [15]. V některých případech je navíc nutné upravit i některé parametry modelu a provést tak stabilizaci pro hourglassing.

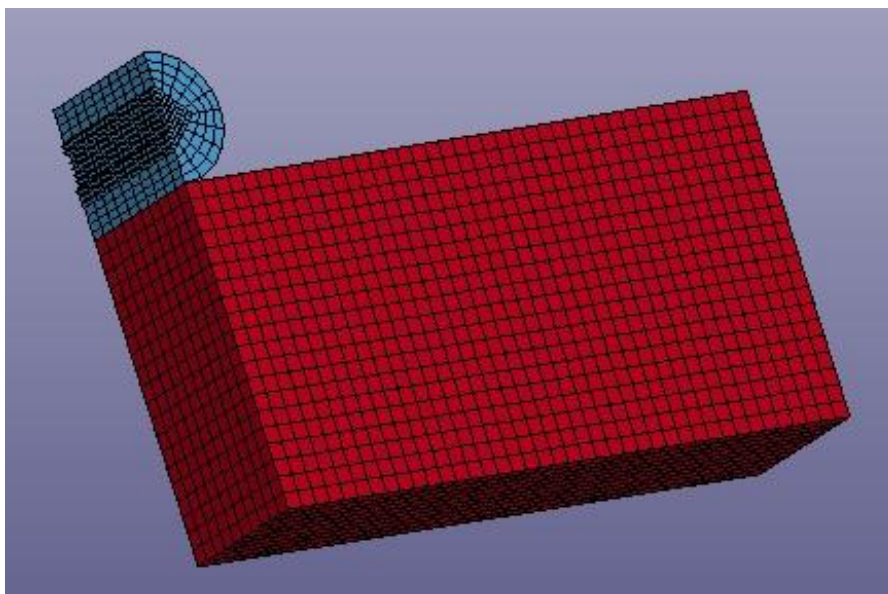
V tomto konkrétním případě se nakonec z několika možných řešení doporučených v odborném článku [29] ukázalo jako jediné stabilní řešení pomocí parametru HOURGLASS_IHQ=5. Jedná se o tuhostní řešení dle Flanagan-Belytschko s exaktním objemem integrace pro prvky typu SOLID. Metoda zjednodušeně spočívá v zavedení opravných sil (Hourglass forces) pro zamezení vzniku módů deformace s nulovou energií [5], [15]. Ukázka chování modelu bez hourglass stabilizace je na obrázku 19.



Obrázek 19: Nežádoucí deformace modelu vlivem hourglass efektu

6.2.4 Využití symetrie úlohy

Model pro rázovou zatěžovací zkoušku v ohybu má dvě roviny symetrie. Využitím podélné i příčné roviny symetrie můžeme dosáhnout až čtyřnásobného snížení nároků na výpočetní čas. Pokud je modelována pouze čtvrtina zatěžovacího vzorku i závaží je samozřejmě nutné nadefinovat všem uzlům ležícím v rovinách symetrie příslušné okrajové podmínky. Vizualizace modelu po použití příčné i podélné symetrie je na obrázku 20.



Obrázek 20: Model s využitím podélné a příčné symetrie (konečné prvky 5x5x5mm)

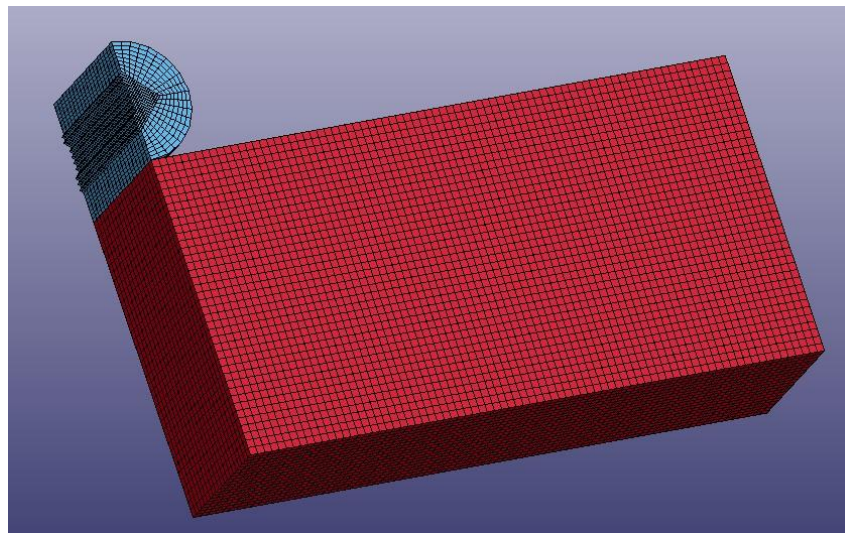
Možnost využít symetrii byla ověřena na materiálovém modelu RHT s pravidelnou sítí, velikostí konečných prvků 5x5x5mm a s počáteční rychlostí závaží odpovídající pádu z výšky 0,6m. Byla porovnávána spočtená hodnota maximální reakce pro celý model a pro model čtvrtinový s využitím symetrie. U modelu se symetrií došlo díky zmenšení počtu konečných prvků k značné úspoře výpočetního času, přičemž výsledek se od kompletního modelu lišil o méně než 3%. Výsledky jsou shrnuty v tabulce 8. Na základě těchto zjištění bylo rozhodnuto pro další výpočty používat model pouze čtvrtiny využívající dvojí symetrii řešené úlohy.

	Výpočetní čas [min]	Maximální hodnota reakce [kN]
Celý model:	8	199,4
Model využívající symetrii:	2	205,0
Rozdíl [%]	75%	2,8 %

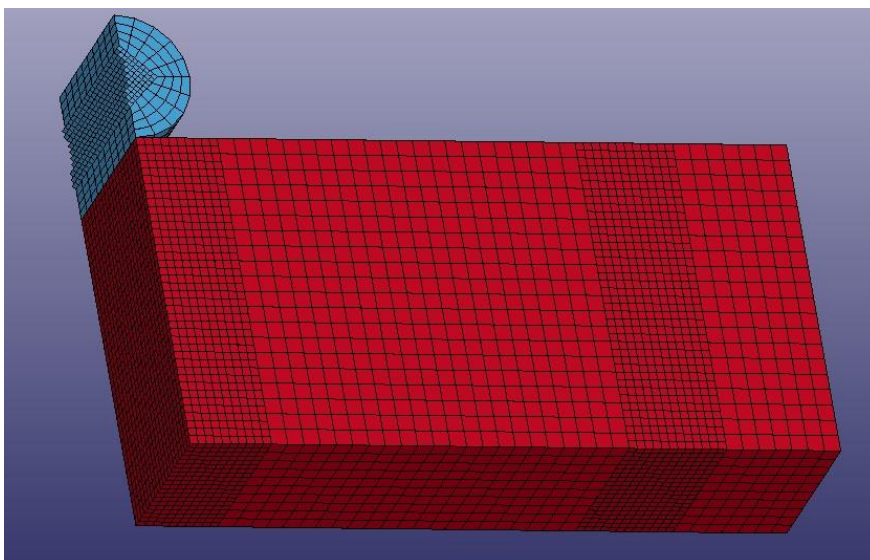
Tabulka 8: Ověření možnosti použití symetrie u materiálového modelu RHT (výška pádu 0,6m).

6.2.5 Velikost konečných prvků sítě

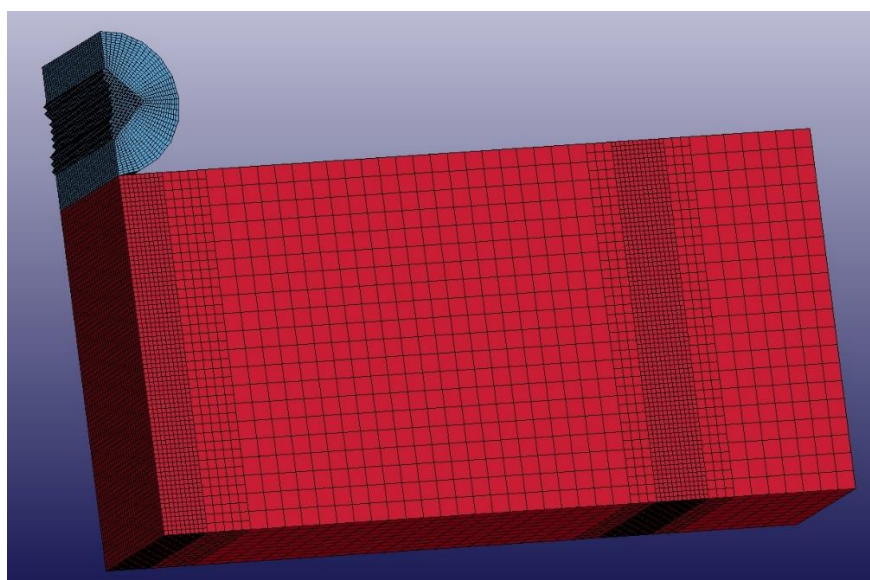
Pro zjištění dostatečné jemnosti sítě konečných prvků byl použit materiálový model RHT s použitím dvojí symetrie. Porovnávána byla maximální hodnota reakce při počáteční rychlosti závaží odpovídající pádu z výšky 0,6 m na rázovém kyvadle. Výchozí velikost konečných prvků sítě byla zvolena 5x5x5mm (obr. 20). Následně byl proveden i výpočet na modelu s jemnější sítí s velikostí krychlových konečných prvků 2,5x2,5x2,5 mm (obr. 21). Další variantou je nepravidelná síť se základní velikostí prvků 5x5x5mm, která je ovšem zjemněna použitím polovičního rozměru prvků v oblasti pod závažím a v místě podpory (obr. 22). Poslední, hodně výpočetně náročnou variantou je dvojí zjemnění až na nejmenší velikost prvků 1,25x1,25x1,25 v místě pod závažím a nad podporou (obr. 23). Veškerá zjištění z této analýzy jsou shrnuta v tabulce 9.



Obrázek 21: Pravidelná síť, konečné prvky 2,5x2,5x2,5mm.



Obrázek 22: Zjemněná síť, konečné prvky 5x5x5mm/2,5x2,5x2,5mm.



Obrázek 23: Dvakrát zjemněná síť, konečné prvky 5x5x5/2,5x2,5x2,5/1,25x1,25x1,25mm.

Velikost konečných prvků [mm]	Výpočetní čas [min]	Maximální reakce[kN]	hodnota
5x5x5	2	205,0	
2,5x2,5x2,5	33	158,1	
5x5x5/2,5x2,5x2,5	12	157,7	
5x5x5/2,5x2,5x2,5/1,25x1,25x1,25	44	156,5	

Tabulka 9: Vlivu velikosti konečných prvků sítě na hodnoty reakcí u materiálového modelu RHT (výška pádu 0,6m).

Na základě těchto zjištění byla jako dostatečně jemná vyhodnocena jedenkrát zjemněná síť konečných prvků velikosti 5x5x5/2,5x2,5x2,5 mm. Zjemnění bylo provedeno do vzdálenosti 25mm od místa působení zatížení a do vzdálenosti 15mm na každou stranu od podpory. Další zjemnění sítě už bylo vyhodnoceno jako zbytečné, protože bylo při výrazném navýšení potřebného výpočetního času dosaženo takřka stejného výsledku. Ve všech dalších výpočtech byl tedy uvažován výpočetní model dle obrázku 22.

6.3 Numerická analýza pro materiálový model Mat_Concrete_Damage_Rel3

6.3.1 Zadání parametrů modelu

Byla zvolena doporučená možnost automatického generování většiny zadávaných parametrů (viz kapitola 5.1). Výjimkou je několik uživatelsky zadaných parametrů, které shrnuje tabulka 10.

Parametr:	Zadaná hodnota:
MID	1
RO	2280
FT	3,05e+7
A0	-1,5e+8
RSIZE	39,3699
UCF	0,001451
LCRATE	1

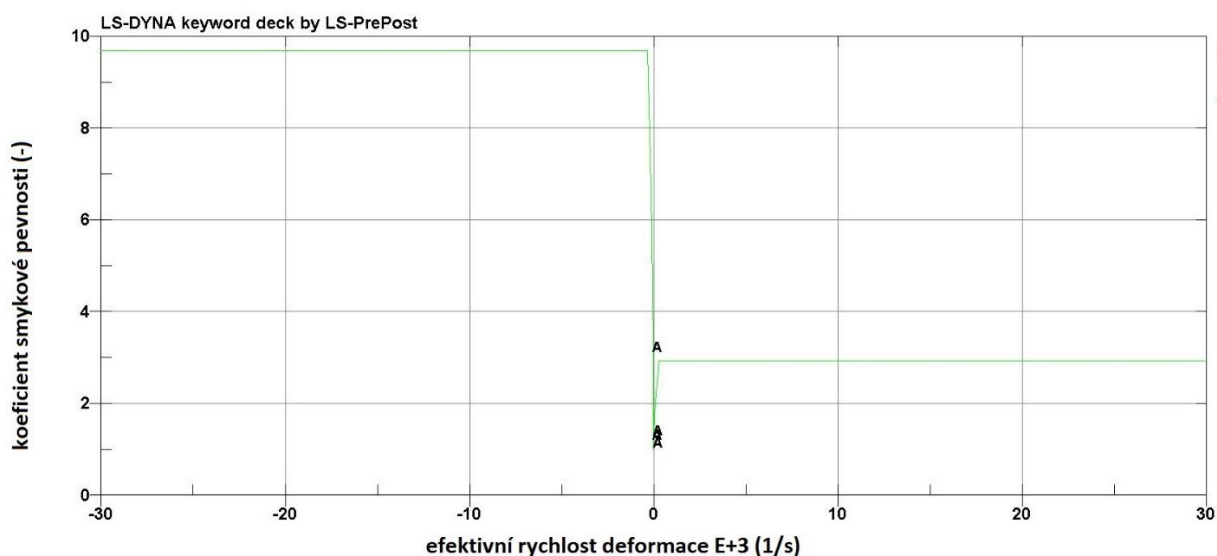
Tabulka 10: Uživatelsky zadávané parametry materiálového modelu 72R3

Křivka č. 1 přiřazená modelu pomocí parametru LCRATE určující vliv rychlosti deformace byla definována pomocí karty DEFINE_CURVE. Byla zvolena křivka doporučená v oficiálním manuálu LS-DYNA [18], jejíž hodnoty zobrazuje tabulka 11. Průběh křivky zobrazuje graf na obrázku 24. Význam křivky a jejích parametrů je popsán v kapitole 5.1.

A1	O1
-30000	9,7
-300	9,7
-100	6,72
-30	4,5
-10	3,12

-3	2,09
-1	1,45
-1e-1	1,36
-1e-2	1,28
-e-3	1,2
-1e-4	1,13
-1e-5	1,06
0	1
1e-5	1
1e-4	1,03
1e-3	1,08
1e-2	1,14
1e-1	1,2
1	1,26
3	1,29
10	1,33
30	1,36
100	2,04
300	2,94
30000	2,94

Tabulka 11: Hodnoty efektivní rychlosti deformace ($A1$) a koeficientu smykové pevnosti ($O1$) definující křivku 1 určující vliv rychlosti deformace na mechanické vlastnosti modelu.



Obrázek 24: Graf definované křivky popisující vliv rychlosti deformace na mechanické vlastnosti modelu.

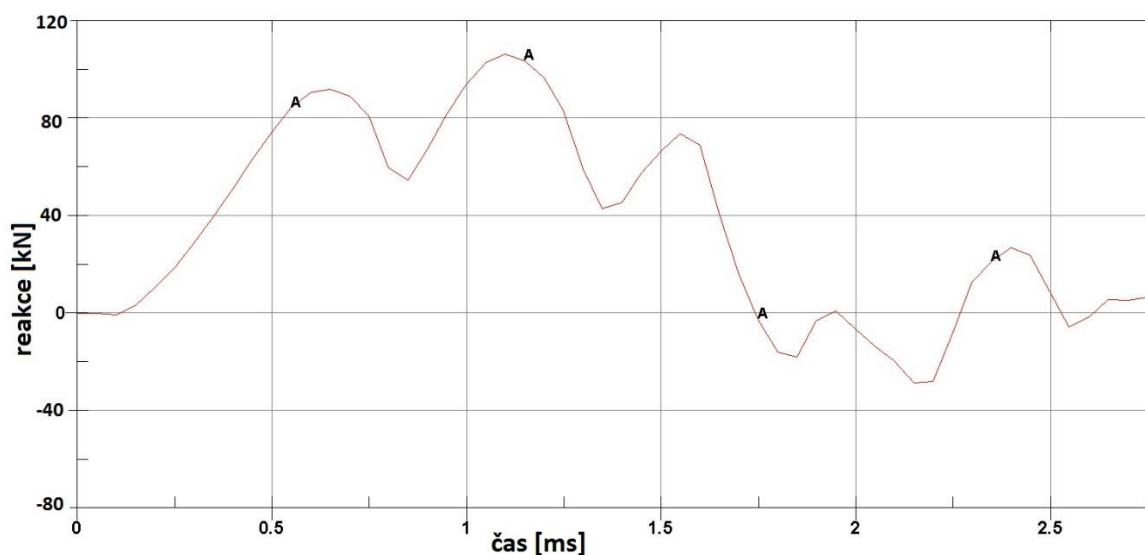
Materiálu byla dále dodatečně přiřazena eroze pomocí karty MAT_ADD_EROSION. Pomocí porovnání minimální výšky pádu pro porušení kompozitního vzorku z experimentální zkoušky a z modelu bylo jako nejvhodnější erozní kritérium zvolena a nastavena maximální efektivní poměrná deformace při porušení na hodnotu 0,2.

6.3.2 Výsledky

Výsledné maximální hodnoty reakcí vypočtené z numerických výpočtů pro materiálový model 72R3 pro různé počáteční rychlosti závaží (výšky dopadu) jsou shrnuty v tabulce 12. Hodnoty jsou porovnávány s výsledky, které při experimentální analýze naměřil ve své bakalářské práci [6] Petr Konrád. Graf na Obrázku 25 popisuje průběh vypočtených hodnot reakcí v čase pro simulovanou výšku dopadu závaží 0,5 m.

Výška dopadu zatěžovacího závaží na rázovém kyvadle	Průměrná maximální hodnota reakce naměřená experimentálně [6]	Maximální hodnota reakce při numerické analýze	Rozdíl hodnoty vypočtené a naměřené	
[m]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]
0,30	64,6	73,6	9,0	12,2
0,40	77,4	93,2	15,8	17,0
0,45	84,8	101,2	16,4	16,2
0,50	83,7	106,4	22,7	21,3
0,55	83,3	116,4	33,1	28,4
0,60	89,9	119,6	29,7	24,8
0,65	90,0	121,6	31,6	26,0
0,70	97,5	123,3	25,8	20,1
0,75	89,7	124,8	35,1	28,1
1,00	90,6	136,0	45,4	33,4

Tabulka 12: Porovnání výsledků zjištěných experimentálně a numericky pro materiálový model 72R3



Obrázek 25: Průběh hodnot reakcí v čase pro materiálový model 72R3.

6.4 Numerická analýza pro materiálový model Mat_CSCM_Concrete

6.4.1 Zadání parametrů modelu

Jak již bylo zmíněno v kapitole 5.3 byla při numerické analýze v této práci použita volba *MAT_CSCM_CONCRETE s tím, že pevnost v tlaku zkoumaného materiálu bude ponížena na 95 MPa. Tato skutečnost samozřejmě značně ovlivnila spočtené výsledky. Správnější řešení by bylo použít volbu *MAT_CSCM a veškeré parametry definovat uživatelsky. Tolik informací ale bohužel o zkoumaném drátkobetonu nemáme a ladění takového modelu je mimo rozsah této bakalářské práce. Uživatelsky zadávané parametry v rámci volby CSCM_CONCRETE shrnuje Tabulka 13.

parametr:	zadaná hodnota:
MID	2
RO	2280
NPLOT	1
IRATE	1
ERODE	1.2
RECOV	0
IRETRC	0
PRED	0

FPC	9,9e7
DAGG	2e-4
UNITS	4

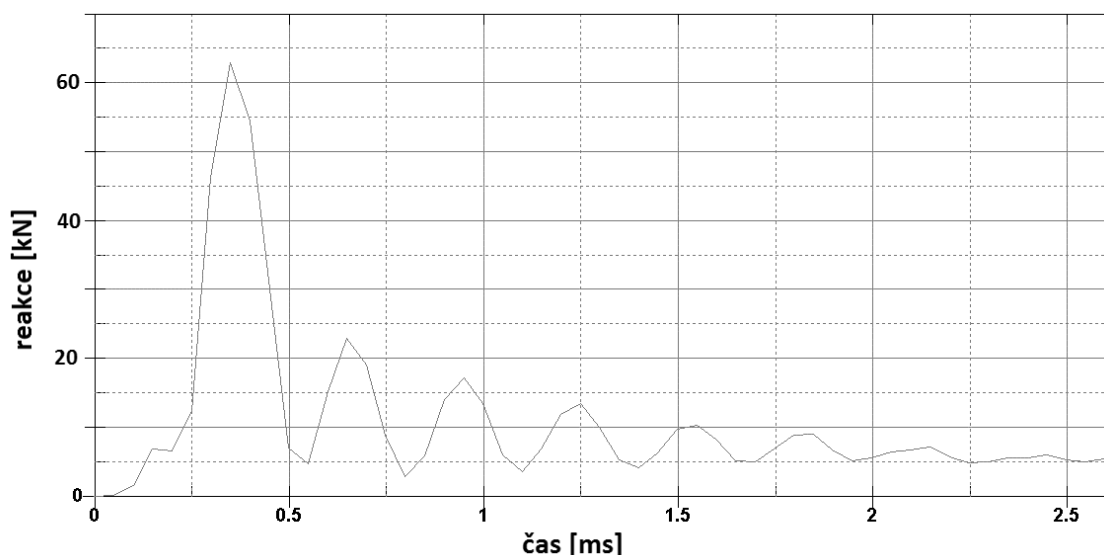
Tabulka 13: Uživatelsky zadávané parametry materiálového modelu CSCM_Concrete

6.4.2 Výsledky

Výsledné maximální hodnoty reakcí vypočtené z numerických výpočtů pro materiálový model CSCM_CONCRETE pro různé počáteční rychlosti závaží (výšky dopadu) jsou shrnuty v tabulce 14. Hodnoty jsou porovnávány s výsledky, které při experimentální analýze naměřil ve své bakalářské práci [6] Petr Konrád. Graf na Obrázku 26 popisuje průběh vypočtených hodnot reakcí v čase pro simulovanou výšku dopadu závaží 0,55 m.

Výška dopadu zatěžovacího závaží na rázovém kyvadle	Průměrná maximální hodnota reakce naměřená experimentálně [6]	Maximální hodnota reakce při numerické analýze	Rozdíl hodnoty vypočtené a naměřené	
			[kN]	[%]
[m]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]
0,30	64,6	52,7	-11,9	-22,6
0,40	77,4	55,3	-22,1	-40,0
0,45	84,8	57,7	-27,1	-47,0
0,50	83,7	60,7	-23,0	-37,9
0,55	83,3	63,0	-20,3	-32,2
0,60	89,9	65,4	-24,5	-37,5
0,65	90,0	67,3	-22,7	-33,7
0,70	97,5	68,9	-28,6	-41,5
0,75	89,7	70,4	-19,3	-27,4
1,00	90,6	70,9	-19,7	-27,8

Tabulka 14: Porovnání výsledků zjištěných experimentálně a numericky pro materiálový model CSCM_Concrete



Obrázek 26: Průběh hodnot reakcí v čase pro materiálový model CSCM_Concrete.

6.5 Numerická analýza pro materiálový model Mat_RHT

6.5.1 Zadání parametrů modelu

Drtivá většina parametrů uživatelsky zadávaných pro materiálový model RHT byla převzata z práce Tomáše Vavřínika [27], který stejný materiálový model pro stejný materiál používal ve výpočetním softwaru Autodyn. Parametry BETAC a BETAT byly určeny iteračně na základě porovnání eroze modelu a eroze vzorku při experimentální zkoušce. Hodnoty EOC, EOT, EC a ET jsou zadány na základě automatické generace. Uživatelsky zadávané parametry v rámci volby CSCM_CONCRETE shrnuje Tabulka 15.

parametr:	zadaná hodnota:
MID	3
RO	2280
SHEAR	2,25e+10
ONEMPA	-1
EPSF	1,2
B0	1,22
B1	1,22
T1	3,527e+10
A	2
N	0,7

FC	1,5e+8
FS*	0,18
FT*	0,07
Q0	0,6805
B	0,0105
T2	0
EOC	3e-5
EOT	3e-6
EC	1e30
ET	1e30
BETAC	0,1436
BETAT	0,1436
PTF	1e-3
GC*	0,65
GT*	0,5
XI	0,5
D1	0,04
D2	1
EPM	0,01
AF	2
NF	0,7
GAMMA	0
A1	3,527e+10
A2	3,958e+10
A3	9,04e+9
PEL	2,33e+7
PCO	6e+9
NP	3
ALPHA	1,1884

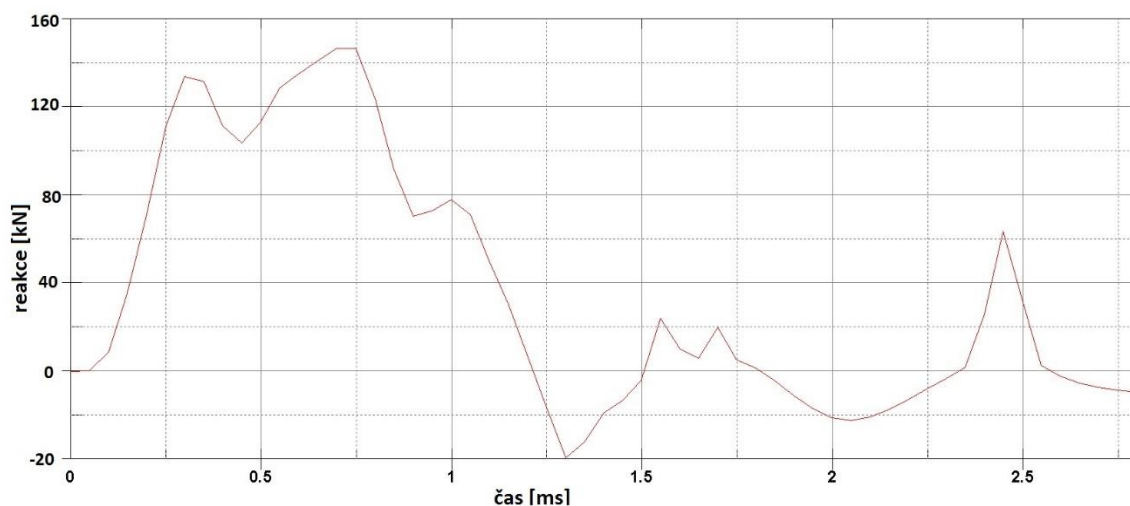
Tabulka 15: Užívateľsky zadávané parametry materiálového modelu RHT.

6.5.2 Výsledky

Výsledné maximální hodnoty reakcí vypočtené z numerických výpočtů pro materiálový model RHT pro různé počáteční rychlosti závaží (výšky dopadu) jsou shrnuty v tabulce 14. Hodnoty jsou porovnávány s výsledky, které při experimentální analýze naměřil ve své bakalářské práci [6] Petr Konrád. Graf na Obrázku 27 popisuje průběh vypočtených hodnot reakcí v čase pro simulovanou výšku dopadu závaží 0,5 m.

Výška dopadu zatěžovacího závaží na rázovém kyvadle	Průměrná maximální hodnota reakce naměřená experimentálně [6]	Maximální hodnota reakce při numerické analýze	Rozdíl hodnoty vypočtené a naměřené	
[m]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]
0,30	64,6	119,0	54,4	45,7
0,40	77,4	134,3	56,9	42,4
0,45	84,8	140,9	56,1	39,8
0,50	83,7	146,8	63,1	43,0
0,55	83,3	142,1	58,8	41,7
0,60	89,9	157,7	67,8	43,0
0,65	90,0	175,6	85,6	48,7
0,70	97,5	188,1	90,6	48,2
0,75	89,7	197,4	107,7	54,6
1,00	90,6	178,7	88,1	49,3

Tabulka 16: Porovnání výsledků zjištěných experimentálně a numericky pro materiálový model RHT



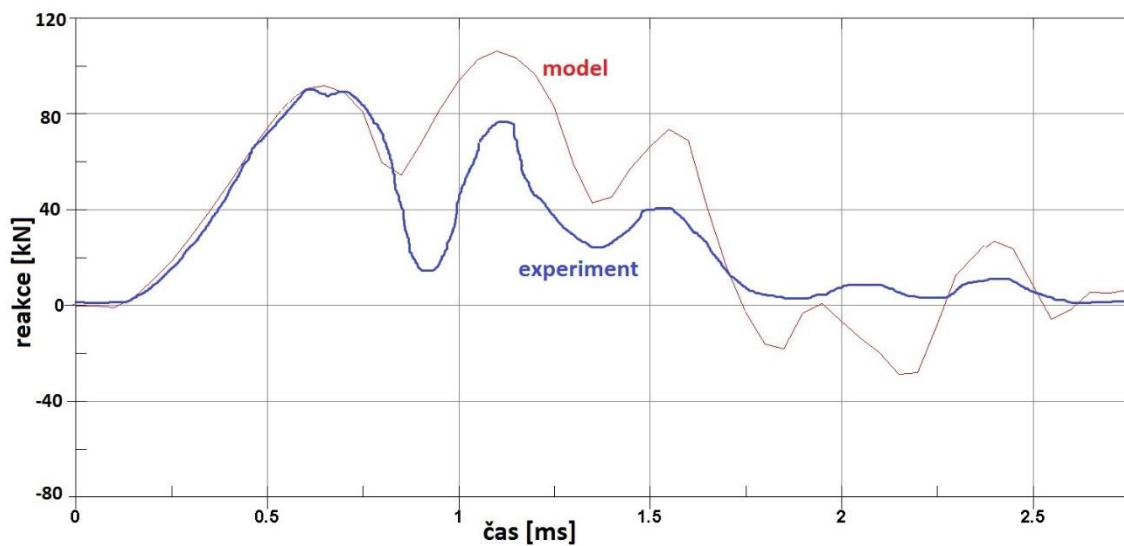
Obrázek 27: Průběh hodnot reakcí v čase pro materiálový model RHT.

7 Závěr

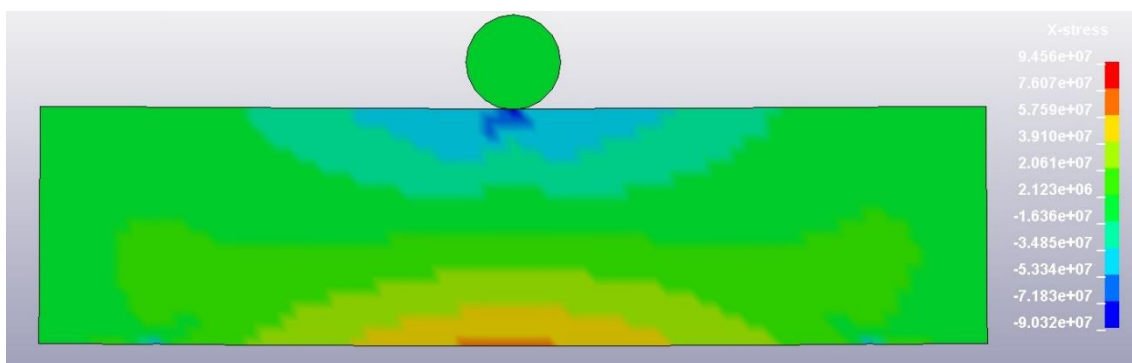
7.1 Vyhodnocení numerické analýzy

Z porovnání výsledků numerické analýzy s daty zjištěnými experimentálně se pro zkoumaný UHPRFC jeví jako nejvěrnější materiálový model Concrete_Damage_Rel3, zkráceně 72R3. Z porovnání na obrázku 28 je patrná velká podobnost průběhu hodnoty reakce v čase. I maximální hodnoty reakcí jsou docela podobné, když se liší v průměru o 23%. Poněkud vyšší hodnoty vyšlé z numerické analýzy oproti experimentu mohou být způsobeny nedokonalou tuhostí rázového kyvadla při experimentální zkoušce. Na obrázku 29 je znázorněno normálové napětí σ_x v prvku v čase 5ms pro dopadu závaží z výšky 0,5m. Modrá barva značí tlak, červená tah a zelená hodnoty kolem nuly.

V materiálovém modelu 72R3 se navíc podařilo velmi slušně nastavit i erozní podmínky tak, že k porušení materiálu dochází při stejné výšce dopadu závaží jako v případě experimentu (tedy někde kolem 70cm). Vzhled vzorků po porušení v případě reálného experimentu a modelu je patrný z obrázků 30 a 31.



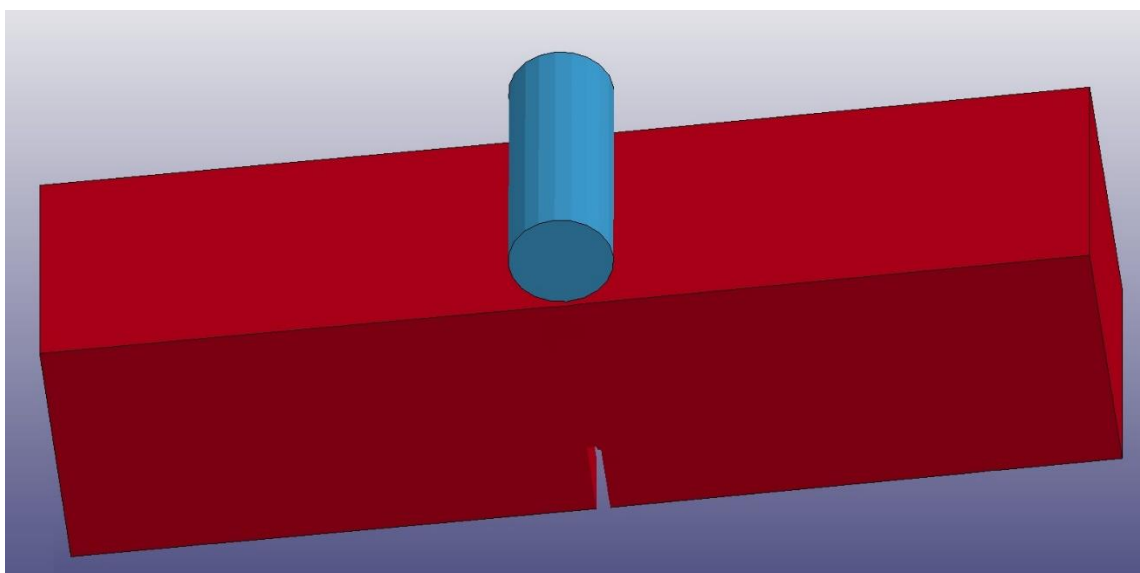
Obrázek 28: Porovnání průběhů reakcí v čase pro model 72R3 a experiment. Výška dopadu 0,5m



Obrázek 29: Znázornění normálového napětí σ_x v modelu (72R3) v čase 5ms. Pád závaží u výšky 0,5m.



Obrázek 30: Vzorek po dopadu rázového kyvadla z výšky 0,7m. [5]



Obrázek 31: Model vzorku (72R3) po simulaci dopadu rázového kyvadla z výšky 0,7m.

Průběh hodnot reakcí v čase vcelku odpovídá i u modelu RHT. Erozi se iteračními pokusy také nakonec podařilo sladit se skutečností. Jako problematické se ovšem jeví takřka dvojnásobné maximální hodnoty reakcí z numerických výpočtů oproti hodnotám experimentálním. Materiálový model RHT je navíc poměrně složitý a oproti modelu 72R3 obsahuje větší množství zadatelných parametrů, což může být náchylné na chyby.

Simulace problému za použití materiálového modelu CSCM_Concrete se jeví jako možná, avšak pro drátkobeton nepříliš vhodná. Hlavním problémem je omezení zadatelné pevnosti v prostém tlaku hodnotou 95

MPa. Rázovou zkoušku v ohybu se ovšem i pro tento model povedlo nasimulovat a výsledky se od reality zásadně nelišili. Materiálový model CSCM_Concrete je navíc velmi jednoduchý a pro uživatele velmi přehledný.

Bohužel se v této práci nepovedlo obstojně nasimulovat rázovou zkoušku cementového kompozitu v ohybu pomocí materiálového modelu Winfrith_Concrete. Proběhlo několik pokusů, ale výsledky se vždy téměř řádově lišili od skutečnosti. Pro relevantní výstupy by bylo zřejmě potřeba určit a pracně kalibrovat velkou řadu parametrů, což se ukázalo být mimo rozsah této práce.

7.2 Směřování dalšího výzkumu

Hlavní cíl této práce, tedy vzájemné porovnání vybraných materiálových modelů z knihovny LS-Dyna z hlediska použití pro simulaci chování drátkobetonu při dynamickém zatěžování byl splněn. Vytvořené materiálové modely mohou být použity při dalších numerických analýzách předpovídajících chování konstrukcí ze zkoumaného vysokohodnotného cementového kompozitu při extrémních zatíženích jako je náraz projektilu nebo účinky exploze.

7.3 Komplikace

Při zpracování této práce nastala jedna velká komplikace. Zhruba měsíc před termínem odevzdání, kdy už byla valná většina výpočtů nutných pro numerickou analýzu hotova, byl počítač umístěný v prostorách Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT, na kterém běží akademická licence LS-Dyna napaden zahraničními hackery a veškeré soubory na všech discích počítače byly zničeny. Bohužel některé výpočtové soubory potřebné pro tuto práci nebyly zálohované mimo disky propojené s tímto počítačem a byly tak ztraceny. Po této události tedy muselo dojít ke znovuvytvoření části výpočetních modelů a opětovnému provedení výpočtů v řešiči LS-Dyna.

Použitá literatura

- [1] K. Wille, A.E. Naaman, G.J. Parra-Montesinos: *Ultra-High Performance Concrete with Compressive Strength Exceeding 150 MPa (22 ksi): A Simple Way*. ACI Master. J., 2011.
- [2] T. Jirásek: *Analýza mechanického chování drátkobetonů a vláknobetonů*. Diplomová práce, Univerzita Pardubice, Dopravní fakulta Jana Pernera, Katedra dopravního stavitelství, Pardubice 2010
- [3] Y. Kusumawardaningsih, E. Fehling, M. Ismail, A. A. M. Aboubakr: *Tensile strenght behavior of UHPC and UHPFRC (2015)*. Dostupné online z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705815034839>, dne 10. 3. 2017.
- [4] A. E. Naaman, H. W. Reinhardt: *Setting the stage: toward performance based classification of FRC composites*. Rilem Publication, str. 560. ISBN 2-912143-37-3
- [5] P. Hála: *Experimentální a numerická analýza odezvy ultra vysokohodnotného vlákny vyztuženého betonu na účinky rázového zatížení*. Diplomová práce, ČVUT, FSv, Experimentální centrum, Praha 2014
- [6] P. Konrád: *Ohybová kapacita prvků z vysokohodnotného vlákny vyztuženého cementového kompozitu při zatížení rázem*. Bakalářská práce, ČVUT, FSv, Experimentální centrum, Praha 2015,
- [7] P. Máca, R. Sovják, T. Vavříník: *Experimental Investigation of Mechanical Properties of UHPFRC*, Procedia Engineering, č. 65, 2013
- [8] M. Tvarog: *Vliv orientace vláken na vlastnosti cementových kompozitů*, Bakalářská práce, ČVUT, FSv, Experimentální centrum, Praha 2016
- [9] M. Mára: *Měření povrchu lomové plochy betonu v závislosti na rychlosti zatěžování*, Bakalářská práce, ČVUT, FSv, Experimentální centrum, Praha 2014
- [10] J. Brožovský: *Energetické principy a variační metody ve stavební mechanice*, Základy metody konečných prvků, přednáška 2, Technická škola báňská – Technická univerzita Ostrava, Fakulta stavební, 2016

- [11] J. Brožovský, P. Konečný: *Metoda konečných prvků ve stavební mechanice, pomůcka pro stavební inženýry*, Technická škola báňská – Technická univerzita Ostrava, Západočeská univerzita v Plzni, 2012
- [12] Z. Bittnar, J. Šejnoha: *Numerické metody mechaniky 1*, Vydavatelství ČVUT, Praha, 1992, ISBN 80-01-00855-X
- [13] V. Kolář, J. Kratochvíl, F. Leitner, A. Ženíšek: *Výpočet plošných a prostorových konstrukcí metodou konečných prvků*, STNL, Praha, 1979
- [14] J. Máca: *Soustavy s jedním stupněm volnosti*, Dynamika stavebních konstrukcí 1, přednáška 1, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT, 2016
- [15] ANSYS LS-DYNA User's Guide. ANSYS Inc., 2013. Dostupné z: <http://148.204.81.206/Ansys/150/ANSYS%20LS-DYNA%20Users%20Guide.pdf>, dne 17. 3. 2017
- [16] J. Petruška: *Počítačové metody mechaniky II*, Ústav mechaniky těles, Fakulta strojního inženýrství, VUT, Brno, 2003
- [17] Livermore Software Technology Corporation [online]. Copyright © 2011 LSTC. LS-DYNA, LS-OPT, and LS-PrePost are registered trademarks of LSTC. Dostupné z: <http://www.lstc.com>, dne 20. 3. 2017
- [18] LS-DYNA Keyword User's Manual, Volume II, Material Models. Version 971 R6.1.0. Livermore Software Technology Corporation (LSTC), 2012.
- [19] P. Král: *Verifikace nelineárních materiálových modelů betonu*. Diplomová práce, VUT, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky, Brno, 2014.
- [20] Y. Wu, J. E. Crawford, J. M. Magallanes: *Performace of LS-DYNA Concrete Models Constitutive materials*. 12th international LS-DYNA Users Conference, Constitutive modeling (1), 2013.
- [21] Y. Wu, J. E. Crawford, S. Lan, J. M. Magallanes: *Validation studies for concrete constitutive models with blast test data*. 13th international LS-DYNA Users Conference, 2014.
- [22] A. Abu-Odeh: *Validation studies for concrete constitutive models with blast test data*. 10th international LS-DYNA Users Conference, Simulation Technology (1), 2011.
- [23] L. Schwer: *An Introduction to the Winfrith Concrete Model*. Schwer Engineering & Consulting Services, April 2010.

- [24] B. J. Broadhouse, *The Winfrith Concrete Model in LS-DYNA3D*. AEA Technology, February 1995.
- [25] W. Riedel, K. Thoma, S. Hiermaier, E. Schmolinske. *Numerical Analysis a New Macroscopic Concrete Model for Hydrocodes*. 9. Internacionales Symposium, Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Berlin, 3.-7.5.1999.
- [26] T. Borvall, W. Riedel: *THE RHT CONCRETE MODEL IN LS-DYNA*.
- [27] T. Vavříník: *Experimentální a numerická analýza nárazu projektilu na cementový kompozit*. Diplomová práce, ČVUT, FSv, Experimentální centrum, Praha 2013.
- [28] LS-DYNA Keyword User's Manual, Volume I. Version 971 R6.1.0. Livermore Software Technology Corporation (LSTC), 2007.
- [29] T. Erhart: *Rewiew of Solid Elements Formulations in LS-DYNA, Properties, Limits, Advantages, Disadvantages*. LS-DYNA Forum 2011. Stuttgart, 2011. Dostupné z: <https://www.dynamore.de/de/download/papers/forum11/entwicklerforum-2011/erhart.pdf>.

Seznam obrázků

Obrázek 1: Pracovní diagram drátkobetonu a prostého betonu v tahu [2].....	3
Obrázek 2: Porovnání chování směsí UHPC a UHPRFC při zkoušce v prostém tahu po vzniku první trhliny [3]	4
Obrázek 3: Průběh síly v závislosti na průhybu při tříbodovém ohybu směsi UHPFRC trámky velikosti 100 x 100 x 400 mm. [8].....	6
Obrázek 4: Detail chování směsi UHPFRC při tříbodovém ohybu po vzniku první trhliny pro trámky velikosti 100 x 100 x 400 mm [8].	6
Obrázek 5: Konzola zatížená osamělou silou [10].....	8
Obrázek 6: Vztah mezi zatížením a posunem [10].....	8
Obrázek 7: Vztah mezi zatížením a posunem při uvažování lineárně pružné odezvy materiálu [10].	9
Obrázek 8: Vztah mezi napětím a poměrnou deformací při uvažování lineárně pružné odezvy materiálu [10].	10
Obrázek 9: 1D konečný prvek.....	12
Obrázek 10: Schéma řešení úlohy ve výpočetním systému LS-DYNA	17

Obrázek 11: Podmínka plasticity pro model CSCM znázorněná v rovině hlavních napětí [18].	24
Obrázek 12: oblasti limitních napětí a zatěžovací scénář pro materiálový model RHT [26].	26
Obrázek 13: Schéma rázového kyvadla [6].	31
Obrázek 14: Detail upevnění vzorku v rázovém kyvadle [6].	31
Obrázek 15: Typický záznam průběhu reakcí v čase zjištěný experimentálně [6].	32
Obrázek 16: Podpory modelovány pomocí válečků	34
Obrázek 17: Podpory modelovány pomocí okrajových podmínek příslušných uzlů.	34
Obrázek 18: Zvolená formulace konečného prvku (ELFORM=1) [29].	35
Obrázek 19: Nežádoucí deformace modelu vlivem hourglass efektu	36
Obrázek 20: Model s využitím podélné a příčné symetrie (konečné prvky 5x5x5mm)	37
Obrázek 21: Pravidelná síť, konečné prvky 2,5x2,5x2,5mm.	38
Obrázek 22: Zjemněná síť, konečné prvky 5x5x5mm/2,5x2,5x2,5mm.	39
Obrázek 23: Dvakrát zjemněná síť, konečné prvky 5x5x5/2,5x2,5x2,5/1,25x1,25x1,25mm.	39
Obrázek 24: Graf definované křivky popisující vliv rychlosti deformace na mechanické vlastnosti modelu.	41
Obrázek 25: Průběh hodnot reakcí v čase pro materiálový model 72R3.	43
Obrázek 26: Průběh hodnot reakcí v čase pro materiálový model CSCM_Concrete.	45
Obrázek 27: Průběh hodnot reakcí v čase pro materiálový model RHT.	48
Obrázek 28: Porovnání průběhů reakcí v čase pro model 72R3 a experiment. Výška dopadu 0,5m.	49
Obrázek 29: Znázornění normálového napětí σ_x v modelu (72R3) v čase 5ms. Pád závaží u výšky 0,5m.	49
Obrázek 30: Vzorek po dopadu rázového kyvadla z výšky 0,7m. [5].	50

Obrázek 31: Model vzorku (72R3) po simulaci dopadu rázového kyvadla z výšky 0,7m.	50
--	----

Seznam tabulek

Tabulka 1: Pevnostní charakteristiky zkoumaného materiálu [6]	5
Tabulka 2: Parametry materiálového modelu KCC.....	20
Tabulka 3: Parametry materiálového modelu Winfrith Concrete	22
Tabulka 4: Výchozí hodnoty objemové deformace a tlaku pro materiálový model Winfrith Concrete [18].	23
Tabulka 5: Parametry materiálového modelu CSCM typ Concrete.....	26
Tabulka 6: Parametry materiálového modelu RHT	29
Tabulka 7: zadávané počáteční rychlosti závaží.....	33
Tabulka 8: Ověření možnosti použití symetrie u materiálového modelu RHT (výška pádu 0,6m).....	37
Tabulka 9: Vlivu velikosti konečných prvků sítě na hodnoty reakcí u materiálového modelu RHT (výška pádu 0,6m).	39
Tabulka 10: Uživatelsky zadávané parametry materiálového modelu 72R3	40
Tabulka 11: Hodnoty efektivní rychlosti deformace (A1) a koeficientu smykové pevnosti (O1) definující křivku 1 určující vliv rychlosti deformace na mechanické vlastnosti modelu.	41
Tabulka 12: Porovnání výsledků zjištěných experimentálně a numericky pro materiálový model 72R3	42
Tabulka 13: Uživatelsky zadávané parametry materiálového modelu CSCM_Concrete.....	44
Tabulka 14: Porovnání výsledků zjištěných experimentálně a numericky pro materiálový model CSCM_Concrete.....	44
Tabulka 15: Uživatelsky zadávané parametry materiálového modelu RHT. .	46
Tabulka 16: Porovnání výsledků zjištěných experimentálně a numericky pro materiálový model RHT	47