

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

NUMERICKÁ PODPORA PRO POPIS CHOVÁNÍ
CEMENTOVÉHO KOMPOZITU PŘI ÚNAVOVÉ ZKOUŠCE

NUMERICAL SUPPORT FOR DESCRIPTION OF BEHAVIOR OF CEMENT BASED
COMPOSITE DURING FATIGUE TEST

ZKRÁCENÁ VERZE DISERTAČNÍ PRÁCE

SHORTENED VERSION OF DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Táňa Holušová

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Doc. Ing. Stanislav Seitl, Ph.D.

BRNO 2021

Klíčová slova

Modifikovaná zkouška excentrickým tahem, Statické laboratorní zkoušky, Únavové laboratorní zkoušky, Lomové parametry, Cementové kompozity, Protlačovací zkouška, ATENA, numerické simulace, ARAMIS měření

Keywords

Modified compact tension test, Static laboratory tests, Fatigue tests, Fracture parameters, Cement based composites, Push-out test, ATENA numerical simulation, ARAMIS measurement

© Ing. Táňa Holušová

Ústav Stavební mechaniky

Fakulta stavební

Vysoké učení technické v Brně

Česká republika

OBSAH

1	Předmluva	3
2	lomová mechanika	3
3	Únava materiálů	4
3.1	Únava kovových materiálů	5
3.2	Únava cementových kompozitů	6
3.2.1	Tělesa bez koncentrátoru napětí	7
3.2.2	Tělesa s koncentrátorem napětí	8
4	Cíle práce	10
5	Výpočetní počítačové programy	10
5.1	Atena	10
5.2	Ansys	11
6	Numerické výpočty	11
6.1	Zkouška excentrickým tahem a její modifikace	11
6.2	Porovnání zkoušek štípáním klínem, v třibodovém ohybu a excentrickým tahem	13
6.2.1	Zkouška štípáním klínem	13
6.2.2	Zkouška ve třibodovém ohybu	14
6.2.3	Modifikovaná zkouška excentrickým tahem	14
6.2.4	Numerické modely WST, 3PB a MCT	15
6.2.5	Dílčí výsledky	16
6.3	Porovnání způsobu uchycení MCT tělesa do testovacího lisu	17
6.3.1	Dílčí výsledky	18
7	Statické laboratorní zkoušky	18
7.1	Modifikovaná zkouška excentrickým tahem	19
7.1.1	Zkušební tělesa	19
7.1.2	Pilotní studie: Ověření výstižnosti modelu MCT	20
7.1.3	Srovnání MDCT a SPB pro určování lomových parametrů betonu	21
7.1.4	Porovnání způsobu uchycení MCT tělesa do zkušebního lisu	22
8	Únavové laboratorní zkoušky	24
8.1	Modifikovaná zkouška excentrickým tahem vs. 3PB	24
8.1.1	Dílčí výsledky	25
9	Shrnutí a diskuze výsledků	26
9.1	Numerické simulace	26
9.2	Statické laboratorní zkoušky	27
9.3	Únavové laboratorní zkoušky	29
10	Závěr	29
11	Použitá literatura	31
12	Curriculum Vitae	36
13	Abstrakt	38

1 PŘEDMLUVA

Moderní přístup k samotným stavebním konstrukcím vyžaduje stavět konstrukce lehké, štíhlé a s využitím co nejmenšího množství konstrukčních materiálů za účelem snížení nákladů na stavbu. K bezesporu nejpoužívanějším stavebním materiálům v současnosti stále patří cementové kompozity. Kromě standardních typů prostého betonu či železobetonu jsou do této skupiny zařazeny i modernější materiály na bázi cementu, a sice betony vyztužené vlákny nebo vysokopevnostní betony. Za účelem zlepšení charakteristických vlastností mohou být betonové směsi obohaceny o speciální přísadu, jako je například popílek či mikrosilika. Rozvoj nových technologií, stavebních materiálů a postupů dal trend stavět budovy velmi vysoké a štíhlé, tj. mrakodrapy nebo pylony vysoko postavených silničních mostů a eskapád. Tyto konstrukce jsou denně namáhány klimatickými podmínkami dané lokality (vítr, déšť), což je opakovatelné (cyklické) nezanedbatelné zatížení a je tedy záhodno znát, jak se změní charakteristické vlastnosti použitých stavebních materiálů v konstrukci v průběhu věků. V současnosti tak hraje významnou roli určování životnosti nejenom kovových materiálů, ale i cementových kompozitů.

Oproti kovovým materiálům je průzkum únavového chování cementových kompozitů v současnosti stále málo probádaným územím. Předkládaná disertační práce se zabývá studiem zkušebního tělesa, které by bylo možné odebírat přímo ze stávající konstrukce a bylo by použito pro určování charakteristik odpovídajících konkrétnímu stáří konstrukce.

2 LOMOVÁ MECHANIKA

V šedesátých letech 20. století byla rozdělena teorie lomové mechaniky na lineární elastickou lomovou mechaniku (LELM, platnou pro kovové materiály) a nelineární elastickou lomovou mechaniku (NELM), platnou pro kvazi-křehké materiály (cement, beton, keramika aj.).

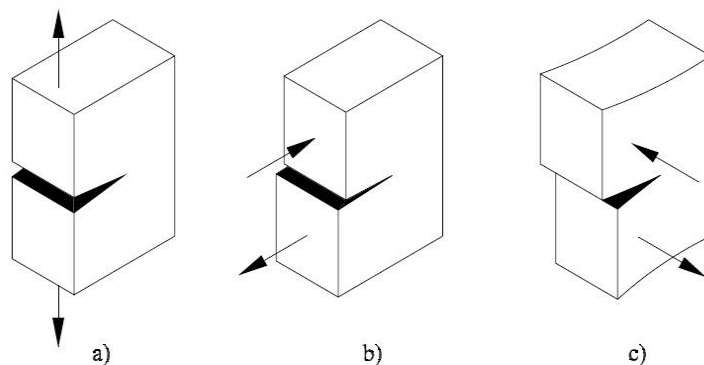
Už první aplikace LELM ukázaly, že její použití pro predikci porušování v tělesech je značně omezeno pouze na materiály velmi křehké. Lomová houževnatost jako jediný parametr popisující predikci lomu není konstantní a liší se v závislosti na geometrii tělesa a způsobu zatěžování. Z důvodu nedostatečnosti LELM pro popis chování materiálů z cementových kompozitů, obecně nazývaných kvazi-křehké materiály, bylo navrženo několik nelineárních modelů. Například modely kohezivní trhliny nebo modely efektivní trhliny (modely ekvivalentní elastické trhliny).

V třicátých až padesátých letech 20. století vzniklo s využitím superpozice zjednodušující řešení pro popis napjatosti v tělese s trhlinou rozdělením do tří módů. Jejich vyobrazení spolu s působením zatížení je uvedeno na obr. 1.

- Mód I – *tahový mód* – líce trhliny jsou vzájemně odtahovány a zatížení působí kolmo k rovině lomu.
- Mód II – *rovinný smykový mód* – líce trhliny jsou relativně posouvány v rovině lomu a zatížení působí ve směru šíření trhliny.

- Mód III – *anti-rovinný smykový mód* – líce trhliny se vzájemně posunují v rovině trhliny, zatížení působí rovnoběžně s čelem trhliny.

Pro určování kritické hodnoty faktoru intenzity napětí K_c se používá řada experimentálních testů, mezi něž se řadí zkoušky ve tříbodovém ohybu – 3PB (z angl. *three point bending test*), zkoušky ve čtyřbodovém ohybu – 4PB (z angl. *four point bending test*), klínové štípání – WST (z angl. *wedge-splitting test*) nebo zkouška excentrickým tahem – CT (z angl. *compact tension*), viz [28], [42] a [54].



Obr. 1. Módy namáhání: a) tahový mód; b) rovinný smykový mód; c) anti-rovinný smykový mód (převzato z [58])

Proces rozvoje trhliny tělesem se obvykle zachycuje pracovním diagramem závislosti vnášené síly na deformaci (posunu, průhybu) měřeného bodu nebo na otevření trhliny (COD – z angl. *crack opening displacement*), které může být specifikováno měřením v ústí trhliny CMOD (z angl. *crack mouth opening displacement*). Z obdržných zatěžovacích diagramů se vypočítává hodnota lomové energie G_f , viz [41], která je definována jako podíl lomové práce W_f a hodnotou obsahu plochy ligamentu (tj. neporušené plochy zkušební vzorku pod počátečním zářezem).

$$G_f = \frac{W_f}{A_{\text{lig}}} = \frac{W_f}{B \cdot (W - a_0)}, \quad (1)$$

kde W_f je lomová práce v [J], A_{lig} je neporušená plocha pod zářezem v [m²], W je vzdálenost paprsku působící síly od protějšího okraje tělesa v [m], B je šířka tělesa v [m] a a_0 je délka počátečního zářezu v [m].

Výpočet lomové energie podle rovnice (1) je doporučením RILEM [41] z roku 1985 metodou lomové práce pro zkoušky ve tříbodovém ohybu.

3 ÚNAVA MATERIÁLŮ

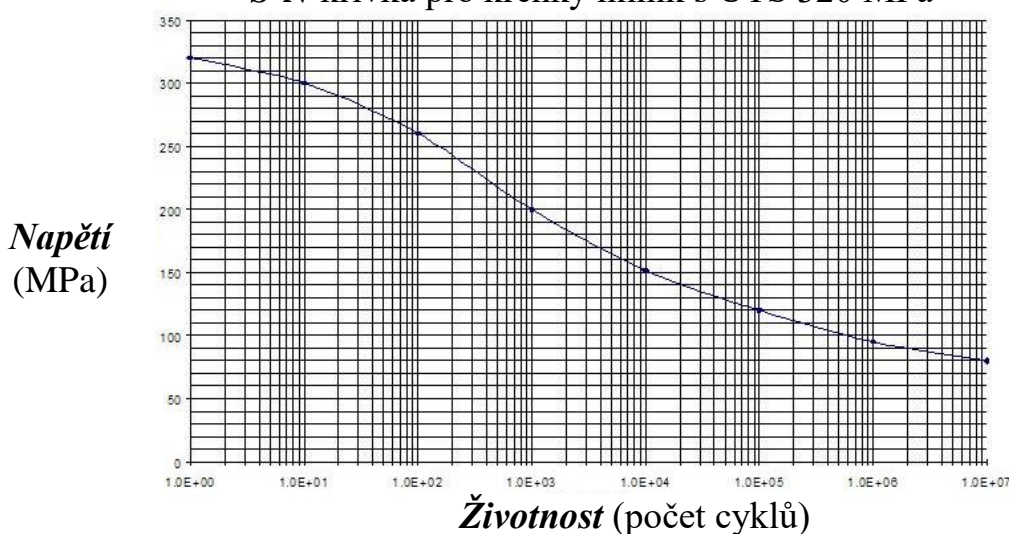
První plnohodnotný výzkum vlivu opakovaného zatěžování železného kladkového řetězu, používaného v hornických dolech, provedl ve třicátých letech 19. století Wilhelm Albert [1], kde také poprvé použil výraz únava kovů. Z provedeného experimentu také vyplynulo, že je únava závislá na velikosti zatížení a počtu cyklů opakovaného zatěžování. Albert byl také strůjcem tzv. Albertova krouceného lana, jež bylo předchůdcem dnešních ocelových lan.

Od čtyřicátých let 19. století byla provedena řada výzkumů pátrajících po viníkovi dopravních nehod na železnici poté, co došlo k tragickému vykolejení vlakové soupravy z důvodu zlomené osy železniční nápravy lokomotivy poblíž Versailles.

William Rankine [40] provedl průzkum zlomených železničních náprav, z jehož výsledku vyplynulo, že v místech největších koncentrátů napětí docházelo k progresivnímu růstu křehké trhliny, která také vedla k jejich rozlomení v důsledku pravidelného pojíždění po železnici, což lze chápat jako pravidelné (tedy cyklické) zatěžování železniční nápravy.

V roce 1971 August Wöhler [62] publikoval dvacet let výzkumu železničních náprav a představil tak dodnes používanou tzv. *S-N* křivku nebo taky Wöhlerovu křivku, viz obr. 2. Jde o závislost cyklického napětí (*S* z angl. *stress*) na počtu cyklů do porušení (*N* z angl. *number of cycles*) vyjádřené v logaritmickém měřítku.

S-N křivka pro křehký hliník s UTS 320 MPa



Obr. 2. Wöhlerova křivka slitiny hliníku (převzato z [62])

3.1 ÚNAVA KOVOVÝCH MATERIÁLŮ

Únava materiálu je definována jako aplikace změny ve vlastnostech, které mohou nastat u kovových materiálů během opakované aplikace tahu či tlaku, i když je tento termín obvykle vztažený ke změnám vedoucím k porušení či poškození. Tato definice platí obecně i pro nekovové materiály.

V polovině 20. století Dr. George Irwin přepracoval myšlenky svého předchůdce Alana Griffitha, jenž vybudoval základy lomové mechaniky již v roce 1921 [17]. Griffith ve své práci představil energetické kritérium, jehož podstatou je, že trhlina se bude v tělese šířit, jestliže množství energie dostupné pro vytvoření nového povrchu trhliny dosáhne či překročí množství energie potřebné k uskutečnění daného procesu [58]. Irwin usoudil, že veličina faktoru intenzity napětí K (2) je určujícím faktorem statické pevnosti v porušeném stavu.

$$K = \sigma\sqrt{\pi a}, \quad (2)$$

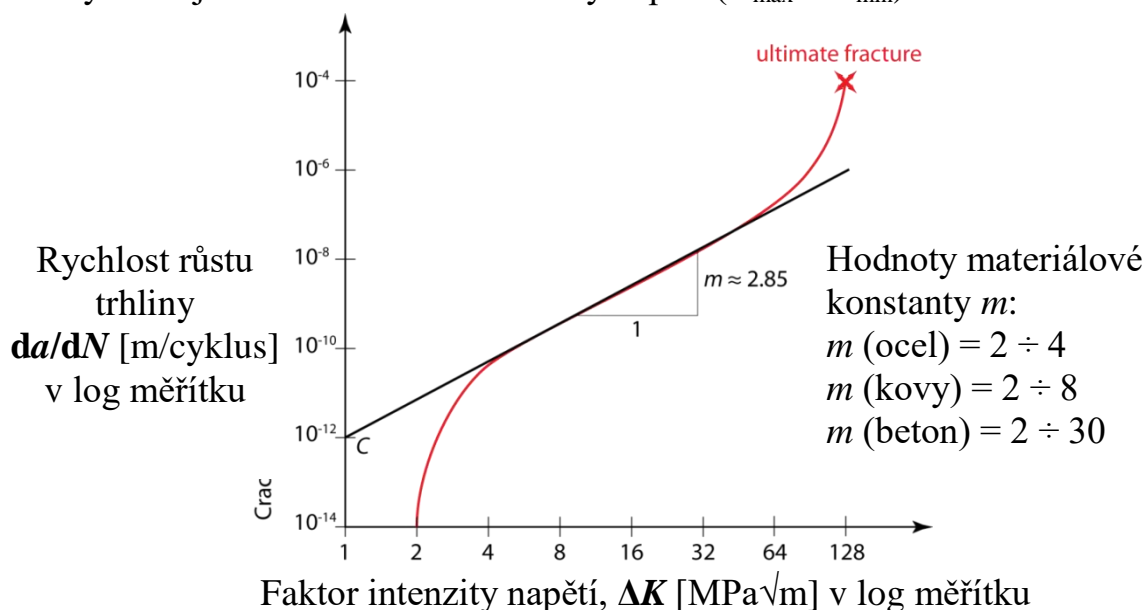
kde σ je napětí v [MPa] a a je délka trhliny v [m].

Irwin [26] svázal svůj koncept faktoru intenzity napětí s Griffithovým energetickým kritériem a postavil tak základ vědnímu oboru dnes označovanému lineární elastická lomová mechanika (LELM).

V letech 1961 a 1962 publikoval Paul Paris ve svých pracích rovnici, která je dnes známá jako Parisův zákon (z angl. *Paris's law*), označována též jako Paris-Erdoganův zákon (z angl. *Paris-Erdogan law*) [36] a [37]. Paris poukázal na skutečnost, že růst únavové trhliny může být popsán rovnicí (3), jejíž grafické znázornění je na obr. 3.

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m, \quad (3)$$

kde a je délka trhliny v [m], N je počet zatěžovacích cyklů, C a m jsou materiálové konstanty a ΔK je rozkmit faktoru intenzity napětí ($K_{\max} - K_{\min}$).



Obr. 3. Schematický diagram závislosti rychlosti růstu trhliny da/dN na rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK

3.2 ÚNAVA CEMENTOVÝCH KOMPOZITŮ

První studie únavových charakteristik i jiných materiálů, než je ocel nebo železo, byla provedena německým vědcem Otto Grafem. V této rozsáhlé studii z roku 1929 [15] Graf použil široké spektrum materiálů, jako jsou oceli či ocelolitiny, litiny, slitiny mědi (mosaz či bronz), niklu, hliníku a hořčíku, přírodních kamenů, betonu a železobetonu, dřeva a skla, pro něž byly stanoveny meze únavy a jejich pružnost a pevnost jak při statickém, tak při únavovém zatížení. O pět let později v roce 1934 společně s Erwinem Brennerem ve své práci [14] testovali odolnost betonu proti často opakovanému tlakovému zatížení. Otto Graf dále testoval materiál betonu proti únavě a v roce 1936 ve své práci [16] zhodnotil pevnost betonu a železobetonu vystaveného trvalému a často opakovanému zatížení. Roky 1920–1945 byly érou výzkumů německých vědců, z jejichž základů bylo čerpáno při vědeckých výzkumech v dalších letech. Významný přínos do oblasti testování únavy betonu měl v roce 1942 švýcarský vědec Mirko Roš, který zkoumal pevnost a deformaci

předpjatých nosníků namáhaných ohybem, vyztužených „TOR-ocelí“, ušlechtilou ocelí „St52“ a standardní ocelí „St N“, viz [43].

3.2.1 Tělesa bez koncentrátoru napětí

Tělesa bez počátečního zářezu pro únavové testování jsou většinou hranoly či válce různých velikostí. Zkouškami, při kterých jsou tato tělesa využita, jsou zkouška v jednoosém tlaku a zkouška ve čtyřbodovém ohybu.

Únavovými zkouškami prostého betonu v tlaku na hranolech o rozměrech $76 \times 76 \times 203 \text{ mm}^3$, zatíženými 190 cykly za minutu se v roce 1969 ve své práci věnoval Raju [39] a z výsledků pak sestavil vztahy $S-N-P$ (S – napětí, N – počet cyklů a P – pravděpodobnost selhání). Následně Holmen v roce 1979 [20] zpracoval studii vlivu různého zatížení na únavové chování prostého betonu. K výzkumu využil válcových těles o průměru 100 mm a výšce 250 mm, která podrobil statickému a dynamickému zatížení v tlaku a z výsledků únavových testů pak odvodil vztahy $S-N-P$. Také na základě výsledků ověřoval platnost Palmgren-Minerovy (PM) hypotézy [33] a [35], z níž vzešlo, že PM hypotéza udává více či méně nebezpečnou předpověď únavové životnosti v závislosti na historii zatěžování. Zvláštní pozornost byla věnována i výzkumu deformačních vlastností betonu při konstantním amplitudovém zatěžování, z jehož výsledků byl odvozen empirický vztah pro celkové podélné napětí σ_{max} v závislosti na poměru cyklů N/N_F a době zatěžování t . Tento výraz je možno použít pro předpovězení životnosti betonu z deformací na počátku života.

V roce 1981 Hsu [24] ve své práci představil mnohem obecnější vztah čtyř proměnných $S-N-T-R$ (T – perioda opakovaného zatížení, R – poměr minimálního a maximálního napětí), na jehož základě stanovil dvě rovnice pro predikci únavové pevnosti betonu při vysoko-cyklovém a nízko-cyklovém zatěžování.

V roce 1997 byla autory Zhang a Wu [64] provedena řada zkoušek na betonových trámčích (o rozměrech $100 \times 100 \times 500 \text{ mm}^3$) bez zářezu zatížených čtyřbodovým ohybem pro stanovení zbytkové únavové pevnosti běžného betonu. Pomocí nedestruktivních metod byl pak zjištěn vliv únavy na modul pružnosti, Poissonův součinitel a modul pružnosti ve smyku použité betonové směsi. Výsledky ukazují, že s rostoucím počtem cyklů klesají zmíněné parametry téměř lineárně.

Únavovou odezvu prostého a vlákný vyztuženého betonu studovanou na válcových tělesech o průměru 150 mm a výšce 300 mm vystavených vysoko-cyklovému zatížení představili Cachim a kol. v [7] v roce 2002. Kromě $S-N$ diagramů byly představeny grafy napětí v závislosti na přetvoření vycházející z monotónních testů a vývoj posunutí během cyklického zatížení.

V roce 2004 Lee a Barr [29] zveřejnili ve své práci obecný přehled únavového chování prostého a vlákný vyztuženého betonu vyjádřeného bezrozměrnými $S-N$ křivkami na základě již dostupné literatury. Poukázali na to, že se v literatuře stále vyskytuje velké množství konfliktních informací ohledně únavového chování cementových kompozitů.

V roce 2010 publikoval Stroeven [56] práci zaměřenou na odezvu vyztužených betonových konstrukcí presentovanou na hranolech o rozměrech $100 \times 100 \times 345 \text{ mm}^3$ při nízko-cyklovém zatěžování.

V roce 2013 Xiao a kol. [63] studovali využití recyklovaného kameniva (získaného ze sutí zdemolovaných konstrukcí) v betonové směsi a jeho odezvu na cyklické zatížení na tělesech pro zkoušku v tlaku a pro zkoušku ve čtyřbodovém ohybu. Pro první z nich byly použity hranoly o velikosti $100 \times 100 \times 300 \text{ mm}^3$, pro druhou hranoly o rozměrech $150 \times 150 \times 550 \text{ mm}^3$. Výsledky naznačují, že v chování mezi recyklovaným kamenivem a přírodním kamenivem není při cyklickém zatížení významnější rozdíl.

Díky rozmachu počítačové technologie v 21. století existuje řada dostupných programů pro monitoring rozvoje trhlin tělesem. Fan a Sun [12] ve své studii využili počítačovou prostorovou tomografii (ICT – *industrial computed tomography*), umožňující snímání a kontrolu vnějších a vnitřních struktur ve 3D prostoru, kdy je provedeno až několik tisíc průřezových fotografií během rotace tělesa o 360° . Testovány byly jádrové vývrty z připravených betonových desek o rozměrech $50 \times 100 \text{ mm}^2$ v cyklické tlakové zkoušce. Ze studie byl vyvozen parametr únavového poškození D , jenž může lépe vystihovat celkové rozložení únavových trhlin.

Vysoko-cyklovou únavou od pojezdů kol v interakci mezi půdním základem a betonovou deskou studovali Hung a kol. [25]. Experimenty v malém měřítku byly doplněny numerickou studií modelu ve skutečné velikosti. Na základě parametrické studie pak byl stanoven graf vlivu šířky betonové desky na počtu pojezdových cyklů po betonové desce.

3.2.2 Tělesa s koncentrátorem napětí

Tělesa opatřená počátečním zářezem jsou většinou krychle, kvádry nebo válce. Zatím nejpoužívanější zkouška pro určování únavové odezvy je zkouška ve třibodovém ohybu. V literatuře lze pro určování únavové odezvy najít i modifikovaná tělesa pro zkoušku excentrickým tahem.

V letech 1991 a 1993 byly publikovány práce zaměřené na studium vlivu size effectu na únavové chování prostého betonu, viz Bažant a Xu [5]. Druhá práce byla zaměřena na studium únavového lomu vysoko-pevnostního betonu (přesahujícího tlakovou pevnost $82,7 \text{ MPa}$) a size effectu, viz Bažant a Schell [4]. Obě studie byly pozorovány na betonových trámčích se zářezem pro zkoušku ve třibodovém ohybu.

Na betonových blocích s počátečním zářezem stanovili v roce 2003 Bhalerao a kol. [6] pravděpodobnostní rámec pro odhad spolehlivosti materiálu nebo pravděpodobnost selhání v důsledku růstu únavových trhlin v prostém betonu.

Metodami rychlejšího posouzení účinků únavy betonu na zkušebních tělesech se zářezem zatížených čtyřbodovým ohybem se zabývali Nieto a kol. v [34] v roce 2006.

Únavovými charakteristikami betonů různých složení se od roku 2009 zabývá kolektiv autorů fakulty stavební VUT v Brně na trámčích se zářezem pro třibodový

ohyb. V Seitl a kol., viz [47], byly určovány vybrané únavové a lomově mechanické parametry pokročilých stavebních materiálů testované na dvou úrovních. Nejdříve byla tělesa podrobena statickému zatížení a z výsledků byly odvozeny hodnoty efektivní lomové houževnatosti materiálů, druhá úroveň je spjata se stabilním šířením únavové trhliny při cyklickém zatížení. Pro tyto účely byla určena rychlost šíření únavové trhliny a vztažena k aplikovanému rozsahu faktoru intenzity napětí (křivka $da/dN-\Delta K$), což odpovídá prostému Parisově zákonu. Pro doplnění základních únavových parametrů byla vyhodnocena Wöhlerova křivka.

Práce Seitl a kol. [45] z roku 2010 byla zaměřena na posouzení, zda mikrosilika může vylepšit únavové chování betonu, vyvinutého jako potenciální nový materiál pro mostní prvky. V příspěvku Seitl a kol. [46] ze stejného roku byly představeny základní lomově mechanické parametry pokročilých stavebních materiálů – cementových kompozitů s různými typy vyztužení vláknem pro použití v tenkostěnných prvcích. Ze statických testů byly vyhodnoceny lomové diagramy a efektivní lomová houževnatost a z cyklického zatížení byla vyhodnocena Wöhlerova křivka.

Zhodnocení únavových testů betonu pomocí standardního a nelineárně regresního modelu bylo provedeno v příspěvku z roku 2012, viz Seitl a kol [52].

V práci Seitl a kol. [48] z roku 2013 byl představen výpočet délky únavové trhliny, pokud známe příslušné otevření ústí trhliny CMOD. Doba trvání fáze šíření únavové trhliny je v případě použitých těles poměrně krátká a je tedy nutné stanovit únavové parametry materiálu s dostatečnou zárukou.

Celkové komplexní zhodnocení únavových testů prostého betonu třídy C30/37 a C45/45 na trácích se zářezem bylo zveřejněno v článku Šimonová a kol. v roce 2014, viz [55].

Členové vývojového týmu softwaru ATENA [9], který byl využit pro numerické simulace modifikované zkoušky excentrickým tahem, publikovali ve stejném roce práci o modelování únavového poškození v uvedeném softwaru, viz [38].

Susmel v roce 2016 zpracoval příspěvek zaměřený na využití tzv. TCD (z angl. *Theory of Critical Distances* – teorie kritických vzdáleností) pro posouzení únavového chování prostého betonu při vysoko-cyklovém namáhání, viz [57].

V roce 2019 byla provedena studie únavového chování tří betonových směsí, zahrnujících betonovou třídu C50/60 (v dnešní době nejčastěji používaný typ betonu pro předpjaté prefabrikované prvky), HPC (z angl. *high performance concrete* – vysoce výkonný beton) a AAC (z angl. *alkali-activated concrete* – alkalicky aktivovaný beton) na hranolech se zářezem ve zkoušce v tříbodovém ohybu, viz [49].

V tom samém roce byla provedena studie zahrnující vliv simulantu lunárního agregátu na mechanické lomové a únavové parametry betonu v porovnání s betony ve třídách C30/37 a C45/55, viz [50].

4 CÍLE PRÁCE

Cílem předkládané disertační práce je vystižení chování těles při únavové zkoušce jako numerická podpora experimentů modifikované zkoušky excentrickým tahem (MCT) připravených v laboratoři španělské univerzity v Oviedu (www.uniovi.es), kampusu Gijón.

Tvar tělesa pro standardní zkoušku excentrickým tahem (z anglického *compact tension test*) [3] nelze prakticky použít pro testování cementových kompozitů. Kvůli nízké tahové pevnosti by v místě působení zatížení mohlo docházet k nežádoucímu porušení zkušební vzorku. Cílem předkládané práce je mimo jiné i kalibrace tělesa pro standardní zkoušku excentrickým tahem pro použití na materiály z cementových kompozitů. Samotná kalibrace je prováděna počítačovým softwarem ATENA [9], který byl vyvinut speciálně pro numerické modelování konstrukčních prvků z prostého betonu nebo železobetonu.

Z literárního rozboru vyplývá, že nejčastěji používanou lomovou zkouškou pro únavové testy je zkouška v tříbodovém ohybu, viz např. [28] a [42]. Zkušební vzorky jsou vyráběné přímo v laboratoři. Charakteristiky získané ze zkoušek na takto vyrobených zkušebních vzorcích jsou materiálům použitým při stavbách nových budov relevantní jen do určitého stáří. Chceme-li znát změny lomově-mechanických parametrů v materiálu budov po dvacetiletém používání, musí se ze stávajících konstrukcí odebrat jádrový vývrt. Ten se odebírá na místech bez výztuže nebo s minimálním procentem výztužení. Výsledný válec z jádrového vývrtu lze nařezat na jednotlivá zkušební tělesa s kruhovým průřezem vhodná pro tlakovou zkoušku a pro určování lomových parametrů.

Dílní cíle práce se mohou shrnout do následujících bodů:

- Numerická simulace jako podpora experimentů modifikované zkoušky excentrickým tahem.
- Parametrická numerická studie modifikované zkoušky excentrickým tahem s proměnnou relativní délkou počátečního zářezu při statickém zatěžování.
- Vyhodnocení naměřených dat z experimentů při statickém zatížení z hlediska lomově-mechanických parametrů materiálu.
- Vyhodnocení naměřených dat z experimentů při cyklickém (únavovém) zatížení z hlediska odhadnutí životnosti materiálu.

5 VÝPOČETNÍ POČÍTAČOVÉ PROGRAMY

5.1 ATENA

Programem ATENA [9] založeným na deformační variantě metody konečných prvků je možno modelovat porušení konstrukcí trhlinami, od jejich vzniku, postupného rozevírání či uzavírání trhlin v průběhu zatěžovacího procesu, popřípadě zjišťovat jejich mezní únosnost. Program je vybaven nelineárními modely materiálů, které mu umožňují analyzovat chování modelovaných konstrukcí v kritických

momentech, kdy dochází k jejich porušení. V daném softwaru lze modelovat prvky konstrukce jak ve 2D, tak ve 3D prostoru.

5.2 ANSYS

Obsahově velmi rozsáhlý počítačový program ANSYS [2], provádějící výpočet pomocí metody konečných prvků, je vybaven širokou škálou možností modelování od jednoduchých tvarů ve 2D prostoru až po velmi propracované a komplikované stavby ve 3D prostoru. V daném programu byly vyhodnocovány kalibrační křivky pro různou geometrii studovaného tělesa pro modifikovanou zkoušku excentrickým tahem (MCT) ve 2D i 3D prostoru.

6 NUMERICKÉ VÝPOČTY

Pro laboratorní testování lomových charakteristik betonu se nejčastěji využívá zkoušky v tahu za ohybu, tj. zkouška v třibodovém ohybu (3PB), poté klínové štípání (WST) nebo zkouška excentrickým tahem (CT).

6.1 ZKOUŠKA EXCENTRICKÝM TAHEM A JEJÍ MODIFIKACE

Pro zkoušku excentrickým tahem používanou na kovových materiálech se využívá malých úzkých zkušebních těles kruhového nebo čtvercového tvaru. Základním parametrem pro určení geometrie zkušebního tělesa je parametr označovaný velkým písmenem W , viz obr. 4. Jde o hodnotu délky mezi paprskem vedeným působícím zatížením a protilehlým okrajem tělesa. Délka iniciačního zářezu, označována písmenem a , je taktéž měřena od osy působení síly. Poměrem těchto dvou parametrů získáme bezrozměrnou veličinu tzv. relativní délku zářezu α [-], (4):

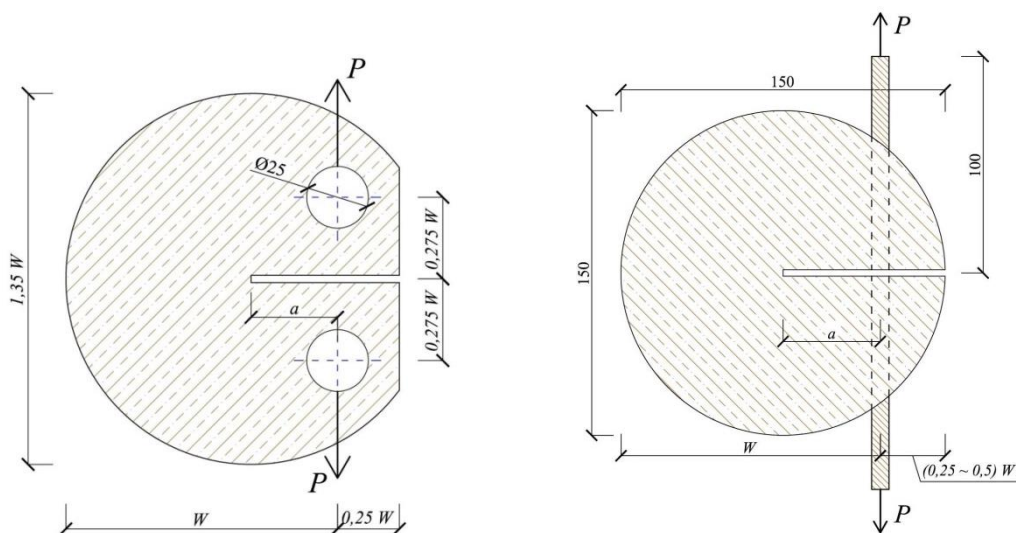
$$\alpha = \frac{a}{W} \quad (4)$$

Kovové materiály jsou charakterizovány svou tuhostí a vysokou odolností proti tahu. Není tedy třeba vyrábět pro testování lomových nebo únavových vlastností extrémně velká zkušební tělesa. Doporučená geometrie zkušebních těles pro zkoušku excentrickým tahem je dána ASTM [3].

Geometrická funkce pro popis chování a šíření trhliny kovovým tělesem (faktor intenzity napětí) při zátěžových zkouškách je v literatuře vyjadřována několika způsoby, obecně ji lze zapsat takto (5):

$$K = \frac{P \cdot (2 + \alpha)}{B \cdot \sqrt{W} \cdot (1 - \alpha)^{3/2}} f(\alpha), \quad (5)$$

kde P je vnášená zatěžovací síla [N], B je šířka tělesa [m], W je vzdálenost osy působení zatížení od protějšího okraje tělesa [m], α je relativní délka zářezu a $f(\alpha)$ je tvarová funkce pro CT těleso.



Obr. 4. Zkušební tělesa kruhového průřezu pro zkoušku excentrickým tahem, vlevo pro kovové materiály, vpravo modifikace pro cementové kompozity

Oproti kovovým materiálům jsou cementové kompozity vysoce heterogenní materiály. Kompozit je materiál tvořený minimálně dvěma složkami s rozdílnými vlastnostmi, které dohromady vytvoří materiál s vlastnostmi, které jeho složky samy o sobě nemají. Průmyslově nejpoužívanějším cementovým kompozitem ve stavebnictví je beton, jehož hlavní složky tvoří cement jako pojivo a zrna kameniva – frakce, jako plnivo. Chemickou reakcí cementu s vodou pak vzniká betonová směs, která po zatvrdnutí nabývá různé kvality a pevnosti.

Geometrická funkce pro popis chování a šíření trhliny MCT tělesem je vyjádřena hodnotou lomové houževnatosti K_{Ic} , viz rovnice (6), pro vyhodnocení ze statických testů a viz rovnice (7) pro vyhodnocení z únavových testů.

$$K_{Ic} = \frac{P_{\max}}{B \cdot W} \cdot \sqrt{W} \cdot B_1(\alpha), \quad (6)$$

$$K_{Ia} = \frac{P_a}{B \cdot \sqrt{W}} \cdot B_1(\alpha), \quad (7)$$

kde P_{\max} je maximální dosažená síla v [N], P_a je amplituda zatížení v [N], B je tloušťka tělesa v [mm], W je umístění ocelových tyčí v [mm], a je délka počátečního zářezu v [mm], $B_1(\alpha)$ je tvarová funkce pro MCT těleso a $Y(\alpha)$ je tvarová funkce pro CT těleso a do rovnice (6) se dosadí za $B_1(\alpha)$.

Tvarové funkce pro MCT těleso byly získány pomocí softwaru ANSYS a převzaty z literatury [53] a [61] a pro CT těleso převzaty z [60]. Všechny uvedené rovnice platí pro umístění ocelových tyčí $W = 110$ mm a $W = 120$ mm.

Tvarová funkce pro CT těleso s umístěním ocelových tyčí $W = 110$ mm:

$$Y(\alpha) = 59,139 - 515,78\alpha + 1772,4\alpha^2 - 2591,2\alpha^3 + 1436,6\alpha^4 \quad (8)$$

Tvarová funkce pro MCT těleso s umístěním ocelových tyčí $W = 110$ mm:

$$B_1(\alpha) = -23,943 + 309,04\alpha - 1335,2\alpha^2 + 2947,6\alpha^3 - 3202\alpha^4 + 1429,6\alpha^5 \quad (9)$$

Tvarová funkce pro MCT těleso s umístěním ocelových tyčí $W = 120$ mm:

$$B_1(\alpha) = -33,482 + 416,97\alpha - 1804,2\alpha^2 + 3948,3\alpha^3 - 4254,7\alpha^4 + 1869,7\alpha^5 \quad (10)$$

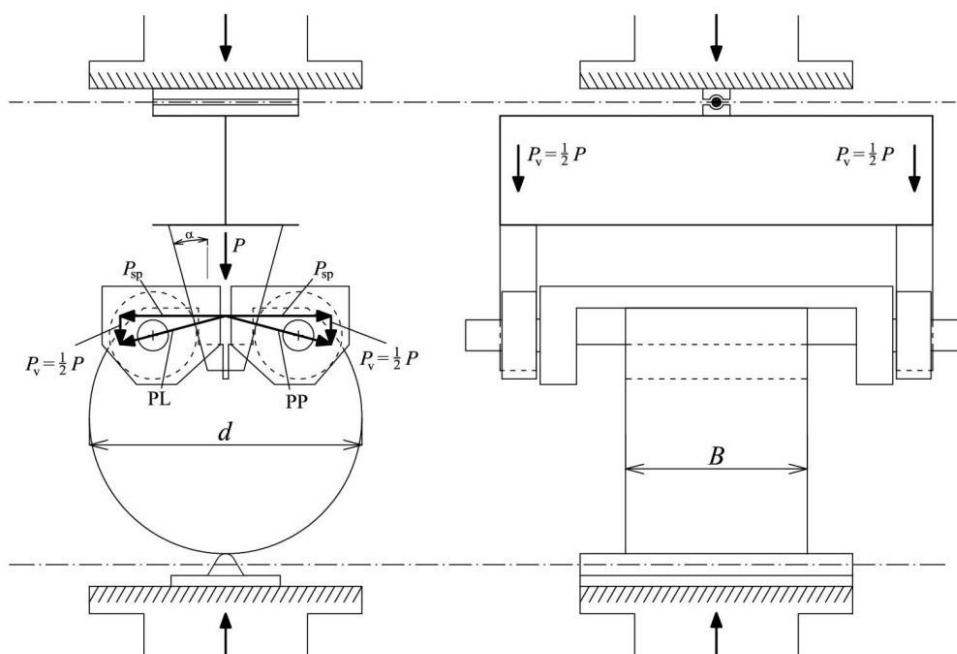
6.2 POROVNÁNÍ ZKOUŠEK ŠTÍPÁNÍM KLÍNEM, V TŘÍBODOVÉM OHYBU A EXCENTRICKÝM TAHEM

K porovnání zkoušek WST, 3PB a MCT (z angl. *modified compact tension test* – modifikovaná zkouška excentrickým tahem) bylo přistoupeno z hlediska podobnosti zkušebních těles u WST a MCT, a protože WST i 3PB jsou standardizované zkoušky pro určování lomové mechanických parametrů cementových kompozitů.

6.2.1 Zkouška štípáním klínem

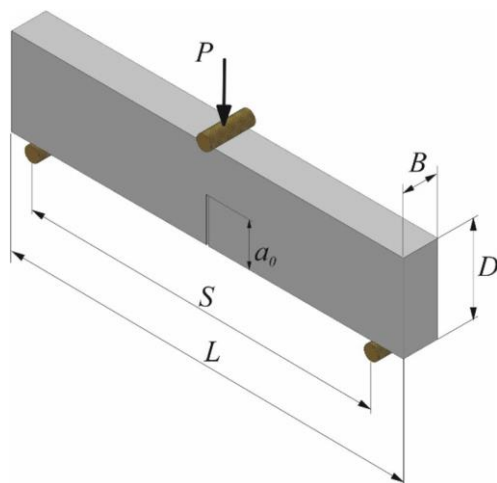
WST se provádí na malých tělesech se čtvercovým nebo kruhovým průřezem. Do těles se na horní hraně vyřeže drážka široká 30 mm, která slouží pro dobré osazení ocelových přílohek. Příložky mají na obou svých koncích ložisko, které slouží pro podporu dvou vně umístěných ocelových klínů. Pojžděním ocelových klínů po ložiscích je do tělesa vnášeno zatížení, kterým je těleso postupně štípáno na dvě části. Konfigurace a statické schéma zatížení je uvedeno na obr. 5.

Guinea a kol. v roce 1996 ve své práci [18] stanovovali faktory intenzity napětí pro geometrii klínového štípání. V posledních letech bylo na zkoušce štípáním klínem provedeno množství výzkumů jak na poli experimentálním, tak numerickém. Na univerzitě ve Vídni byly prováděny experimenty WST, které jsou zaměřeny na hodnocení kvality různého druhu vyztužení betonu a jejich vliv na celkovou tahovou pevnost betonu. Výsledky testů byly rovněž hodnoceny z hlediska velikosti lomových energií zkušebních vzorků, viz např. [30], [31] a [32]. Numerickými simulacemi WST se věnovali kolegové z ústavu stavební mechaniky fakulty stavební v Brně, viz např. [44], [51] či [59].



Obr. 5. Statické schéma zkoušky štípáním klínem (převzato z [21])

6.2.2 Zkouška ve třibodovém ohybu



Obr. 6. Těleso pro zkoušku v třibodovém ohybu (převzato z [10])

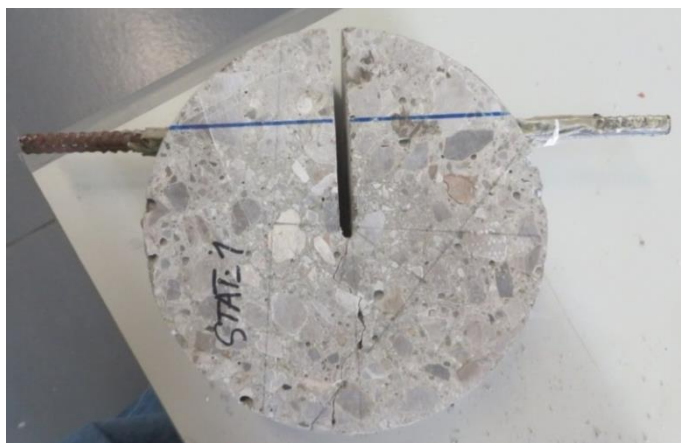
Zkouška ve třibodovém ohybu (schéma a rozvržení parametrů 3PB zkoušky je uvedeno na obr. 6) je standardizovaná zkouška pro určování lomové mechanických parametrů cementových kompozitů. Těleso je standardně opatřeno počátečním zářezem uprostřed spodní části tělesa, zatímco zatížení je aplikováno uprostřed na protilehlé straně. Rozměr tělesa uvažovaný v této studii je $100 \times 100 \times 400 \text{ mm}^3$.

6.2.3 Modifikovaná zkouška excentrickým tahem

Jako zkušební tělesa mohou pro testování cementových kompozitů sloužit tělesa jakéhokoli tvaru. Nejčastěji však tělesa ve tvaru krychle, kvádrů nebo válce, která jsou z hlediska jejich výroby velmi jednoduchá. Geometrie zkušebního tělesa pro modifikovanou zkoušku excentrickým tahem (z angl. *modified compact tension* – MCT) vychází z geometrie kruhového zkušebního tělesa pro standardní zkoušku excentrickým tahem, viz obr. 4 vlevo. Modifikace tělesa spočívá ve změně způsobu vnášení zatížení do tělesa. Zatímco u zkušebního tělesa pro kovové materiály jsou do tělesa vyvrtány dva kruhové otvory pro osazení ložisek, přes něž je do tělesa vnášeno zatížení, v případě cementových kompozitů by tento způsob uchycení vlivem velmi malé tahové pevnosti způsobil přidavné nežádoucí koncentrátoři napětí. Z tohoto důvodu bylo přistoupeno ke změně způsobu vnášení zatížení za použití ocelové tyče. Do tělesa je z boku vyvrtán otvor pro osazení ocelové tyče, která je následně upevněna silným epoxidovým lepidlem, popřípadě je ocelová tyč usazena již při výrobě zkušebních těles, viz obr. 4 vpravo a obr. 7.

V uvedených numerických studiích a experimentech MCT je uvažováno s kruhovými tělesy s průměrem 150 mm. Tato MCT tělesa mohou být využívána jak pro statický test, tak pro test únavový. Parametr W byl vzhledem ke zvolenému průměru zkušebního tělesa, v numerických studiích i experimentech uvažován hodnotou 120 mm.

Jednotlivé geometrie zkušebních těles jsou popisovány bezrozměrným parametrem relativní délka zářezu α , který byl v průběhu numerických studií proměnlivý a pohyboval se v rozmezí $0,2 \sim 0,5$.



Obr. 7. Zkušební těleso pro MCT zkoušku

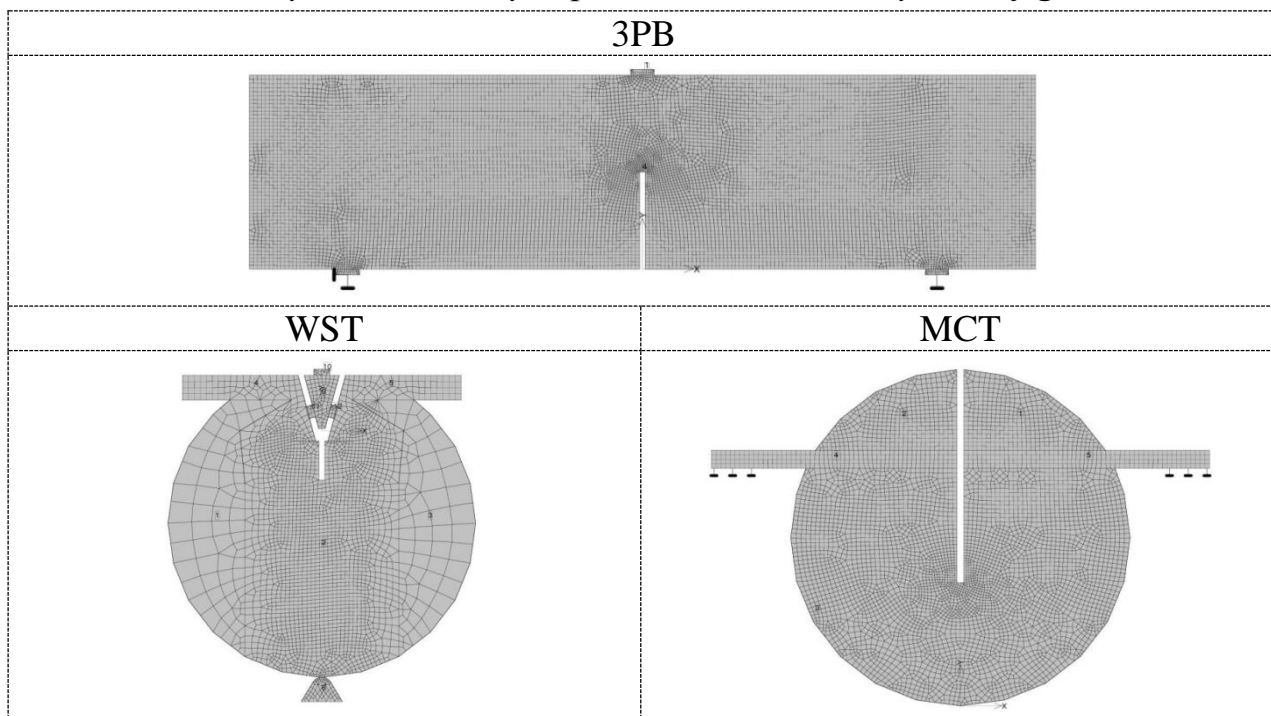
6.2.4 Numerické modely WST, 3PB a MCT

Tělesa pro zkoušky WST a MCT jsou kruhového průřezu o průměru 150 mm a šířkou uvažovanou 100 mm. Těleso pro 3PB je kvádr o rozměrech $100 \times 100 \times 400 \text{ mm}^3$

Tab. 1. Tabulka vstupních parametrů materiálových modelů betonu a oceli

	Krychelná pevnost f_c [MPa]	Tahová pevnost f_t [MPa]	Modul pružnosti E [MPa]	Objemová hmotnost ρ [kg/m ³]
Beton	30	2,317	$30,32 \times 10^3$	2300
Ocel	-	-	210×10^3	7850

Tab. 2. Modely a sítě konečných prvků všech uvažovaných konfigurací



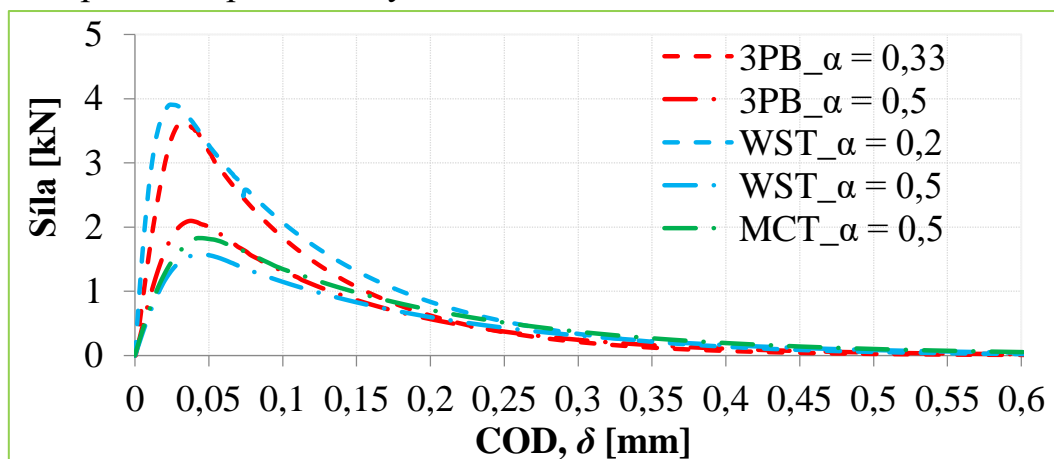
Pro srovnání výsledků modelů zkoušek WST, 3PB a MCT byly použity stejné materiálové modely. Části těles z cementového kompozitu (betonu) byly modelovány materiálovým modelem 3D Non Linear Cementitious 2 (3DNLC2),

kteřý byl nakonfigurován do podmínek rovinné napjatosti. Všechny ocelové části byly ve všech případech modelovány materiálovým modelem Pružný – rovinná napjatost (P-RN). Použité materiálové charakteristiky materiálových modelů betonu a oceli implementovaných do programu ATENA 2D jsou uvedeny v tab. 1.

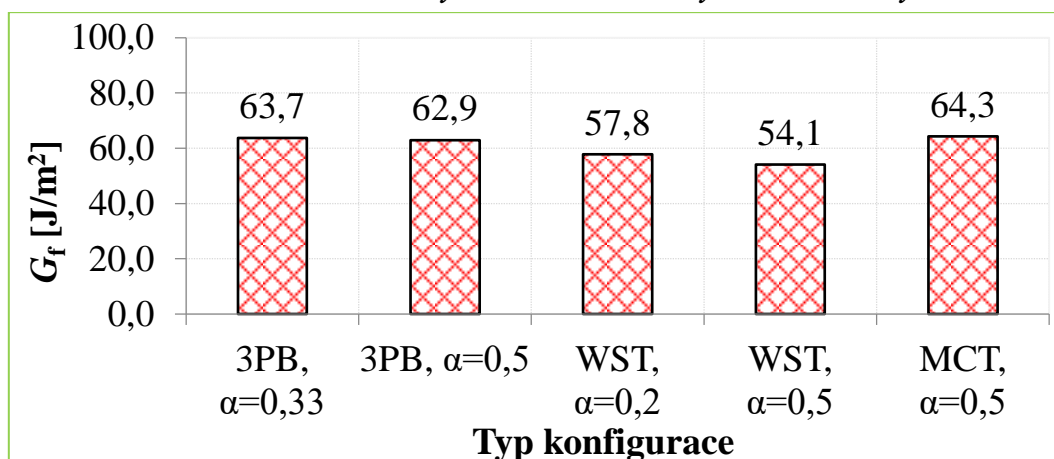
Sítě konečných prvků všech modelů jsou uvedeny v tab. 2. Modely 3PB a MCT mají síť konečných prvků o velikosti elementu 2 mm se zhuštěním v okolí konce počátečního zářezu na 1 mm. U modelu WST se z důvodu složitosti zhuštění na 1 mm v okolí počátečního zářezu neuvažovalo. Pro numerické simulace bylo využito modelů s relativní délkou trhliny $\alpha = 0,33$ a $0,5$ pro numerické modely 3PB. Pro modely WST bylo využito relativních délek $\alpha = 0,2$ a $0,5$ a pro numerický model MCT relativní délky $\alpha = 0,5$.

6.2.5 Dílčí výsledky

Výsledky jsou prezentovány diagramy závislosti zatěžovací síly na velikosti otevření trhliny (COD) měřené na paprsku zatěžovacích sil v případě WST a MCT. V případě 3PB jde o diagram závislosti zatěžovací síly na průhybu (δ) tělesa, měřeného uprostřed spodní hrany, viz obr. 8.



Obr. 8. Zatěžovací křivky všech uvažovaných numerických modelů



Obr. 9. Diagram lomových energií získaných z numerických výpočtů

Sledovaným lomově-mechanickým parametrem numerických simulací uvedených zatěžovacích zkoušek je lomová energie G_f , vypočtená podle rovnice (1) ze všech

nasimulovaných zatěžovacích křivek. Jednotlivé hodnoty jsou uvedeny v grafu na obr. 9. Nižší hodnoty lomových energií pro zkoušku štípáním klínem mohou být způsobené pravděpodobně rychlejším klesáním sestupné větve zatěžovací křivky. Více viz článek [22].

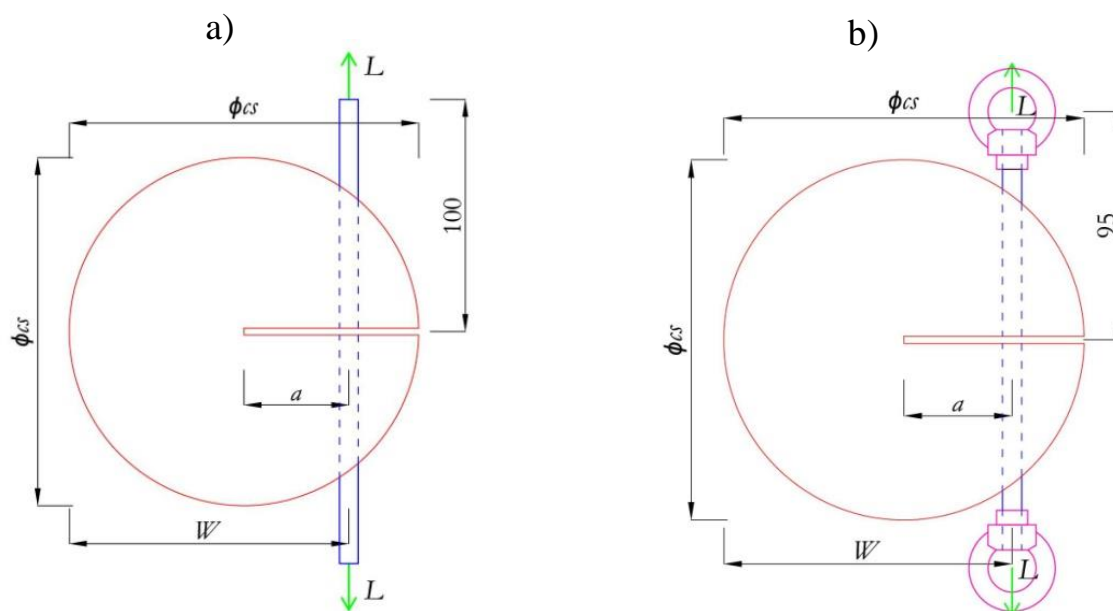
6.3 POROVNÁNÍ ZPŮSOBU UCHYCENÍ MCT TĚLESA DO TESTOVACÍHO LISU

V prvních experimentálních testech modifikované zkoušky excentrickým tahem bylo využito pevného uchycení ocelových tyčí přímo do testovacího lisu. Tato metoda uchycení brání jejímu pootočení, čímž dochází ke vzniku nežádoucího přidavného momentu. Jelikož modifikované těleso pro MCT vychází z tvaru tělesa pro standardní zkoušku excentrickým tahem, kde jsou kolmo na kruhový průřez vyvrtány dva otvory, do kterých se osadí čepy, přes něž je do tělesa vnášeno zatížení, čímž se tělesa při zatěžování tahem kolem čepů přirozeně natácejí. Druhá metoda uchycení ocelových tyčí do testovacího lisu spočívá ve využití ocelových matic s okem umístěných na koncích ocelových tyčí tak, aby bylo tělesu umožněno podobné otáčení jako v případě standardního CT testu, viz schéma na obr. 10.

Předpokládané rozměry MCT tělesa použité při numerické simulaci a taktéž pro zamýšlený experiment jsou uvedeny v tab. 3, kde ϕ_{cs} je průměr tělesa v [mm] a ϕ_{sb} je průměr použitých ocelových tyčí v [mm].

Tab. 3. *Rozměry zkušebního MCT tělesa použité v numerické studii*

Rozměry tělesa	ϕ_{cs} [mm]	W [mm]	a [mm]	B [mm]	ϕ_{sb} [mm]	α [-]	A_{lig} [mm ²]
	150	120	36	60	8	0,3	5 040



Obr. 10. *Schematický náčrt modifikované zkoušky excentrickým tahem s rozměry: a) přímé uchycení ocelových tyčí; b) uchycení pomocí matic s okem na koncích ocelových tyčí*

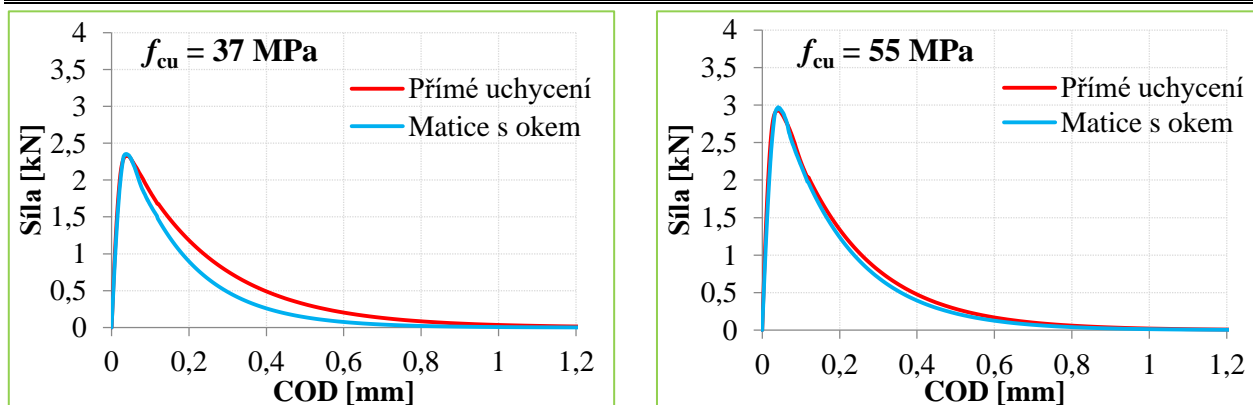
Pro numerickou studii bylo využito 8 hodnot krychelné pevnosti $f_{cu} = \{10, 25, 37, 45, 55, 67, 75, 85\}$ MPa korespondující s krychelnými pevnostmi vybraných tříd betonu. Tato hodnota slouží jako vstupní parametr do materiálového modelu 3DNLC2, na základě něhož program pomocí implementovaných empirických rovnic dopočítá ostatní mechanické parametry pro daný materiál.

6.3.1 Dílčí výsledky

Numerické výsledky jsou prezentovány formou Síla-COD diagramů, jejichž vybrané ukázky jsou uvedeny na obr. 11. Vodorovná osa reprezentuje otevření trhliny (COD) měřené na ose vnášeného zatížení, tedy v osách ocelových tyčí. Na svislé ose je vyneseno dodávané zatížení. Pro všechny zatěžovací křivky byly pro srovnání také vypočítány hodnoty lomové energie podle rovnice (1) a jsou uvedeny v tab. 4. Aplikovatelnost MCT testu pro určování lomové energie betonu byla prošetřena s velmi slibnými výsledky, viz [8] a [11] a následně prověřena a porovnána se zkouškou v třibodovém ohybu standardizovanou pro určování lomových parametrů kvazi-křehkých materiálů, viz [10] a [13].

Tab. 4. *Rozměry zkušebního MCT tělesa použité v numerické studii*

Lomová energie G_f [J/m ²]								
f_{cu} [MPa]	10	25	37	45	55	67	75	85
Přímé uchycení	48,61	95,52	120,95	134,93	134,08	211,48	218,68	225,25
Matice s okem	31,01	67,58	90,15	103,16	122,73	135,66	148,20	163,35
Poměr matice/přímé	0,638	0,708	0,745	0,765	0,915	0,642	0,678	0,725



Obr. 11. *Celkové Síla-COD zatěžovací diagramy pro $f_{cu} = 37$ a 55 MPa použité pro výpočet lomové energie*

7 STATICKÉ LABORATORNÍ ZKOUŠKY

Ve spolupráci s kolegy ze španělských univerzit Oviedo a Seville byly provedeny laboratorní zkoušky na modifikovaných tělesech ve tvaru disku z prostého betonu za využití konfigurace zkoušky excentrickým tahem (dále označené jako MCT a MDCT – z angl. *Modified Disk-Shaped Compact Tension*) v porovnání zkoušek na malých hranolech se zářezem ve třibodovém ohybu (3PB). Byly zkoumány 4 různé

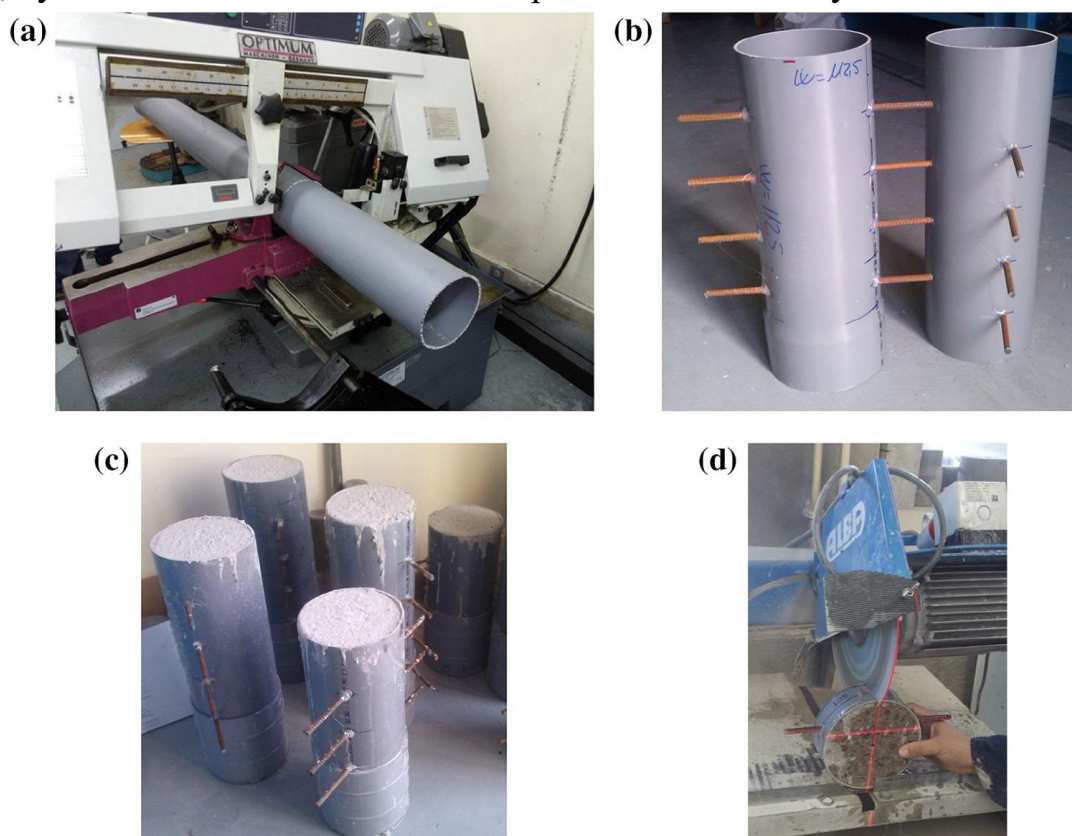
betonové směsi a dva postupy výroby těles pro MCT zkoušku. V prvním případě byla zkušební tělesa odřezána z betonového válce ve formě z PVC trubky, ve druhém případě byla tělesa pro MCT zkoušku odřezána z válců pro standardní tlakovou zkoušku.

7.1 MODIFIKOVANÁ ZKOUŠKA EXCENTRICKÝM TAHEM

7.1.1 Zkušební tělesa

V laboratoři španělské univerzity Oviedo v kampusu Gijón byly s odstupem času provedeny dvě zatěžovací zkoušky na tělesech odřezaných z válců, které vznikly ve formě z PVC trubky s vnitřním průměrem 153 mm. V prvním případě bylo cílem experimentu kalibrace zkoušky MCT a ověření výstižnosti numerického modelu MCT zkoušky v programu ATENA. Ve druhém případě byly porovnávány dvě betonové směsi, které byly taktéž využity na hranolech se zářezem ve zkoušce v tříbodovém ohybu.

Zkušební tělesa pro pilotní studii byla nařezána z betonového válce, pro jehož výrobu byla použita jako forma PVC trubka s vnitřním průměrem 153 mm. Bylo uvažováno pouze se střední částí trubky, spodní a horní konce nebyly využity pro výrobu zkušebních těles z důvodu sedání či zhutnění betonové směsi. Zkušební těleso, bylo uvažováno s šířkou 60 mm a průměrem ocelové tyče 8 mm.



Obr. 12. Příprava MDCT těles: a) Nařezání PVC trubky, b) Osazení ocelových tyčí v předepsaných vzdálenostech, c) Formy naplněné betonovou směsí, d) Počáteční zářez, převzato z [10]

Osazení ocelové tyče do zkušební tělesa bylo provedeno po zatvrdnutí betonové směsi a rozřezání na jednotlivá zkušební tělesa. Do betonového disku byl provrtán v určeném místě W otvor pro osazení ocelových tyčí. Ty byly následně upevněny epoxidovým lepidlem. Po zatvrdnutí lepidla byla tělesa opatřena počátečním zářezem, vedeným kolmo přes ocelovou tyč.

Modifikovaná tělesa pro srovnání MDCT a 3PB byla vyrobena rovněž za pomoci PVC trubek s vnitřním průměrem 153 mm, do kterých ale byly předem navrtány otvory pro osazení ocelových tyčí (běžné vroubkované ocelové tyče o průměru 8 mm) v předepsané poloze W . Na to byla do forem z PVC trubky nalita betonová směs a uložena do vodní nádrže po dobu 28 dní. Poté jsou z trubky nařezána tělesa ve tvaru disku o tloušťce 60 mm tak, aby ocelové tyče zůstaly ve střední rovině těles. Nakonec jsou tělesa opatřena počátečním zářezem, dle zvolených délek. Aby se snížil vliv sedání kameniva kvůli výšce plastové formy a přítomnosti ocelových tyčí, jsou pro zkoušku uvažována jen tělesa odebraná ze střední části formy. Výrobní postup MDCT těles je uveden na obr. 12. Zkouška excentrickým tahem s modifikovanými tělesy byla provedena na servohydraulickém lisu MTS Bionix s 25 kN zátěžovou kapacitou.

Pro zkoušku ve tříbodovém ohybu byla vyrobena sada zkušebních těles o rozměrech $100 \times 100 \times 440 \text{ mm}^3$ s počátečním zářezem. Relativní délka zářezu byla na všech tělesech uvažována jedinou hodnotou, tj. $\alpha = 0,5$. Všechny testy byly provedeny na „closed-loop“ servo-hydraulickém dynamickém lisu MTS Bionix s 25 kN zátěžové kapacity, přičemž bylo uvažováno s naznačenou kompenzací vlastní tíhy vzorků.

7.1.2 Pilotní studie: Ověření výstižnosti modelu MCT

Z provedené tlakové zkoušky na betonových válcích byla určena průměrná válcová pevnost $f_{c,cyl} = 32 \text{ MPa}$, z níž byla vypočtená krychelná pevnost $f_{c,cube} = 37,6 \text{ MPa}$. Na základě těchto výsledků byla betonová směs podle ČSN EN 206-1 klasifikována do třídy betonu C 30/37. Hodnota $f_{cu} = 37 \text{ MPa}$ byla využita jako vstupní parametr do materiálového modelu betonu v programu ATENA 2D. Pro tento případ numerické studie bylo využito materiálového modelu betonu SBETA, který byl použit s ohledem na rozměry zkušebních těles modifikované zkoušky excentrickým tahem. Materiálový model SBETA je nakonfigurován na výpočet v podmínkách rovinné napjatosti. Parametry tahové pevnosti, modulu pružnosti a objemové hmotnosti jsou uvedeny v tab. 5. Pro experiment bylo k dispozici 6 MCT těles s průměrem odpovídajícím vnitřnímu průměru plastové trubky 153 mm, jejichž reálné naměřené rozměry jsou uvedené v tab. 6.

V grafu na obr. 13 jsou uvedeny výsledné zatěžovací křivky z pilotního experimentu zkušebních těles pro modifikovanou zkoušku excentrickým tahem společně s výslednými zatěžovacími křivkami z numerické studie. S ohledem na reálnou průměrnou hodnotu relativní délky zářezu $\alpha = 0,3556$ naměřenou na zkušebních tělesech pro experimenty, bylo pro numerickou studii uvažováno se třemi relativními délkami okolo této délky, tedy $\alpha = 0,3$; $0,4$ a $0,5$. Šířka

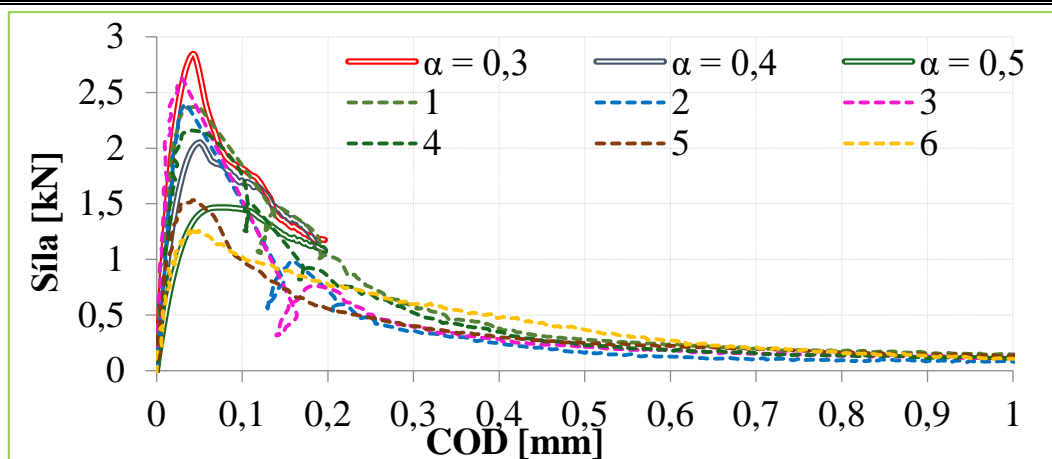
numerických modelů byla uvažována o velikosti 60 mm. Vzdálenost ocelových tyčí od protějšího okraje tělesa čili působení zatížení bylo uvažováno $W = 120$ mm. Jako srovnávací parametr byla ze získaných zatěžovacích křivek vypočtena hodnota lomové energie G_f podle rovnice (1). Více viz článek [23].

Tab. 5. *Vstupní materiálové parametry betonu a oceli pro ověření modelu MCT*

	Krychelná pevnost f_c [MPa]	Tahová pevnost f_t [MPa]	Modul pružnosti E [MPa]	Objemová hmotnost
Beton	37	2,665	33×10^3	2300
Ocel	-	-	210×10^3	7850

Tab. 6. *Naměřené rozměry zkušebních těles pro MCT zkoušku*

Označení	W [mm]	l_{lig} [mm]	a [mm]	B [mm]	α [-]	A_{lig} [mm ²]
1	118,7	73,8	44,9	62,7	0,3783	4627
2	116,4	76,2	40,2	63,5	0,3454	4839
3	118,9	78,7	40,2	63,1	0,3381	4966
4	119,7	77,5	42,2	63,6	0,3525	4929
5	122,2	77	45,2	62,2	0,3699	4789
6	119,3	77,6	41,7	62,4	0,3495	4842



Obr. 13. *Graf závislosti zatěžovací síly na velikosti otevření trhliny měřené na paprsku působitě zatížení*

7.1.3 Srovnání MDCT a SPB pro určování lomových parametrů betonu

V laboratoři univerzity Oviedo, kampusu Gijón, byly rovněž provedeny experimentální testy modifikované zkoušky excentrickým tahem v porovnání se standardizovanou zkouškou pro určování lomově mechanických parametrů, viz Cifuentes a kol. [10]. Pro experiment byla vyrobena sada zkušebních těles pro MDCT a 3PB zkoušku. Zkoumáno bylo chování a vlastnosti dvou různých betonových směsí – normální samo-zhutňující betonové směsi (NSC, z angl. *normal self-compacting*) a vysokopevnostní samo-zhutňující betonové směsi (HSC, z angl. *high-strength self-compacting*). V obou betonových směsích byl použit běžný portlandský cement CEMII/B-V 32,5R s maximální velikostí zrna 10 mm. Pro zhuštění betonové matice v případě HSC byla použita mikrosilika.

Krychelná pevnost f_c daných směsí byla 40 MPa v případě NSC, 100 MPa v případě HSC. Z proběhlých zatěžovacích zkoušek byly vyhodnoceny zatěžovací diagramy, které pak posloužily pro výpočet specifické lomové energie G_F . Zatěžovací křivky MCT zkoušky vykazují trend příliš dlouhé sestupné větve s konstantní velikostí síly a v některých případech dokonce došlo i k jejímu navýšení, pravděpodobně díky tahové interakci mezi ocelovými tyčemi a betonem. Za účelem změny tohoto fenoménu na konci zatěžovací křivky bylo navrženo její přetvoření na základě studie provedené týmem Guinea a kol. [19] pro zkoušku v tříbodovém ohybu. Návrh uvažuje s odejmutím zasažené části zatěžovací křivky, která nebude uvažována pro výpočet celkové lomové práce, ale bude nahrazena křivkou vypočítanou pomocí explicitních výrazů (viz [10]), a ta pak poslouží pro výpočet neměřené lomové práce, jak to bylo vysvětleno ve [19].

Výsledné hodnoty nezávislé lomové energie pro jednotlivé zkušební konfigurace a betonové směsi jsou uvedeny v tab. 7 a tab. 8.

Tab. 7. *Výsledné hodnoty celkových lomových energií z testů MDCT zkoušky*

Typ betonu	W [mm]	A [-]	W_{ft} [Nmm]	A_{lig} [mm ²]	G_F [J/m ²]
NSC MCT	105	0,1	607 ± 16%	3748 ± 1%	161,9 ± 3%
		0,3	730 ± 15%	4528 ± 1%	161,4 ± 15%
		0,5	1004 ± 11%	6177 ± 1%	162,6 ± 5%
	112,5	0,1	550 ± 11%	3343 ± 1%	164,0 ± 11%
		0,3	778 ± 13%	5014 ± 1%	155,2 ± 13%
		0,5	948 ± 15%	5767 ± 1%	164,4 ± 15%
HSC MCT	105	0,1	1253 ± 12%	5835 ± 2%	213,7 ± 13%
		0,3	1016 ± 11%	4580 ± 2%	221,8 ± 12%
		0,5	693 ± 14%	3216 ± 1%	215,5 ± 14%
	112,5	0,1	1427 ± 16%	6326 ± 2%	225,5 ± 14%
		0,3	1046 ± 19%	4610 ± 4%	223,7 ± 16%
		0,5	692 ± 11%	3388 ± 1%	207,9 ± 8%

Tab. 8. *Výsledné hodnoty celkových lomových energií z testů 3PB zkoušky*

Typ betonu	W_{ft} [Nmm]	A_{lig} [mm ²]	G_F [J/m ²]
NSC	801 ± 8%	5213 ± 2%	153,6 ± 8%
HSC	1085 ± 12%	5160 ± 1%	209,0 ± 12%

7.1.4 Porovnání způsobu uchycení MCT tělesa do zkušební lisu

MCT zkouška byla v tomto případě zaměřena na srovnání dvou typů uchycení ocelové tyče do zkušebního zařízení. Přímé uchycení ocelové tyče do lisu bylo označeno jako varianta A, a uchycení pomocí matic s okem na koncích ocelových tyčí bylo označeno jako varianta B. Z toho vyplynulo i značení jednotlivých zkušebních těles. V první řadě byla označena zkratkou SP (z angl. *specimen*), číslem vzorku a variantou uchycení ocelových tyčí do testovacího lisu (A nebo B). Pro

každou variantu bylo přichystáno 5 těles, přičemž současná varianta byla označena SP1A – SP5A a varianta s využitím matic s okem na koncích ocelových tyčí SP1B – SP6B. V případě B bylo použito 1 těleso navíc, jelikož byl vzorek s označením SP1B defektní. Všechna tělesa byla dimenzována na relativní délku zářezu $\alpha = 0,3$ a umístění ocelové tyče ve vzdálenosti $W = 120$ mm, přičemž reálné hodnoty jednotlivých těles jsou pak uvedeny v tab. 9, kde l_{lig} je délka ligamentu v [mm].

Tab. 9. *Naměřené rozměry zkušebních těles pro MCT zkoušku*

Ozn.	ϕ_{cs} [mm]	W [mm]	l_{lig} [mm]	a [mm]	B [mm]	α [-]	A_{lig} [mm ²]
SP1A	149,72	115	84,50	30,50	60,00	0,265	5070
SP2A	150,00	120	82,55	37,45	59,50	0,312	4912
SP3A	149,70	116	83,58	32,42	60,00	0,279	5015
SP4A	149,10	115	85,60	29,40	57,85	0,256	4952
SP5A	149,10	118	83,50	34,50	58,76	0,292	4906
SP1B	149,60	-	82,20	-	59,00	-	4850
SP2B	149,70	120	83,02	36,98	60,00	0,308	4981
SP3B	149,43	118	83,20	34,80	58,96	0,295	4905
SP4B	149,27	115	84,60	30,40	59,53	0,264	5036
SP5B	149,27	120	85,25	34,75	60,06	0,290	5120
SP6B	149,19	115	84,75	30,25	60,20	0,263	5102

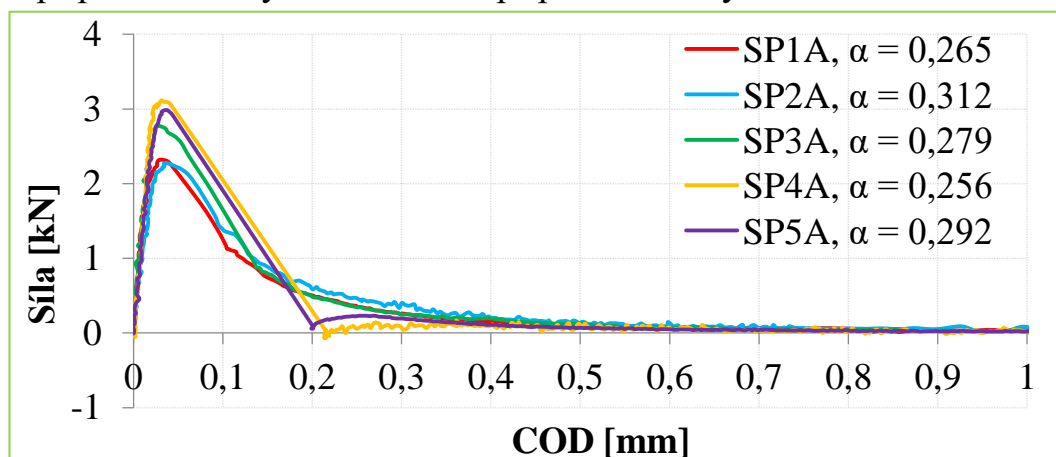
Výsledné zatěžovací diagramy pro jednotlivé varianty uchycení zkušební tělesa do testovacího lisu jsou uvedeny v grafech na obr. 14 a obr. 15. Z výsledků experimentu modifikované zkoušky excentrickým tahem byly vyšetřovány tři lomově mechanické parametry betonu, a to elastický modul pevnosti (E), kritická hodnota lomové houževnatosti pro mód I (K_{Ic}) a lomová energie (G_f), spočítané podle rovnic (11), (6) a (1). Výpočet hodnoty lomové houževnatosti K_{Ic} byl proveden dle rovnice (6) pro MCT těleso a pro srovnání byl proveden výpočet lomové houževnatosti s tvarovou funkcí $Y(\alpha)$ pro CT těleso. Kritické hodnoty lomové houževnatosti byly pro odlišení označeny horním indexem vyjadřujícím jednotlivé tvary těles. $K_{\text{Ic}}^{\text{CT}}$ pro výpočet s využitím tvarové funkce pro CT těleso a $K_{\text{Ic}}^{\text{MCT}}$ pro výpočet s využitím tvarové funkce pro MCT těleso. Za $B_1(\alpha)$ byla do rovnice (6) v případě MCT tělesa dosazena tvarová funkce (9) a (10) a v případě CT tělesa tvarová funkce (8). Výsledky jsou uvedeny v tab. 12.

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon}, \quad (11)$$

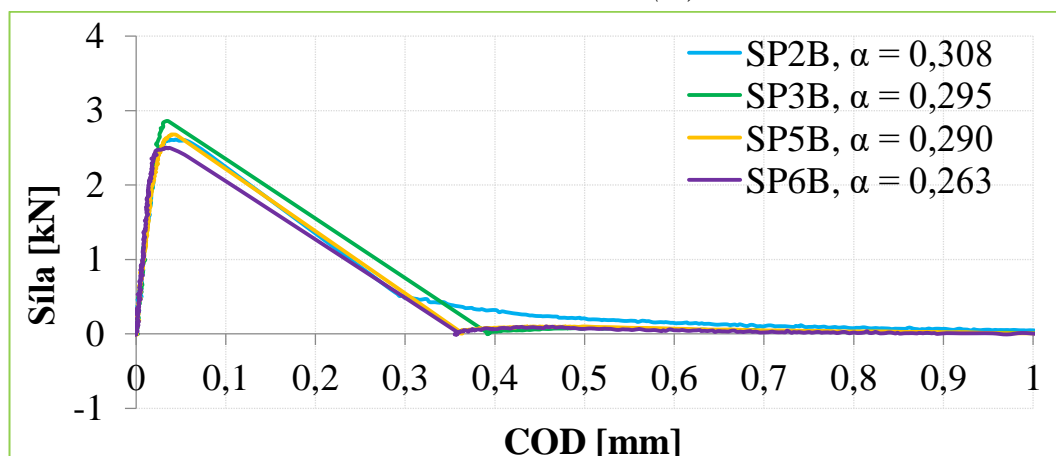
kde σ napětí materiálu v [MPa], a ε deformace materiálu v [mm].

Odchyłka elastického modulu pružnosti (E) od průměrné hodnoty je ± 18 % v případě varianty A a v případě varianty B ± 5 %. Nicméně průměrná hodnota elastického modulu pružnosti (E) získaná z naměřených dat z MCT zkoušek se liší od průměrné hodnoty modulu pružnosti ($E_{c,s} = 25\,100$ MPa) získané ze standardní tlakové zkoušky na válcích o průměru 150 mm a výšce 300 mm o $\pm 8,2$ % v případě varianty A a o $\pm 5,1$ % v případě varianty B. Kritická hodnota lomové houževnatosti K_{Ic} byla počítána pomocí tvarových funkcí pro CT těleso ($K_{\text{Ic}}^{\text{CT}}$) a MCT těleso

(K_{Ic}^{MCT}). V prvním případě (K_{Ic}^{CT}) je odchylka hodnot v případě varianty A $\pm 15\%$ a v případě varianty B $\pm 4\%$. V druhém případě (K_{Ic}^{MCT}) je odchylka hodnot v případě varianty A $\pm 12\%$ a v případě varianty B $\pm 9\%$.



Obr. 14. Zatěžovací křivky pro přímé uchycení ocelových tyčí do zatěžovacího lisu (A)



Obr. 15. Zatěžovací křivky pro variantu uchycení pomocí matic s okem na koncích ocelových tyčí (B)

8 ÚNAVOVÉ LABORATORNÍ ZKOUŠKY

8.1 MODIFIKOVANÁ ZKOUŠKA EXCENTRICKÝM TAHEM VS. 3PB

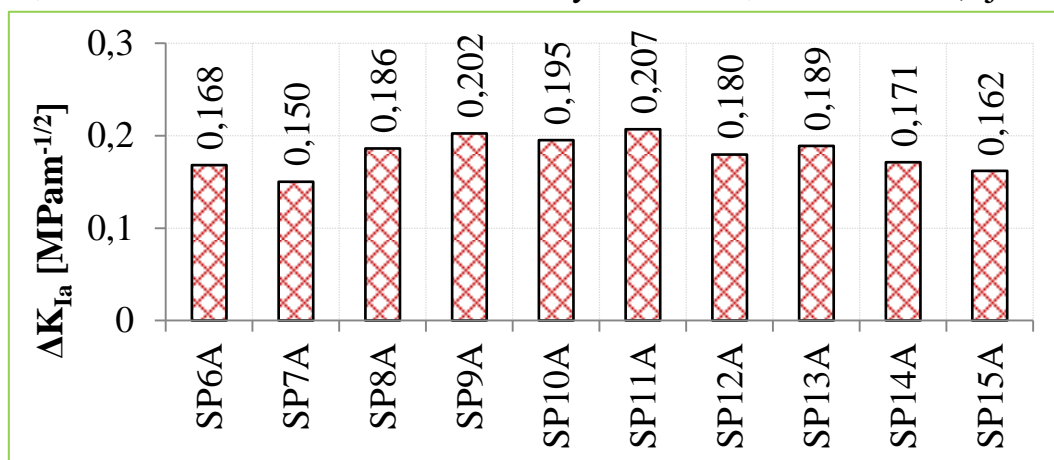
Pilotní studie únavového chování cementového kompozitu byla provedena na tělesech odřezaných z válců pro standardní tlakovou zkoušku. Standardní válce o rozměrech $150 \times 300 \text{ mm}^2$ (průměr \times výška) byly odlity firmou BETOTECH, s.r.o. s maximální velikostí zrna kameniva 4 mm. Bylo rozhodnuto o využití uchycení do zatěžovacího lisu přímo vzhledem k jednodušší manuální obsluze a přípravě MCT těles, viz obr. 16.



Obr. 16. Zkušební těleso pro únavovou zkoušku uchycené v testovacím lisu

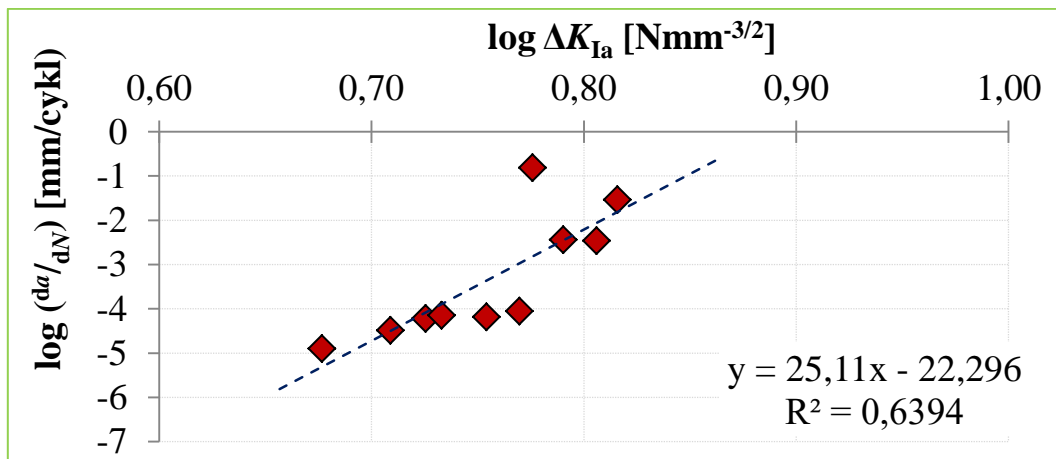
8.1.1 Dílčí výsledky

Na základě předchozího statického experimentu byla stanovena referenční hodnota maximálního zatížení $L_{ref} = 3$ kN. První hodnota maximálního zatížení byla zvolena 50 % z referenční hodnoty. Další hodnoty se pohybovaly od 45 % – 60 %. Počáteční bod nastavení odpovídá polovině součtu L_{max} a L_{min} , zatímco amplituda je rovna polovině ΔL . V grafu na obr. 17 jsou uvedeny hodnoty amplitudové lomové houževnatosti ΔK_{Ia} pro každé zkušební těleso MCT zkoušky. Průměrná hodnota $\bar{\Delta K}_{Ic} = 0,181$ MPam^{-1/2} se směrodatnou odchylkou $\sigma = 0,017$ MPam^{-1/2}, tj. ± 10 %.

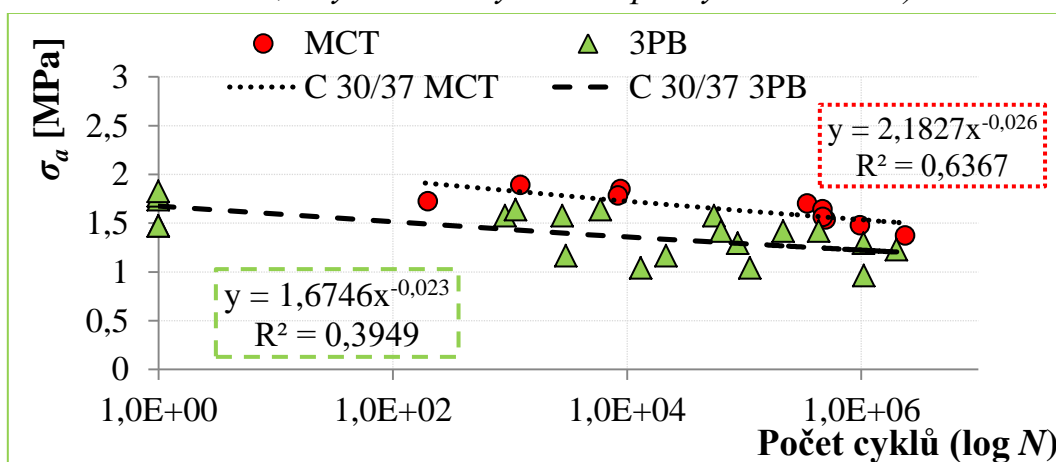


Obr. 17. Mezní hodnoty kritické lomové houževnatosti K_{Ic}

V grafu na obr. 18 jsou vykresleny hodnoty da/dN v závislosti na amplitudové lomové houževnatosti ΔK_{Ia} v logaritmickém měřítku, proložené příslušnou lineární spojnicí trendu s velmi dobrou hodnotou spolehlivosti, ze které lze odvodit materiálovou konstantu $m = 25,11$. Tato hodnota se pro betony pohybuje v rozmezí od $2 \div 30$, viz obr. 3. V grafu na obr. 19 je vynesena semilogaritmická $S-N$ křivka závislosti napětí na počtu cyklů v logaritmickém měřítku pro testovanou betonovou směs použitou na výrobu válců pro standardní tlakovou zkoušku firmou BETOTECH, s.r.o. v betonové třídě C30/37 v porovnání s křivkou získanou z literatury z únavových zkoušek na trámčích se zářezem v třibodovém ohybu ve stejné betonové třídě, viz [50].



Obr. 18. Graf závislosti da/dN na ΔK_{Ia} v logaritmicke mēritku (jednotka ΔK_{Ia} je $Nmm^{-3/2}$, abychom se vyhnuli záporným hodnotám)



Obr. 19. Semilogaritmická křivka závislosti napětí σ_a na počtu cyklů N pro MCT těleso v porovnání s daty z 3PB zkoušky na betonu třídy C30/37 převzatých z [50]

9 SHRnutí A DISKUZE VÝSLEDKŮ

9.1 NUMERICKÉ SIMULACE

Výsledky numerických simulací byly prezentovány formou zatěžovacích diagramů závislosti síly na otevření trhliny měřené na paprsku působitě vnášené síly, tedy Síla-COD diagramy. Pro uvažovanou šířku zkušebních těles 100 mm lze pro srovnání numerických modelů nastavených do rovinné deformace a rovinné napjatosti ze získaných výsledků pozorovat jen nepatrné rozdíly v zatěžovacích křivkách převážně v jejich klesajících částech. Během procesu kalibrace tvaru tělesa pro MCT zkoušku bylo rozhodnuto, že budou pro experimenty vyrobena zkušební tělesa v šířce 60 mm, která byla zhodnocena jako více než dostačující. Z daného důvodu pak byly další numerické studie modelovány v podmínkách rovinné napjatosti.

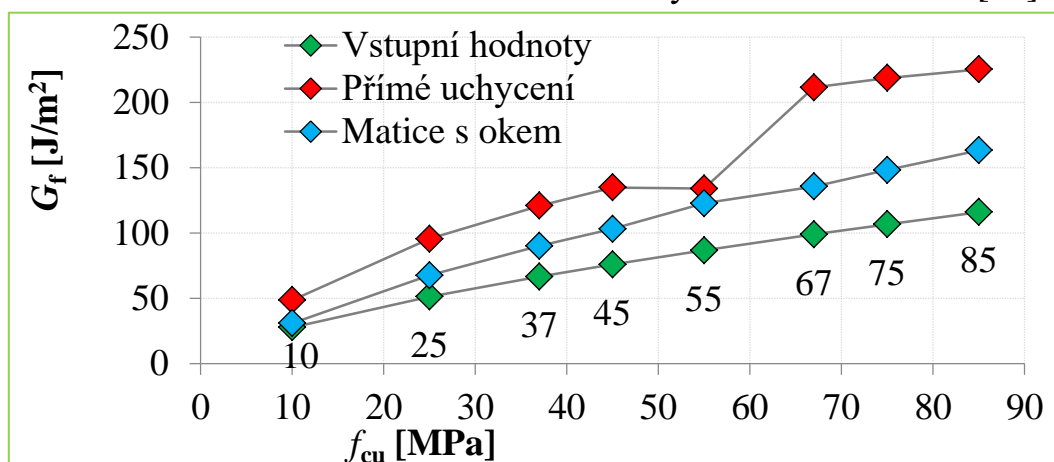
Ze získaných výsledků vlivu změny okrajových podmínek lze vliv podepření na koncích ocelových tyčí pokládat za zanedbatelný a pro lepší interpretaci růstu

trhliny v oblasti iniciačního zářezu a přesnější výsledky je lepší modelovat MCT těleso se zhuštěnou sítí konečných prvků v oblasti dna počátečního zářezu.

Z naměřených výsledků numerické studie porovnání modifikované zkoušky excentrickým tahem (MCT) se zkouškou štípáním klínem (WST) a ve třibodovém ohybu (3PB) vyplynulo, že hodnoty lomové energie pro 3PB ($G_f = 63,7 \text{ J/m}^2$ a $62,9 \text{ J/m}^2$) a MCT ($G_f = 64,3 \text{ J/m}^2$) vycházejí přibližně stejné a trochu vyšší oproti hodnotám lomové energie pro WST ($G_f = 57,8 \text{ J/m}^2$ a $54,1 \text{ J/m}^2$). Z daných výsledků lze vyvodit, že modifikovaná zkouška excentrickým tahem může být využita jako zkouška pro určování lomové mechanických parametrů cementových kompozitů.

Z numerických zatěžovacích diagramů studie zabývající se srovnáním přímého uchycení ocelové tyče modifikovaného tělesa, oproti uchycení tělesa pomocí matic s okem na koncích ocelových tyčí do zkušební lisu byl odvozen graf pro srovnání lomových energií, viz obr. 20.

Zatímco uchycení pomocí matice s okem kopíruje vzestupný trend hodnot lomové energie, jako byly vstupní hodnoty, tak u přímého uchycení dochází při vstupní hodnotě $f_{cu} = 55 \text{ MPa}$ k anomálii, která vede k náhlému poklesu hodnoty lomové energie a pro další $f_{cu} = 67 \text{ MPa}$ pak k výraznému zvýšení hodnot lomové energie. Tuto anomálii v rostoucím trendu hodnot lomové energie má pravděpodobně na svědomí vznikající nežádoucí moment. Numerické výsledky ukazují, že použití matic s okem na koncích ocelových tyčí hraje významnou roli v průběhu zatěžovacího procesu. Matice s okem mohou rotovat kolem čepu a jejich použití by mělo bránit vzniku nežádoucího momentu. Bližší vysvětlení viz článek [27].



Obr. 20. Lomová energie – vstupní hodnoty a hodnoty obdržené z numerických simulací

9.2 STATICKÉ LABORATORNÍ ZKOUŠKY

V první řadě bylo přistoupeno k ověření výstižnosti numerického modelu MCT zkoušky na základě experimentu provedeného na MCT tělesech vyrobených pro pilotní zkoušky, tedy ve formě z plastové trubky. Sledovaným parametrem pro srovnání byla hodnota lomové energie G_f , spočítaná podle rovnice (1). Výsledné hodnoty jsou uvedeny v tab. 10. Průměrná hodnota z laboratorních testů byla $G_f = 117,1 \text{ J/m}^2$ a z numerické simulace $G_f = 111,0 \text{ J/m}^2$. Pokud by z výsledků byla

vyloučena minimální a maximální hodnota lomové energie, pak je průměrná lomová energie z laboratorních testů $G_f = 114,5 \text{ J/m}^2$ skoro stejná jako průměrná hodnota lomové energie z numerické simulace $G_f = 114,4 \text{ J/m}^2$, která odpovídá relativní délce zářezu $\alpha = 0,4$. Obdržené výsledky z experimentu a numerické studie vykazují velmi dobrou shodu.

Tab. 10. *Hodnoty lomových energií*

Experiment		×	Numerická simulace	
Ozn.	$G_f [\text{J/m}^2]$		$\alpha [-]$	$G_f [\text{J/m}^2]$
1	162,1		0,3	108,6
2	160,3		0,4	114,4
3	121,9		0,5	110,1
4	121,1			
5	82,7			
6	108,8			
Průměr	117,1		Průměr	111,0
Odchylka	23,92		Odchylka	2,46

Dalším cílem experimentálních laboratorních testů bylo zhodnocení vhodnosti MDCT zkoušky pro určování lomově mechanických parametrů betonu. Zkouška byla porovnána se standardizovanou zkouškou pro určování lomově mechanických parametrů betonu, a to se zkouškou ve třibodovém ohybu (3PB). Z naměřených křivek byla v obou případech vyhodnocována hodnota specifické lomové energie G_F , výsledné hodnoty jsou shrnuty v tab. 11. Z výsledků vyplývá, že výsledná specifická lomová energie G_F je pro MDCT zkoušku mírně vyšší než v případě 3PB, nicméně i v nejhorším případě je rozdíl menší než 7 %. Tento rozdíl může být připsán ohybové tuhosti ocelových tyčí a jejich nezbytné kompatibilitě s betonovým tělesem, což naznačuje lehce vyšší spotřebu energie. Nicméně ze statistického hlediska a s přihlédnutím k rozdílnosti středních hodnot každé geometrie, betonové směsi a obdržených variačních koeficientů jsou získané hodnoty pro MDCT zhruba stejné jako v případě 3PB zkoušky. Lze prohlásit, že na základě získaných výsledků specifické lomové energie G_F lze prezentovanou modifikovanou zkoušku excentrickým tahem s tělesem ve tvaru disku považovat za spolehlivou.

Tab. 11. *Shrnutí výsledků G_F pro obě zkušební konfigurace a betonové směsi*

Zkouška	NSC	HSC
3PB	$153,6 \pm 8\%$	$209,0 \pm 12\%$
MDCT	$162,7 \pm 15\%$	$218,2 \pm 14\%$

V třetím experimentu MCT zkoušky byly vyhodnocovány tři lomově mechanické parametry betonu, a to elastický modul pevnosti (E), spočítaný z Hookova zákona podle rovnice (11), kritická hodnota lomové houževnatosti pro mód I (K_{Ic}) podle rovnice (6) a lomová energie (G_f), spočítaná podle rovnice (1). V rámci experimentu bylo rovněž hodnoceno dvojí uchycení ocelových tyčí do zkušební lisu – tzv. přímé uchycení ocelových tyčí bylo porovnáno s uchycením pomocí matic s okem

umístěných na koncích ocelových tyčí. Průměrné hodnoty uvedených lomových parametrů a jejich odchylky jsou uvedeny v tab. 12.

Z naměřených dat převážně vyplynulo, že průměrné hodnoty modulu pružnosti (E) pro obě varianty uchycení se od statického modulu pružnosti $E_{c,s}$ liší do 8,2 % v případě přímého uchycení a do 5,1 % v případě uchycení pomocí matic s okem. Průměrná hodnota lomové houževnatosti K_{Ic}^{CT} se pro obě varianty uchycení liší do 4,2 % a parametr K_{Ic}^{MCT} do 0,5 %. Hodnota lomové energie G_f je vyšší v případě uchycení pomocí matic s okem oproti hodnotě lomové energie při přímém uchycení.

Tab. 12. Hodnoty lomových parametrů a jejich odchylky

Označení	SP_A		SP_B	
	Hodnota	Odchylka	Hodnota	Odchylka
E [MPa]	27 343	4 941	23 822	1 099
K_{Ic}^{CT} [MPa \times m ^{1/2}]	0,764	0,116	0,732	0,032
K_{Ic}^{MCT} [MPa \times m ^{1/2}]	0,726	0,090	0,729	0,065
G_f [J/m ²]	85,58	7,8	140,14	1,76

9.3 ÚNAVOVÉ LABORATORNÍ ZKOUŠKY

Poslední experiment provedený v laboratoři univerzity Oviedo byly únavové zkoušky provedené na kruhových tělesech s průměrem 150 mm. Tělesa byla odřezána z válců pro standardní tlakovou zkoušku o rozměrech 150 mm v průměru a 300 mm na výšku. Válce byly vyrobeny firmou BETOTECH, s. r. o. v betonové pevnostní třídě C 30/37 a frakcí kameniva 0/4. Únavový test byl rovněž proveden na servohydraulickém lisu MTS Bionix 25 kN zátěžové kapacity při nastavení referenční hodnoty zatížení $L_{ref} = 3$ kN.

Osazení ocelových tyčí do zkušebních těles bylo provedeno vyvrtáním otvoru pro osazení ve zvolené výšce $W = 120$ mm a zalito silným epoxidovým lepidlem. Výsledky jsou prezentovány formou semilogaritmických S-N křivek v porovnání s S-N křivkou získanou z únavových testů na hranolcích se zářezem pro 3PB zkoušku, převzatých z literatury, viz Seitl a kol. [50].

Průměrná hodnota amplitudy faktoru intenzity napětí je $\Delta K_{Ia} = 0,181$ MPam^{-1/2} se směrodatnou odchylkou $\sigma = 0,017$ MPam^{-1/2}, tj. ± 10 %. Z grafu závislosti da/dN na amplitudové lomové houževnatosti ΔK_{Ia} v logaritmickém měřítku, proložené příslušnou lineární spojnici trendu s velmi dobrou hodnotou spolehlivosti, ze které lze odvodit materiálovou konstantu $m = 25,11$, která se pro betony pohybuje v rozmezí od 2 ÷ 30.

10 ZÁVĚR

Uvedené výsledky z numerických simulací a experimentů jsou prezentovány formou zatěžovacích diagramů závislosti zatěžovací síly na velikosti otevření trhliny, popřípadě velikosti průhybu tělesa. V případě MCT zkoušky jde o závislost zatížení na otevření trhliny (Síla-COD) měřené vždy na paprsku vnášeného zatížení. Výsledné grafy z numerických simulací vykazují stabilní lomový proces.

Výsledky únavových zkoušek jsou prezentovány tzv. *S-N* křivkou závislosti napětí na životnosti zkušební tělesa (tedy počtu cyklů) a diagramem závislosti rychlosti růstu trhliny tělesem na jeho faktorů intenzity napětí.

Numerické studie byly provedeny v počítačovém softwaru ATENA 2D. V rámci studie byla provedena kalibrace zkušebních těles z hlediska počátečních okrajových podmínek. Byl prozkoumán vliv zhuštění sítě konečných prvků. U MCT zkoušky bylo prověřeno chování numerických modelů v podmínkách rovinné deformace a rovinné napjatosti vzhledem k uvažovaným rozměrům zkušebních těles o průměru 150 mm a tloušťce 100 mm. Jelikož zkušební tělesa pro experimentální testování byla seříznuta na tloušťku 60 mm, byly další numerické analýzy MCT zkoušky uvažovány v podmínkách rovinné napjatosti, kde pro modelování betonových částí byl využit materiálový model 3D Non Linear Cementitious 2 v podmínkách rovinné napjatosti, popřípadě materiálový model SBETA. Pro modelování ocelových částí byl použit materiálový model Pružný – rovinná napjatost.

Pilotní experiment MCT zkoušky byl proveden v rámci první pracovní stáže autorky na španělské univerzitě Oviedo v kampusu Gijón v roce 2014 na zkušebních tělesech o průměru 153 mm a tloušťce každého tělesa okolo 62 mm, v rámci něhož bylo provedeno ověření výstižnosti numerického modelu MCT tělesa. Zkušební tělesa byla podrobena statické zkoušce a výsledné zatěžovací křivky jsou uvedeny v grafu na obr. 13 (tečkované čáry 1–6). Z betonové směsi použité pro výrobu zkušebních těles byly odlity standardizované válce na tlakovou zkoušku. Podle naměřených výsledků byla průměrná válcová pevnost $f_{c,cyl} = 32$ MPa a krychelná pevnost $f_{c,cube} = 37,6$ MPa. Na základě získaných výsledků byla betonová směs zařazena do třídy pevnosti C 30/37. Krychlová pevnost $f_{cu} = 37$ MPa byla využita jako vstupní parametr materiálového modelu betonu. Průměr modelu zkušební vzorku byl uvažován 150 mm a tloušťka 60 mm. Výsledné zatěžovací křivky jsou uvedeny spolu se zatěžovacími křivkami z experimentu na obr. 13 (plné čáry).

Druhý experiment MCT zkoušky byl zaměřen na porovnání stabilnosti zkoušky pro určování lomově mechanických vlastností cementových kompozitů oproti standardizované zkoušce v třibodovém ohybu (3PB). V rámci experimentu byla vyrobena sada zkušebních těles ve dvou různých betonových směsích NSC a HSC (normální samo zhutňující beton a vysoko pevnostní samo zhutňující beton). MDCT tělesa byla odřezána z betonového válce vyrobeného ve formě z PVC trubky, do níž byly osazeny ocelové tyče ještě před betonáží, čímž byla zajištěna dokonalá soudržnost mezi betonem a ocelí. Z naměřených zatěžovacích diagramů byly odvozeny hodnoty specifické lomové energie G_F pro všechna tělesa, jejichž hodnoty jsou shrnuty v tab. 11. Na základě získaných dat lze prohlásit MDCT zkoušku pro určování lomově mechanických parametrů cementových kompozitů za spolehlivou.

Třetí experiment MCT zkoušky zaměřený na srovnání dvou způsobů uchycení ocelových tyčí do testovacího lisu a vyhodnocení lomových parametrů betonu byl proveden při druhé pracovní stáži autorky v roce 2015, jehož výsledky jsou uvedeny v grafech na obr. 14 a obr. 15. Výsledné hodnoty lomových parametrů jsou

přehledně uvedeny v tab. 12. Pro experiment bylo vyrobeno 12 válců o rozměrech 150×300 mm v požadované třídě pevnosti C 30/37. Polovina válců byla podrobena standardizované tlakové zkoušce, z níž byly vyhodnoceny válcové pevnosti $f_{c,cyl}$, z nichž 3 byly ještě podrobeny zkoušce pro vyhodnocení statického modulu pružnosti $E_{c,s}$. Z druhé poloviny válců byla nařezána zkušební tělesa pro MCT zkoušku. Z každého válce tedy byla získána 4 zkušební tělesa pro MCT zkoušku, celkem 24 zkušebních těles. Část zkušebních těles byla připravena pro statickou zkoušku zaměřenou na srovnání dvou způsobů uchycení ocelových tyčí do testovacího lisu. Zbýlá tělesa byla použita pro únavovou zkoušku za využití přímého uchycení ocelových tyčí do testovacího lisu.

Čtvrtým experimentem provedeným v laboratoři kampusu Gijón byly cyklické zkoušky na tělesech pro MCT zkoušku, odřezaných z válců pro standardní tlakovou zkoušku. Testování probíhalo na servohydraulickém lisu MTS Bionix s 25 kN zátěžovou kapacitou. Byla stanovena referenční hodnota zatěžovací síly dle předchozích experimentů na $L_{ref} = 3$ kN. Únavovému testu bylo podrobena celkem 10 zkušebních těles. Na základě empirických vzorců pro kritickou lomovou houževnatost, byl odvozen graf závislosti růstu trhliny da/dN na hodnotě ΔK_I , z něhož byla odvozena rovnice spojnice trendu, z níž lze odečíst hodnotu materiálového koeficientu $m = 25,11$, která se pro betony pohybuje v rozmezí $2 \div 30$.

Na základě provedených numerických simulací a všech provedených experimentů v laboratorních podmínkách lze studovanou zkoušku excentrickým tahem s modifikovaným zkušebním tělesem ve tvaru disku prohlásit za spolehlivou. Zkouška MCT (MDCT) byla vyhodnocena jako vhodná zkušební konfigurace pro určování lomově mechanických parametrů cementových kompozitů v porovnání se standardizovanou zkušební konfigurací 3PB zkoušky. Na základě vyhodnocení dat z pilotní studie únavového chování lze říct, že je možno danou zkušební konfiguraci využít pro testování relevantních materiálových parametrů stávajících betonových konstrukcí v průběhu jejich životnosti

11 POUŽITÁ LITERATURA

- [1] ALBERT, W. A. J., Über Treibseile am Harz. *Archive für Mineralogie Geognosie Bergbau und Hüttenkunde*, Vol. 10, 1938, pp. 215–234.
- [2] ANSYS, 1970 [online]. Dostupné z www.ansys.com.
- [3] ASTM International Standard E399-06, *Standard test method for linear-elastic method of plane-strain fracture toughness K_{Ic} of metallic materials*, 2006, pp. 1–32.
- [4] BAŽANT, Z., SCHELL, W. F., Fatigue Fracture of High-Strength Concrete and Size Effect, *ACI Materials Journal*, No. 90-M50, 1993, pp. 472–478, ISSN: 0889-325X.
- [5] BAŽANT, Z., XU, K., Size Effect in Fatigue Fracture of Concrete, *ACI Materials Journal*, No. 88-M46, 1991, pp. 390–399, ISSN: 0889-325X.
- [6] BHALERAO, K., SHEN, W., SOBOYEJO, A. B. O., SOBOYEJO, W. O.,

- A probabilistic multiparameter framework for the modeling of fatigue crack growth in concrete, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 25, Issue 6, 2003, pp. 607-615.
- [7] CACHIM, P. B., FIGUEIRAS, J. A., PEREIRA, P. A. A., Fatigue behaviour of fiber reinforced concrete in compression, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 24, 2002, pp. 211-217.
- [8] CASTAÑÓN, L., NIETO, B., LOZANO, M., HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S., FERNÁNDEZ-CANTELI, A., 2015. Ensayo de probeta compacta modificada para la determinación de parámetros de fractura en hormigón, *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 32, pp. 202–207, ISSN: 0213-3725.
- [9] ČERVENKA, V., a kolektiv, 2005. *ATENA Program Documentation, Theory and User Manual*, Praha, www.cervenka.cz.
- [10] CIFUENTES, H., LOZANO, M., HOLUŠOVÁ, T., MEDINA, F., SEITL, S., FERNÁNDEZ-CANTELI, A., 2017. Modified Disk-Shaped Compact tension test for measuring concrete fracture properties, *International Journal of Concrete Structures and Materials*, Vol. 11, No. 2 (IF: 2,111, Q2), pp. 215–228, ISSN: 1976-0485, DOI: 10.1007/S40069-017-0189-4.
- [11] CIFUENTES, H., LOZANO, M., HOLUŠOVÁ, T., MEDINA, F., SEITL, S., FERNÁNDEZ-CANTELI, A., 2015. Applicability of a modified compact tension specimen for measuring the fracture energy of concrete, *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 32, pp. 208–213, ISSN: 0213-3725.
- [12] FAN, Z., SUN, Y., Detecting and evaluation of fatigue damage in concrete with industrial computed tomography technology, *Construction and Building Materials*, Vol. 223, 2019, pp. 794-805, ISSN: 0950-0618.
- [13] FERNÁNDEZ-CANTELI, A., CASTAÑÓN, L., NIETO, B., LOZANO, M., HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S., 2014. Determining fracture energy parameters of concrete from the modified compact tension test. *Fracture and structural integrity*, Nr. 30, pp. 383–393, ISSN: 1971-8993, DOI: 10.3221/IGF-ESIS.30.46.
- [14] GRAF, O., BRENNER, E., Versuche zur Ermittlung der Widerstandsfähigkeit von Beton gegen oftmals wiederholte Druckbelastung, *Deutscher Ausschuss für Eisenbeton*, Vol. 76, 1934, pp. 1–13.
- [15] GRAF, O., Die Dauerfestigkeit der Werkstoffe und Konstruktionselemente, Julius Springer, Berlin, 1929, 136 s., ISBN 978-3-642-99449-4.
- [16] GRAF, O., Festigkeit des Betons und des Eisenbetons bei dauernder und bei oftmals wiederholter Belastung, *Intern. Vereinigung für Brückenbau und Hochbau (IVBH Kongressbericht)*, Vol. 2, Berlin-München, 1936, pp. 167–178.
- [17] GRIFFITH, A. A., The phenomena of rupture and flow in solids, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, Vol. 221, Series A, 1921, pp. 163–198.
- [18] GUINEA, G. V., ELICES, M., PLANAS, J., Stress intensity factors for wedge-splitting geometry, *International Journal of Fracture*, Vol. 81, 1996,

- pp. 113–124, ISSN: 0376-9429.
- [19] GUINEA, G. V., PLANAS, J., ELICES, M., Measurement of the fracture energy using three-point bend tests: Par 1 – Influence of experimental procedures, *Materials and Structures*, Vol. 25, Issue 4, 1992, pp. 212–218, ISSN: 1359-5997.
- [20] HOLMEN, J. O., *Fatigue of concrete by constant and variable amplitude loading*, Trondheim: University of Trondheim, 1979, Norsko.
- [21] HOLUŠOVÁ, T., 2012. *Analýza napjatosti a porušení ve zkušebních tělesech používaných pro určování lomové mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů*, Diplomová práce, VUT Brno, 94 s.
- [22] HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S., FERNÁNDEZ-CANTELI, A., 2014. Comparison of fracture energy values obtained from 3PB, WST and CT test configurations. *Special Issue of Advanced Material Research*, Vol. 969, Trans Tech Publications, Switzerland, pp. 89–92, ISSN: 1022–6680, DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.969.89.
- [23] HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S., FERNÁNDEZ-CANTELI, A., 2014. Numerical Simulation of Modified Compact Tension Test depicting of Experimental Measurement by ARAMIS. *Key Engineering Materials*, Vol. 627, Trans Tech Publications, Switzerland, pp. 277–280, ISSN: 1013–9826, DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.627.277.
- [24] HSU, T. T. C., Fatigue of plain concrete, *ACI Journal*, Vol. 78, 1981, pp. 292–305.
- [25] HUNG, N. H. Q., KOMATSU, S., MAEKAWA, K., High-cycle fatigue interaction between soil foundation and concrete slab under moving wheel-type loads, *Engineering Structures*, Vol. 209, 2019, ISSN: 0141-0296.
- [26] IRWIN, G. R., Linear fracture mechanics, fracture transition, and fracture control, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 1, Issue 2, 1968, pp. 241–257.
- [27] JANO, L. C., GARCÍA, M. L, BULTÉ H. C., SEITL, S., CANTELI, A. F., Estableciendo la equivalencia entre ensayos 3-PB y MDCT para determinar la energía de fractura en hormignón, *XXXV Encuentro del Grupo Español de Fractura*, 2018, 6 p.
- [28] KARIHALOO, B. L., *Fracture mechanics and structural concrete*, Longman Scientific & Technical, New York, 1995, 346 s., ISBN: 0-582-21582-X.
- [29] LEE, M. K., BARR, B. I. G., An overview of the fatigue behaviour of plain and fibre reinforced concrete, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 26, Issue 4, 2004, pp. 299–305, ISSN: 0958-9465.
- [30] MERTA, I., TSCHEGG, E. K., Fracture energy of natural fibre reinforced concrete, *Construction and Building Materials*, Vol. 40, 2013, pp. 991–997, ISSN: 0950-0618.
- [31] MERTA, I., TSCHEGG, E. K., STANZL-TSCHEGG, S. E., KOLBITSCH, A., Fracture mechanics of concrete reinforced with hemp, straw and elephant grass fibres, *18th International conference on composite materials*, Korea, 2011, pp. 1–4.

- [32] MERTA, I., TSCHEGG, E. K., Uniaxial Fracture Energy of Waste Tyre Rubber Concrete, *VIII International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, FraMCoS-8, Toledo, 2013, pp. 1–5.
- [33] MINER, M. A., Cumulative damage in fatigue, *Journal of Applied Mechanics*, vol. 12, Issue 3, 1945, pp. 159-164.
- [34] NIETO, A. J., CHICHARRO, J. M., PINTADO, P., An approximated methodology for fatigue tests and fatigue monitoring of concrete specimens, *International Journal of Fatigue*, Vol. 28, Issue 8, 2006, pp. 835-842.
- [35] PALMGREN, A., Die Lebensdauer von Kugellagern, *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure*, Vol. 68, Issue 14, 1924, pp. 339-341.
- [36] PARIS, P. C., GOMEZ, M. P., ANDERSON, W. E., A rational analytic theory of fatigue, *The Trend in Engineering*, Vol. 13, 1961, pp. 09–14, ISSN: 0362-0018.
- [37] PARIS, P. C., *The growth of cracks due to variations in load*, Dissertation, Lehigh University 1962.
- [38] PRYL, D., MIKOLÁŠKOVÁ, J., PUKL, R., Modeling fatigue damage of concrete, *Key Engineering Materials*, Vol. 577-578, 2014, pp. 385–388, ISSN: 1013–9826.
- [39] RAJU, N. K., Prediction of the fatigue life of plain concrete in compression, *Building Science*, Vol. 4, Issue 2, 1969, pp.99–102, ISSN: 0007-3628.
- [40] RANKINE, W. J. M., On the causes of the unexpected breakage of the journals of railway axles, and on the means of preventing such accidents by observing the law of continuity in their construction, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, Vol. 2, London, 1942, pp. 105-108, ISSN: 1753-7843.
- [41] RILEM Committee FMC 50 Recommendation, Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend test on notched beams, *Materials and Structures*, Vol. 18, 1985, pp. 285–290.
- [42] RILEM Report 5, *Fracture Mechanics Test Methods for Concrete*, S. P. Shah, A. Carpinteri (Eds.), 1991, Hall, London.
- [43] ROŠ, M. G., Festigkeit und Verformung von auf Biegung beanspruchten Eisenbetonbalken, bewehrt mit „TOR-Stahl“, hochwertigem Stahl „St52“, Normalstahl „St N“, *Ber. eidgenöss. MatPrüfAnst*, No. 141, 1942, p. 84.
- [44] ŘOUTIL, L., VESELÝ V., KERŠNER, Z., Numerické simulace Wedge-Splitting testu na kvazikřehkých materiálech – vliv křehkosti materiálu na volbu proporcí zkušebního tělesa, *Dílčí výzkumná zpráva CIDEAS*, 2010.
- [45] SEITL, S., BÍLEK, V., KERŠNER, Z., ŘOUTIL, L., Can microsilica improve concrete in terms of fatigue behavior? *Proc. of 7th Int. Conf. on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, FraMCoS-7. Jeju: Korea Concrete Institute, 2010, pp. 1776-1781.
- [46] SEITL, S., KERŠNER, Z., BÍLEK, V., KNĚSL, Z., Fatigue parameters of cement-based composites with various types of fibers, *Key Engineering Materials*, Vol. 417–418, 2010, pp. 129-132.

- [47] SEITL, S., KERŠNER, Z., BÍLEK, V., KNĚSL, Z., Glass fibre reinforced cement based composite: fatigue and fracture parameters, *Applied and Computational Mechanics*, Vol. 3, No. 2, 2009, pp. 363–374, ISSN: 1835-680X.
- [48] SEITL, S., KNĚSL, Z., ŠIMONOVÁ, H., KERŠNER, Z., Fatigue crack growth in cement based composites: Experimental aspects, *Life-Cycle and Sustainability of Civil Infrastructure Systems*, 2013, pp. 1314–1317, ISBN 978-0-415-62126-7.
- [49] SEITL, S., MIARKA, P., BÍLEK, V., Fatigue and fracture mechanical properties of selected concrete for subtle precast structural elements, *MATEC Web of Conferences 310*, 2020, 8 s., eISSN: 2261-236X.
- [50] SEITL, S., MIARKA, P., ROZSYPALOVÁ, I., POKORNÁ, K., KERŠNER, Z., KATZER, J., ZARZYCKI, P.K., Mechanical fracture properties of concrete with lunar aggregate simulant, *MATEC Web of Conferences 323*, 2020, 8 s., eISSN: 2261-236X.
- [51] SEITL, S., ŘOUTIL, L., VESELÝ, V., Numerická analýza vlivu vlastní tíhy vzorku pro klínové štípání na úroveň constraintu u čela trhliny, *Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské – Technické univerzity Ostrava, číslo 1, ročník IX, řada stavební, článek 29*, 2009, pp. 227–234, ISSN 1213-1962.
- [52] SEITL, S., ŠIMONOVÁ, H., KERŠNER, Z., FERNÁNDEZ-CANTELI, A., Evaluation of concrete fatigue measurement using standard and non-linear regression model, *Applied Mechanics and Materials, Vols. 121–126*, 2012, pp. 2726–2729, ISSN: 1662-7482.
- [53] SEITL, S., VISZLAY, V., CIFUENTES, H., CANTELI, A., Effects of specimen size and crack depth ration on calibration curves for modified compact tension specimens, *Transactions of the VŠB – Technical University of Ostrava, Mechanical Series, Vol. 15, No. 2.*, 2015, pp. 1–10, ISSN: 1210-0471.
- [54] SHAH, S. P., SWARTZ, S. E., OUYANG, CH., *Fracture Mechanics of Concrete: Applications of Fracture Mechanics to Concrete, Rock, and Other Quasi-Brittle Materials*, John Wiley & Sons, Inc., New York, 1995, 588 s., ISBN: 978-0-471-30311-4.
- [55] ŠIMONOVÁ, H., KUCHARCZYKOVÁ, B., HAVLÍKOVÁ, I., SEITL, S., KERŠNER, Z., Complex evaluation of fatigue tests results of plain C30/37 and C45/45 class concrete specimens, *Key Engineering Materials, Vols. 592-593*, 2014, pp. 801–804. ISSN: 1662-9795.
- [56] STROEVEN, P., Low-cycle compression fatigue of reinforced concrete structures, *Procedia Engineering, Vol. 2, Issue 1*, 2010, pp. 309–3014, ISSN: 1877-7058.
- [57] SUSMEL, L., High-cycle fatigue of notched plain concrete, *Procedia Structural Integrity, Vol. 1*, 2016, pp. 002 – 009.
- [58] VESELÝ, V., *Parametry betonu pro popis lomového chování*, Disertační práce, Brno: VUT Fakulta stavební, 2004, 208 s., 6 s. příloh.

- [59] VESELÝ, V., ŘOUTIL, L., SEITL, S., Wedge-Splitting Test – Determination of Minimal Starting Notch Length for Various Cement Based Composite, *Key Engineering Materials Vol. 452-453*, 2011, pp. 77–80, ISSN: 1662-9795.
- [60] VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T., Numerická analýza vplyvu modifikácie skúšky excentrickým ťahom na hodnoty súčiniteľov biaxiality, *16. Odborná konferencia doktorského studia JUNIORSTAV*, 2014, Fakulta stavební, VUT v Brně, Česká republika, 6 s., CD, ISBN: 978-80-214-4851-3.
- [61] VISZLAY, V., *Numerická podpora pro analýzu únavového chování cementových kompozitů*, bakalářská práce, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky, 2014, 44 s.
- [62] WÖHLER, A., Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl, *Zeitschrift für Bauwesen, Vol. 20*, 1870, pp. 73–106.
- [63] XIAO, J., LI, H., YANG, Z., Fatigue behavior of recycled aggregate concrete under compression and bending cyclic loadings, *Construction and Building Materials, Vol. 38*, 2013, pp. 681–688, ISSN: 0950-0618.
- [64] ZHANG, B., WU, K., Residual fatigue strength and stiffness of ordinary concrete under bending, *Cement and Concrete Research, Vol. 27, Issue 1*, 1997, pp. 115–126, ISSN: 0008-8846.

12 CURRICULUM VITAE

Jméno a příjmení:	Táňa Holušová
Datum narození:	04. 02. 1986
Místo narození:	Frýdek – Místek
Adresa trvalého bydliště:	Na Pískách 3, 678 01 Blansko
Email:	holusova.t@fce.vutbr.cz
Alt. Email:	tana@holusovi.cz

Vzdělání

- 2012 – 2020 **Doktorské studium** (PhD.), Ústav stavební mechaniky, FAST, VUT v Brně
Téma: *Numerická podpora pro popis chování cementového kompozitu při únavové zkoušce*
- 2010 – 2012 **Navazující magisterské studium** (Ing.), Konstrukce a dopravní stavby, Ústav stavební mechaniky, FAST, VUT v Brně
Téma: *Analýza napjatosti a porušení ve zkušebních tělesech používaných pro určování lomové mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů*
- 2005 – 2010 **Bakalářské studium** (Bc.), Konstrukce a dopravní stavby, Ústav stavební mechaniky, FAST, VUT v Brně
Téma: *Modelování zatěžovací zkoušky železobetonového nosníku v tříbodovém ohybu*
- 1999 – 2005 **Gymnázium Petra Bezruče** – obecné zaměření

Zaměstnání/Úvazky

2012 – 2015 Ústav fyziky materiálů AVČR – pracovní úvazek jako Ph.D. student

Výuka – vedení v kurzech

BD01 – Základy stavební mechaniky

BD03 – Statika I

BD04 – Statika II

Zapojení do vědeckých projektů a grantů

Členka řešitelského týmu projektů GAČR: GAP104/11/0833 v r. 2012
GAP105/11/1551 v l. 2012/2013
Řešitelka juniorských specifických výzkumů FAST-J-15-2760 v r. 2015
(SV): FAST-J-13-2045 v r. 2013
Členka řešitelského týmu juniorských SV: FAST-J-13-2072 v r. 2013
FAST-J-12-3 v r. 2012
Členka řešitelského týmu standardních SV: FAST-S-20-6278 v r. 2020
FAST-S-16-3475 v r. 2016
FAST-S-14-2532 v r. 2014
FAST-S-12-21 v l. 2012/2013
Spolu-řešitel studentského projektu FRVŠ: 1881 v r. 2012

Studijní a pracovní pobyty v zahraničí

23. 03. – 05. 04. 2015 Campus Gijón – Universidad de Oviedo, Španělsko, 14-ti denní pracovní pobyt
28. 03. – 10. 04. 2014 Campus Gijón – Universidad de Oviedo, Španělsko, 14-ti denní pracovní pobyt
01. 03. – 30. 07. 2013 Campus Gijón – Universidad de Oviedo, Španělsko, pěti měsíční studijní pobyt v rámci programu Erasmus Student

Konferenční pobyty v zahraničí

16. 09. – 18. 09. 2015 Účast na mezinárodní konferenci *Crack Paths*, Ferrara – Itálie
04. 06. – 07. 06. 2014 Účast na mezinárodní konferenci *Bilateral Czech/German Symposium*, Wupertal – Německo
27. 11. – 29. 11. 2013 Účast na mezinárodní konferenci *Structural and Physical Aspects of Civil Engineering*, Štrbské pleso – Slovensko
16. 09. – 20. 09. 2013 Účast na mezinárodní konferenci *Fracture Damage Mechanics*, Alghero – Itálie

Účast na seminářích

09. 09. – 11. 09. 2013 Účast na semináři pro pokročilé uživatele programu ATENA, Praha – ČR

Další činnosti v rámci doktorského studia

- 16. 06. – 19. 06. 2014** Technická podpora pro zajištění mezinárodní konference *Non-Traditional Cement & Concrete*, Brno – ČR
- 06. 11. – 08. 11. 2013** Technická podpora pro zajištění mezinárodní konference *International Probabilistic Workshop*, Brno – ČR
- 13. 06. – 15. 06. 2012** Technická podpora pro zajištění mezinárodní konference *Reliable Engineering Computing*, Brno – ČR

13 ABSTRAKT

Předkládaná disertační práce je zaměřena na analýzu alternativní zkoušky pro určování lomové mechanických parametrů cementových kompozitů. Je analyzováno těleso ve tvaru disku o průměru 150 mm, tloušťce 60 mm a jeho modifikace pro použití při zkoušce excentrickým tahem (zkr. CT). Taková zkouška je v práci označována jako modifikovaná zkouška excentrickým tahem (zkr. MCT, popřípadě MDCT). Tato testovací konfigurace byla pro zkoušení statických a únavových vlastností cementových kompozitů vybrána právě z důvodu jejího tradičního využití pro testování únavy kovových materiálů. Pro modifikovanou zkoušku excentrickým tahem mohou být využita tělesa i s jiným průřezem, ale práce je výhradně zaměřena na těleso kruhové, například proto, že by jej šlo snadno odřezat z jádrových vývrtů, odebíraných přímo ze stávající konstrukce. Mechanické a únavové parametry zjištěné pomocí zkušebního tělesa odebraného z jádrového vývrtu jsou relevantnější staří použitého betonu kontrolované konstrukce. Modifikovaná zkouška excentrickým tahem byla nejdříve kalibrována numerickými simulacemi, zahrnující ladění tvaru numerického modelu a použití materiálových modelů pro beton a ocel. Následně bylo provedeno laboratorní zkoušení modifikované zkoušky excentrickým tahem na několika úrovních. Bylo provedeno ověření výstižnosti numerického modelu oproti pilotnímu laboratornímu testování MCT zkoušky. Dále bylo provedeno porovnání modifikované zkoušky excentrickým tahem a její vhodnosti k určování lomové mechanických parametrů cementových kompozitů se zkouškou v tříbodovém ohybu, která je pro tyto účely standardizovanou zkouškou. Další laboratorní testování bylo zaměřeno na určení lomové mechanických parametrů betonu směsi klasifikované v pevnostní třídě C30/37 a na pilotní studii únavových parametrů ve stejné pevnostní třídě betonu. V práci byly také představeny numerické simulace protlačovací zkoušky, zaměřené na spojení betonu s ocelí epoxidovým lepidlem.