



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

ANALÝZA NAPJATOSTI A PORUŠENÍ VE ZKUŠEBNÍCH TĚLESECH POUŽÍVANÝCH PRO URČOVÁNÍ LOMOVĚ- MECHANICKÝCH PARAMETRŮ KVAZIKŘEHKÝCH MATERIÁLŮ

ANALYSIS OF STRESS STATE AND FAILURE IN TEST SPECIMENS USED FOR DETERMINATION OF
FRACTURE-MECHANICAL PARAMETERS OF QUASI-BRITTLE MATERIALS

DIPLOMOVÁ PRÁCE
MASTER'S THESIS

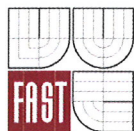
AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Bc. TÁŇA HOLUŠOVÁ

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

Ing. VÁCLAV VESELÝ, Ph.D.

BRNO 2012



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ FAKULTA STAVEBNÍ

Studijní program	N3607 Stavební inženýrství
Typ studijního programu	Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia
Studijní obor	3607T009 Konstrukce a dopravní stavby
Pracoviště	Ústav stavební mechaniky

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Diplomant Bc. Táňa Holušová

Název Analýza napjatosti a porušení ve zkušebních tělesech používaných pro určování lomově-mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů

Vedoucí diplomové práce Ing. Václav Veselý, Ph.D.

Datum zadání diplomové práce 31. 3. 2011

Datum odevzdání diplomové práce 13. 1. 2012

V Brně dne 31. 3. 2011

prof. Ing. Drahomír Novák, DrSc.
vedoucí ústavu



prof. Ing. Rostislav Drochytka, CSc.
děkan Fakulty stavební VUT

Podklady a literatura

- ATENA Program Documentation (2005) Praha: Cervenka Consulting.
- Bažant, Z. P., Planas, J. (1998) Fracture and size effect in concrete and other quasi-brittle materials. Boca Raton: CRC Press.
- Karihaloo, B. L. (1995) Fracture mechanics and structural concrete. New York: Longman Scientific & Technical.
- Jirásek, M. (1998) Numerical modeling of deformation and failure of materials. Czech Technical University, Prague.
- Další podklady dle pokynů vedoucího práce.

Zásady pro vypracování

- Vypracujte stručný přehled teorií porušování kvazikřehkých materiálů se zaměřením na vybrané teoretické aspekty materiálových modelů a výpočetních technik implementovaných v použitém softwaru.
- Vypracujte podrobné numerické modely testu v zadaných zkušebních konfiguracích.
- S odladěnými numerickými modely proveďte parametrickou studii vlivu materiálových a konstrukčních parametrů na odezvu zkušebního tělesa.
- Na základě rozboru výsledků parametrické studie vytvořte pomůcky pro přípravu a provádění reálných experimentálních testů ve vybraných zkušebních konfiguracích.

Předepsané přílohy

Licenční smlouva o zveřejňování vysokoškolských kvalifikačních prací .



.....
Ing. Václav Veselý, Ph.D.
vedoucí diplomové práce



Abstrakt

Práce se zabývá testem pro určování lomově-mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů, zejména betonu. Zkoumanou zkouškou je tzv. wedge-splitting test, jehož český ekvivalent může znít jako zkouška štípáním klínem. Pro tuto zkoušku je možné použít tělesa různých tvarů se zářezy; tato práce se však výhradně zaměřuje na těleso ve tvaru válce o průměru 150 mm a tloušťce 100 mm. Zkouška je prováděna virtuálně pomocí MKP softwaru Atena 2D. Je sledován průběh porušení tělesa během zatěžování pro různé délky zářezu. Kvantifikuje se množství energie vynaložené na rozvinutí porušení mimo zkoušený průřez oslabený zářezem. Je vyšetřována i velikost lomové procesní zóny v závislosti na relativní délce zářezu. Popsaná analýza se provádí pro více materiálových sad, které se liší kohezivními vlastnostmi vyjádřenými skrze tzv. charakteristickou délku kvazikřehkého materiálu. Hledají se vhodné proporce tělesa tak, aby při provádění zkoušek nedocházelo ke vzniku porušování, a tedy i disipace energie, mimo oblast ligamentu tělesa, čímž se zpřesní odhad lomově-mechanických parametrů zkoušeného materiálu.

Klíčová slova

Zkouška štípáním klínem, cementové kompozity, válcové těleso, relativní délka zářezu, lomová procesní zóna, charakteristická délka, lomová práce, lomová energie, metoda konečných prvků (MKP)

Abstract

The thesis is focused on a test on determination of the fracture-mechanical parameters of quasi-brittle materials, especially concrete. What is referred to as the wedge-splitting test is considered, for which a variety of shapes of notched specimen can be used. This work is exclusively focused on the cylinder-shaped specimen of diameter 150 mm and breadth of 100 mm. The test is performed virtually using Atena 2D FEM software. Progress of failure is observed during loading of the specimen for various notch lengths. The amount of energy released for the development the failure outside of the tested cross-sectional area (weakened by the notch) is quantified and the size of the fracture process zone is investigated. The described analysis is performed for several material sets witch differ in cohesive properties of the quasi-brittle material expressed via the so-called characteristic length. Suitable proportions of the test specimen are sought, in order to avoid the failure and thus also the energy dissipation outside of the specimen ligament area during the experimental tests, which shall lead to more accurate estimates of fracture-mechanical parameters of the tested material.

Key words

Wedge-splitting test, cementitious composites, cylinder-shaped specimen, relative notch length, fracture process zone, characteristic length, work of fracture, fracture energy, finite element method (FEM)

Bibliografická citace VŠKP

HOLUŠOVÁ, T. *Analýza napjatosti a porušení ve zkušebních tělesech používaných pro určování lomově-mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů*. Brno, 2012. 74 s., 20 s. příloh. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky. Vedoucí diplomové práce Ing. Václav Veselý, Ph.D..

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci zpracovala samostatně a že jsem uvedla všechny použité informační zdroje.

V Brně dne

.....
podpis diplomantky

PROHLÁŠENÍ O SHODĚ LISTINNÉ A ELEKTRONICKÉ FORMY VŠKP

Prohlašuji, že elektronická forma odevzdané práce v pdf je shodná s odevzdanou listinnou formou.

V Brně dne.....

.....
Titul, jméno a příjmení studenta

Poděkování:

Tento výstup vznikl v rámci řešení projektu Grantové agentury Akademie věd České republiky č. KJB 200410901.

Ráda bych poděkovala členům Ústavu stavební mechaniky Fakulty stavební Vysokého učení technického v Brně, kteří mi pomáhali při zpracování této diplomové práce.

OBSAH

1.	ÚVOD.....	10
2.	MOTIVACE.....	13
3.	CÍLE PRÁCE	14
4.	WEDGE SPLITTING TEST (WST).....	15
4.1.	Historie (a současnost) WST	16
4.2.	Princip a mechanismus WST	16
4.2.1.	Použitá zkušební konfigurace.....	19
5.	SIMULAČNÍ POČÍTAČOVÉ PROGRAMY	22
5.1.	Software Atena 2D.....	22
5.1.1.	Materiálové modely.....	22
5.1.1.1.	3D Non Linear Cementitious 2.....	23
5.1.1.2.	Pružný – rovinná deformace.....	23
5.1.1.3.	2D kontakt	24
5.1.2.	Metoda konečných prvků	24
5.1.3.	Nelineární analýza.....	25
6.	NELINEÁRNÍ LOMOVÁ MECHANIKA.....	30
6.1.	Lomová procesní zóna, charakteristická délka	30
6.2.	Nelineární lomové modely, lomová energie	31
7.	NUMERICKÁ STUDIE – DEFINICE A VSTUPY	32
7.1.	Geometrický model.....	32
7.1.1.	Alternativní geometrický model.....	34
7.2.	MKP model.....	35
7.3.	Materiálový model – výpočtové sady	36
8.	NUMERICKÁ STUDIE – VÝSLEDKY SIMULACÍ.....	38
8.1.	Vzory trhlin.....	38
8.2.	Zatěžovací diagramy	39
8.3.	Hraniční (přechodová) délka zářezu	44
8.4.	Energie disipovaná v okolí koutů drážky.....	46
9.	DOPLŇUJÍCÍ PARAMETRICKÁ STUDIE	49
9.1.	Geometrické modely	49
9.2.	Výsledky simulací.....	51
9.2.1.	Vzory trhlin	51
9.2.2.	Zatěžovací diagramy	52
9.2.3.	Energie disipovaná v koutech drážky.....	55
10.	DISKUZE VÝSLEDKŮ SIMULACÍ	58
10.1.	Energie disipovaná mimo oblast ligamentu	58
10.2.	Přechodová relativní délka zářezu	64
11.	ZÁVĚR.....	65
12.	POUŽITÁ LITERATURA.....	68
13.	SEZNAMY ILUSTRACÍ A TABULEK	69

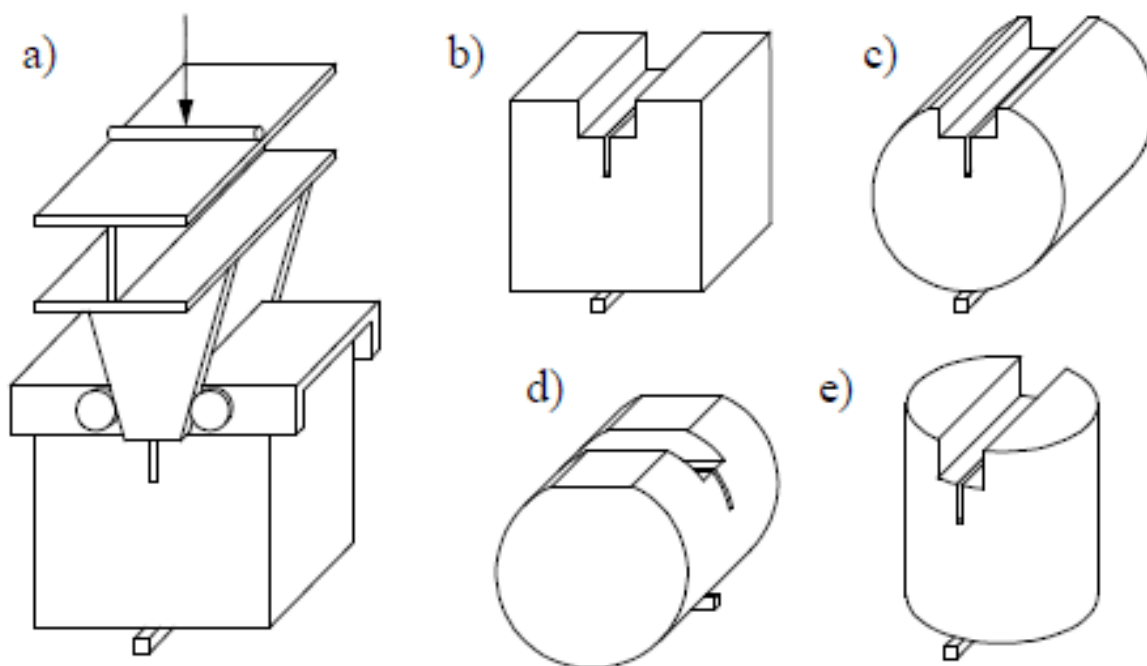
13.1. Seznam ilustrací	69
13.2. Seznam tabulek	71
14. SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ	72
15. PŘÍLOHY	74
15.1. Seznam příloh	74
15.2. Přílohy	75

1. ÚVOD

Práce se zabývá zkoumáním lomově-mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů. Typickými představiteli těchto materiálů ve stavebnictví jsou betony, malty, stavební keramika a další materiály na silikátové bázi. Mezi kvazikřehké materiály rovněž patří skalní horniny, různé typy kompozitních materiálů, led, papír nebo dřevo.

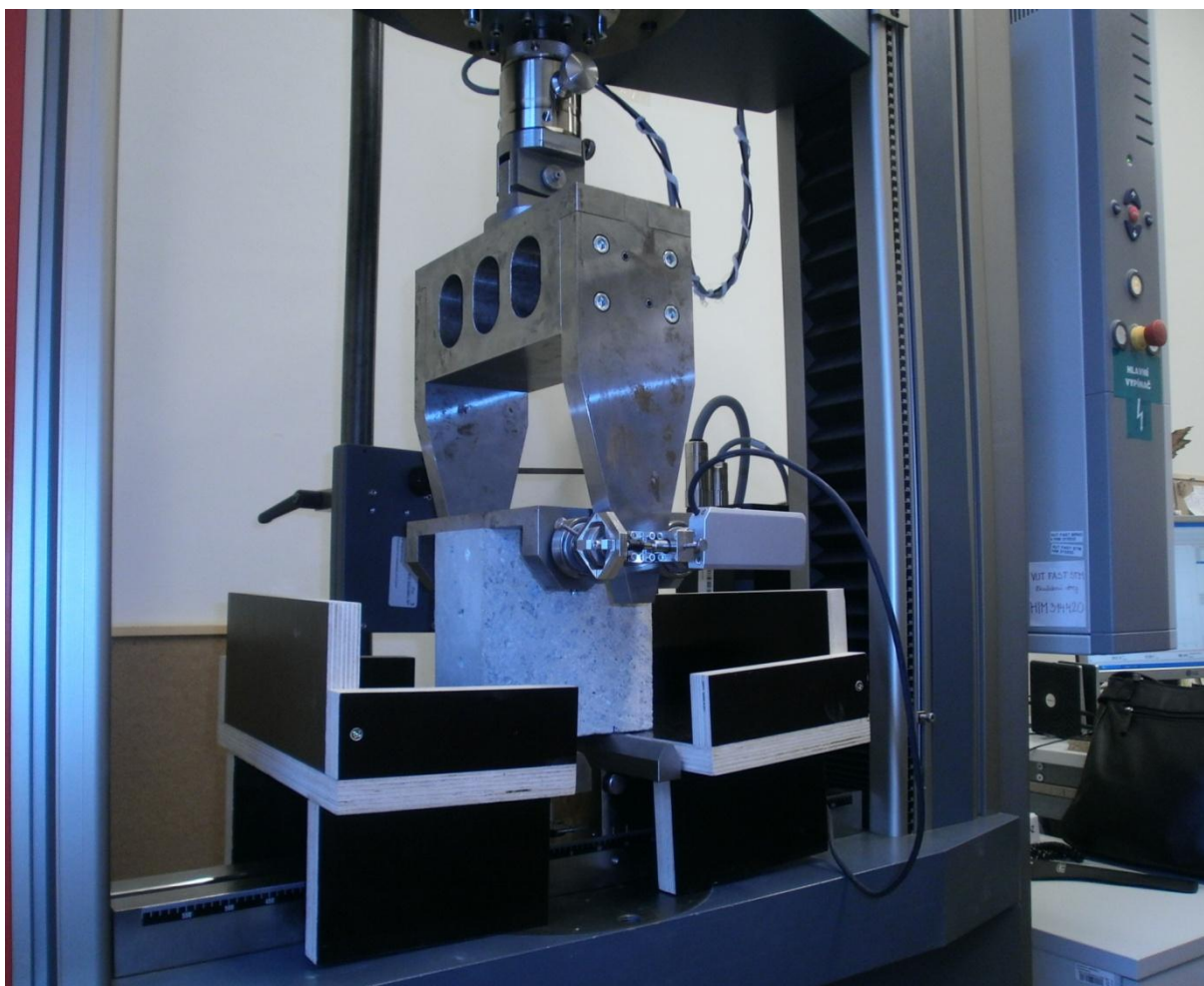
Tato publikace je zaměřena na analýzu napjatosti a porušení válcových zkušebních těles z výše uvedených kvazikřehkých materiálů při takzvaném wedge-splitting testu (WST). Český ekvivalent této zkoušky může znít jako zkouška štípáním klínem nebo klínové štípání. Zkušebními tělesy pro případ stavebních materiálů s kvazikřehkou odezvou jsou nejčastěji krychle o straně 100–150 mm a válce o průměru 150 mm. Konfigurace a možné typy zkušebních těles jsou vidět na Obr. 1-1.

Wedge-splitting test je relativně nová lomová zkouška vhodná pro provádění na betonových a betonu podobných materiálech, například cementových pastách [1]. Ze záznamů testů prováděných na těchto relativně jednoduchých krychelných nebo válcových tělesech se stanovují např. hodnoty lomové energie G_f či (efektivní) lomové houževnatosti K_{Ic} , případně další charakteristiky popisující kvazikřehký lom.



Obr. 1-1 Konfigurace WST (a); ukázka krychlového (b) a válcového (c) až (e) vzorku pro WST, převzato z [17]

Na následujícím obrázku (viz Obr. 1-2) je vidět konfigurace WST na hranolovém tělese. Fotografie pochází z reálné zkoušky prováděné v laboratoři Ústavu stavební mechaniky (ÚSM) Fakulty stavební (FAST) Vysokého učení technického (VUT) v Brně. Postranní dřevěné „stoličky“ slouží pro ochranu aparatury před ulomenými částmi zkušebního tělesa. Na čepech, vycházejících z ložisek, je nasunut přípravek pro uchycení zařízení pro měření přemístění těžišť ložisek.



Obr. 1-2 Konfigurace wedge-splitting testu na hranolovém tělese

Úvodní kapitoly práce jsou věnovány motivaci, cílům a teoretickému pozadí řešené problematiky (viz kapitoly 2, 3 a 4). Následující kapitola 5 je věnována popisu výpočtového programu a použitých materiálových modelů, s jejichž pomocí byla parametrická studie prováděna. Jelikož průběh lomu těles ze zkoumaných materiálů během WST se řadí do problematiky nelineární lomové mechaniky, je 6. kapitola věnována jejímu krátkému teoretickému základu.

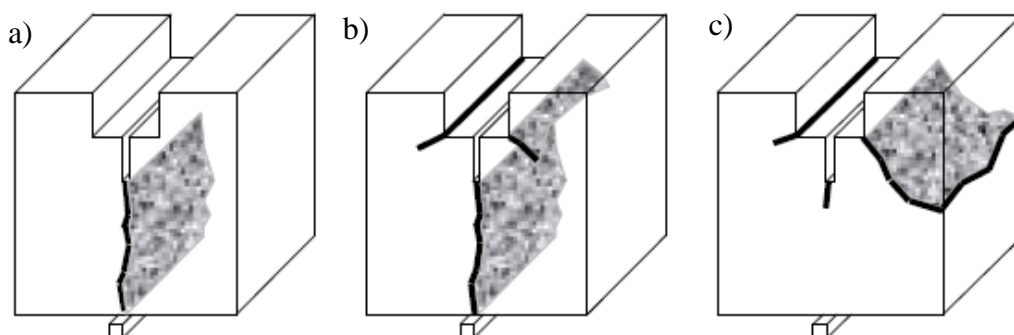
Následující kapitoly jsou věnovány samotné parametrické studii s vykreslením použitých geometrických modelů. 7. kapitola je věnována hlavní studii této práce. Výsledky jsou prezentovány ve formě obrázků trhlin doprovázených odpovídajícími zatěžovacími diagramy. Další

kapitola obsahuje doplňující parametrickou studii, jež vyšetřuje vliv umístění působitě zatěžovacích sil na roznášecích příložkách (části experimentální sestavy) na průběh resp. odezvu zatěžovací zkoušky.

10. kapitola je věnována diskusi a zhodnocení výsledků simulací a v 11. kapitole je provedeno závěrečné shrnutí předložené práce a dosažených výsledků.

2. MOTIVACE

Zkušební tělesa pro WST jsou opatřena drážkou, do které se usadí příložky přenášející zatížení ze zkušebního zařízení do testovaného tělesa, jak je vidět na Obr. 4-3a, b. V koutech u dna drážky, kde se příložky stýkají s vlastním betonovým tělesem, může při rozevírání připraveného zářezu docházet k nežádoucí spotřebě energie na rozvoj trhlin (viz Obr. 2-1b, c). Množství této energie se bude zřejmě lišit v závislosti na délce zářezů. Tento jev je závažným nedostatkem WST, proto se tato práce zaměřila na vysledování množství energie disipované na rozvoj trhlin v nežádoucích místech, tzn. mimo oblast tzv. ligamentu, což je zkoušený průřez oslabený zářezem, neboli část tělesa mezi vrcholem zářezu a protějším okrajem tělesa. Porušení v okolí koutů drážky může mít vliv na relevantnost hodnot parametrů vypočtených ze získaných záznamů zatěžovacích zkoušek. Na Obr. 2-1 je pro názornost toto požadované/nejžádoucí porušení vykresleno na tělesech krychelných.



Obr. 2-1 Žádoucí (a) a nežádoucí (b) a (c) porušení zkušebních vzorků, převzato z [17]

V této práci se bude výše zmíněný problém vyšetřovat výhradně na tělesech válcových. Ta mohou být z již existující konstrukce odebrána jádrovým vývrtem nebo vyrobena odlitím betonové směsi do formy pro standardní zkušební válce.

3. CÍLE PRÁCE

Cílem této práce je kvantifikovat množství energie vynaložené na vznik porušení mimo průřez oslabený zářezem na válcových tělesech (zejména pro vysoce heterogenní kvazikřehké materiály, tj. betony) a nalézt minimální délku zářezu pro rozšíření porušení ze zářezu a nikoliv koutu(ů) drážky pro vložení zatěžovacích příložek (zejména pro jemnozrnné kompozity s přibližováním se ke křehkým materiálům, tj. malty, cementové pasty).

Jinými slovy, hledají se vhodné proporce válcového WST tělesa tak, aby při provádění zkoušek nedocházelo ke vzniku nechtěných efektů popsaných výše. Na základě předpokládané charakteristické délky materiálu (viz kapitola 6) má být poskytnuta vhodná hodnota délky zářezu pro minimalizaci/eliminaci vzniku porušení mimo oblast ligamentu při provádění experimentálních zkoušek.

Je vyšetřována doplňková studie geometrického umístění os ložisek, přes něž je ze zatěžovacího klínu zatížení přenášeno do příložek, které tímto vnášejí zatížení do tělesa a způsobují šíření porušení tělesem.

Řešená studie je platná pro válcová tělesa o průměru 150 mm, seříznutá o úseč výšky 15 mm s drážkou o šířce 30 mm a hloubce 20 mm, viz Obr. 4-6 dále.

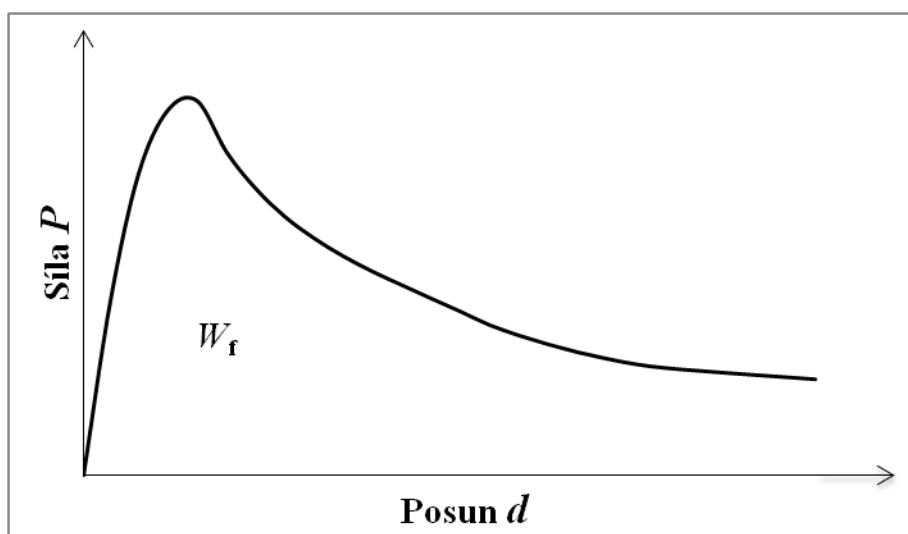
4. WEDGE SPLITTING TEST (WST)

Český ekvivalent pro wedge-splitting test by mohl znít jako zkouška štípáním klínem nebo klínové štípaní. Tyto názvy však nejsou v české literatuře zažité, proto se označuje zkratkou WST.

WST je lomová zkouška obecně používaná pro určování lomově mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů používaných ve stavebním průmyslu, především cementových kompozitů [17]. Díky svým výhodám, je často používána pro materiálový výzkum nebo pro určování parametrů materiálových modelů vyvinutých pro předpověď kvazikřehkého lomu heterogenních materiálů používaných ve stavebnictví (beton, malta, vláknité kompozity, skála, atd.).

Cílem testu je určit relevantní hodnoty parametrů vhodných lomově-mechanických modelů. Měří se např. množství energie potřebné pro rozdělení tělesa na dvě části. Tato energie je prezentována plochou pod vykreslenou zatěžovací křivkou, tzv. $L-d$ diagramem [1] (L – load, d – displacement), což je graf závislosti posunu (deformace) na velikosti síly (viz Obr. 4-1). Tato veličina, podělená plochou ligamentu tělesa, se nazývá specifická lomová energie G_f (viz kapitola 6).

Zajímavou výhodou testu je možnost zanedbat vliv vlastní tíhy vzorku (i v případě ne zcela malých zkušebních těles) na hodnoty lomové energie v porovnání se zkouškou trámů v tříbodovém ohybu, kde může lomová energie od vlastní tíhy činit až 40-60 % energie celkové (dle [1]). V porovnání se zkouškou v tříbodovém ohybu nebo CT (compact tension) testu se zkušební tělesa pro WST získávají jednoduše výrobou ve formě (krychle, kvádry, válce,...) nebo odebráním z existující konstrukce (zejména válce), např. z přehradních hrází a dalších masivních konstrukcí či jejich částí.



Obr. 4-1 Zatěžovací diagram z tahové/ohybové zkoušky na tělese z kvazikřehkého materiálu

4.1. Historie (a současnost) WST

Zkouška štípáním klínem byla poprvé představena H. N. Linsbauerem a E. K. Tscheggem v roce 1986, na jejichž práci nazvané „*Fracture energy determination of concrete with cube-shape specimen* [11]“ (Určování lomové energie betonu pomocí krychelných zkušebních těles) v roce 1990 navázali autoři E. Brühwiler a F. H. Wittmann svou publikací „*The Wedge Splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics tests* [1]“ (Wedge-Splitting test, nová stabilní lomově mechanická zkouška). Tělesa, používaná při tomto testu, jsou opatřena drážkou a počátečním zářezem, které se dají modelovat (pomocí vložek vkládaných do bednění při odlévání vzorku) nebo vyřezávat.

V roce 1996 publikovali autoři G. V. Guinea, M. Elices a J. Planas práci zaměřenou na parametrickou studii vlivu okrajových podmínek na hodnotu součinitele intenzity napětí [4] u konfigurace WST. B. L. Karihaloo a Q. Z. Xiao, popřípadě Karihaloo a kolektiv v roce 2001, respektive 2003, zveřejnili své práce o využití hybridního elementu pro výpočet koeficientů vyšších členů Williamsova rozvoje [8] pro zpřesněný popis polí napětí a posunů v tělese s trhlinou [7], [8], opět s aplikací na tento test.

Mezi nově studovanými problémy WST se vyskytuje například vliv zatížení od vlastní tíhy zkušebního tělesa na hodnotu součinitele intenzity napětí a na hodnotu constraintu (stísnění napětí/deformace u vrcholu trhliny) v krychlovém vzorku [13]. Dalšími vyšetřovanými problémy mohou být například vliv okrajových podmínek, délka počátečního zářezu, popřípadě další aspekty geometrie zkušebního tělesa.

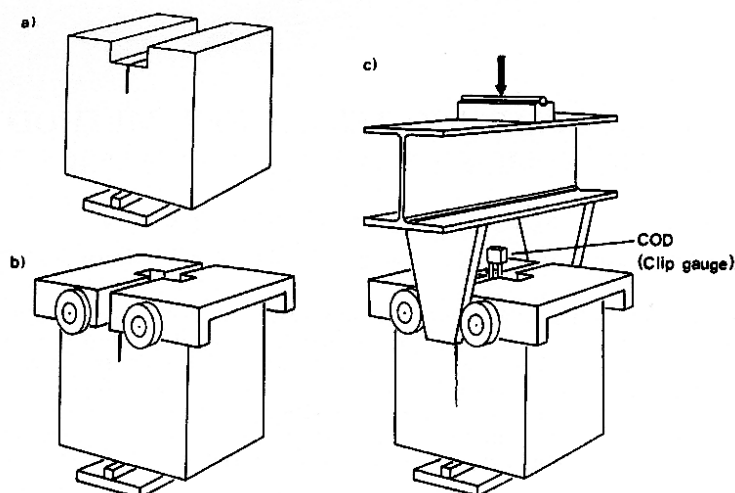
Problematika wedge-splitting testu stále umožňuje řešit různé aspekty, vedoucí k lepšímu postihu a interpretaci zkoušky (viz výše uvedené práce). Tato diplomová práce navazuje na tyto práce a postihuje vybrané téma, jež zatím nebylo v relevantní literatuře řešeno.

4.2. Princip a mechanismus WST

Zkušební tělesa (viz Obr. 4-2), která jsou většinou krychlového nebo válcového tvaru, jsou na jejich (obvykle) horním okraji opatřeny drážkou. Poté jsou osazeny ocelovými příložkami (vsazenými do drážky), na jejichž koncích jsou umístěna ložiska, po nichž jezdí ocelový klín, který tímto tělesa rozevívá (viz Obr. 4-3). Válcová tělesa je třeba seříznout o úseč, kvůli lepšímu usazení ocelových příložek. Schéma konfigurace testu je zobrazeno také na Obr. 1-1a.



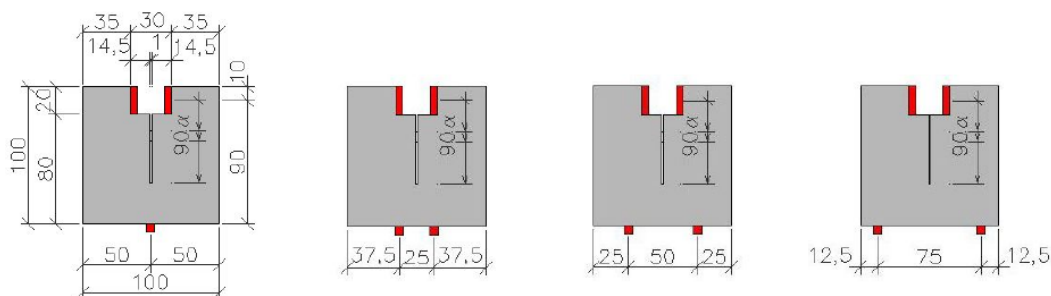
Obr. 4-2 Zkušební tělesa: a) válcové těleso s počátečním zářezem, b) krychlové těleso bez počátečního zářezu



Obr. 4-3 Princip wedge-splitting testu: a) zkušební těleso se zářezem umístěno na podpoře; b) umístění 2 ocelových příložek s ložisky; c) ocelové klíny vložené mezi ložiska pro rozdělení tělesa na dvě části (převzato z [1])

Zkušební tělesa jsou dále opatřena počátečním zářezem, vedeným osou drážky (viz Obr. 4-3a). Zářezy mohou nabývat různých délek. Například předmětem článku [17] bylo zkoumání minimální počáteční délky zářezu pro různé cementové kompozity.

Vliv okrajových podmínek na průběh zkoušky WST je také možnou alternativou numerické studie. Tělesa mohou být podepřena jednou či dvěma podporami v různých vzájemných vzdálenostech. Možnosti podepření krychlových těles je vidět na Obr. 4-4.



Obr. 4-4 Možné typy podepření a jejich vzájemné vzdálenosti (převzato z [16])

Během zatěžování je měřena vertikální síla F_v , působící v ose spojovacího prvku obou klínů (viz Obr. 8-1, označeno P), a otevření trhliny (crack opening displacement – COD). Rozevírací síla F_{sp} je horizontální síla působící v ose ložiska (v této práci též označována jako P_{sp}). S ohledem na velikost úhlu klínu α se tato horizontální složka síly vyjádří jako:

$$F_{sp} = \frac{F_v}{2 \cdot \tan \alpha} \quad (4.1)$$

Otevření trhliny je měřeno pomocí snímačů posunu nebo snímačů otevření trhliny umístěných v paprsku působící síly F_{sp} (v případě snímačů posunu na koncích čepů pro ložiska a u snímače otevření trhliny uvnitř drážky).

Pro výpočet horizontální složky síly existuje přesnější výpočet, který bere do úvahy i tření v ložiscích:

$$F_{sp} = \frac{F_v}{k}, \text{ kde} \quad (4.2)$$

$$k = \frac{2 \cdot \tan \alpha_w + \mu_c}{1 - \mu_c \tan \alpha_w} \quad (4.3)$$

V tomto vztahu je α_w úhel sklonu klínu (viz α na Obr. 8-1a) a μ_c je součinitel tření v ložiscích. Tření v ložiscích v této práci nebylo uvažováno.

Fotografie na Obr. 4-5 znázorňují konfigurace WST experimentu prováděného na Ústavu stavební mechaniky na FAST VUT v Brně pro krychlové a válcové těleso.



a)



b)

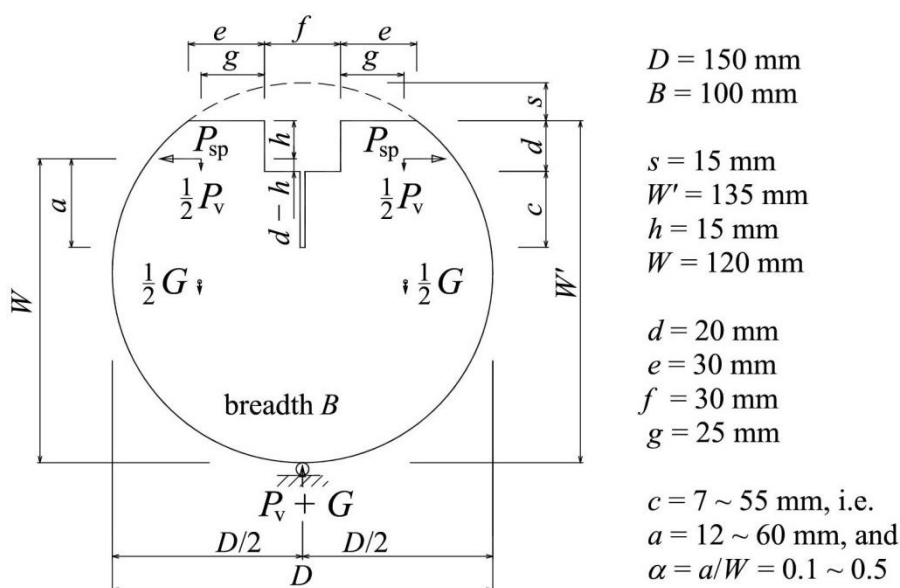
Obr. 4-5 Konfigurace WST na krychelném tělese s jednou podporou (a) a válcovém tělese umístěném na dvou podporách (b)

4.2.1. Použitá zkušební konfigurace

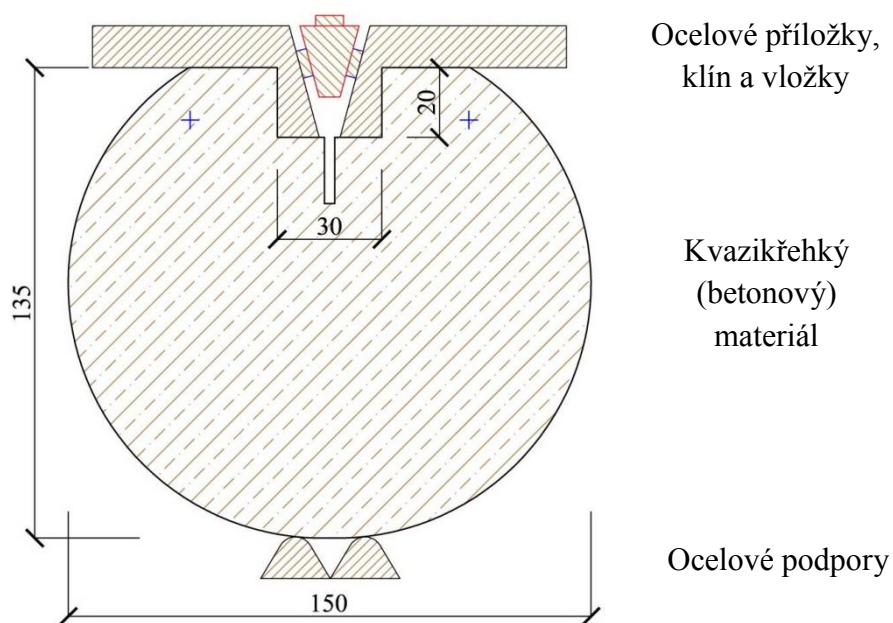
V této práci byla použita konfigurace WST pro válcová tělesa (viz Obr. 4-5b). Bylo zvoleno podepření na dvou podporách (velmi blízko sebe). Toto podepření je vhodnější pro usazení tělesa do stabilní polohy. Kloubové uchycení ocelového klínu mu nedovoluje sloužit jako stabilní prvek pro válcová tělesa podepřena jednou podporou.

Na Obr. 4-6 lze spatřit schéma modelu zkoumaného zkušebního tělesa s jednotlivými rozměrovými charakteristikami. Obr. 4-7 znázorňuje skutečně použitou konfiguraci s rozměry válce. Kresleno v AutoCadu.

Jelikož jde o relativně malé těleso, musela být kulatost tělesa modelována úsečkami o krátkých délkách (použitý software nepodporuje tvorbu linií z oblouků o takto malém poloměru). Podpory byly modelovány podle skutečných ocelových podpor používaných v laboratoři na ústavu stavební mechaniky. Byla však modelována pouze jejich horní část. Modré křížky označují umístění os ložisek.



Obr. 4-6 Schéma uvažované varianty válcového WST tělesa

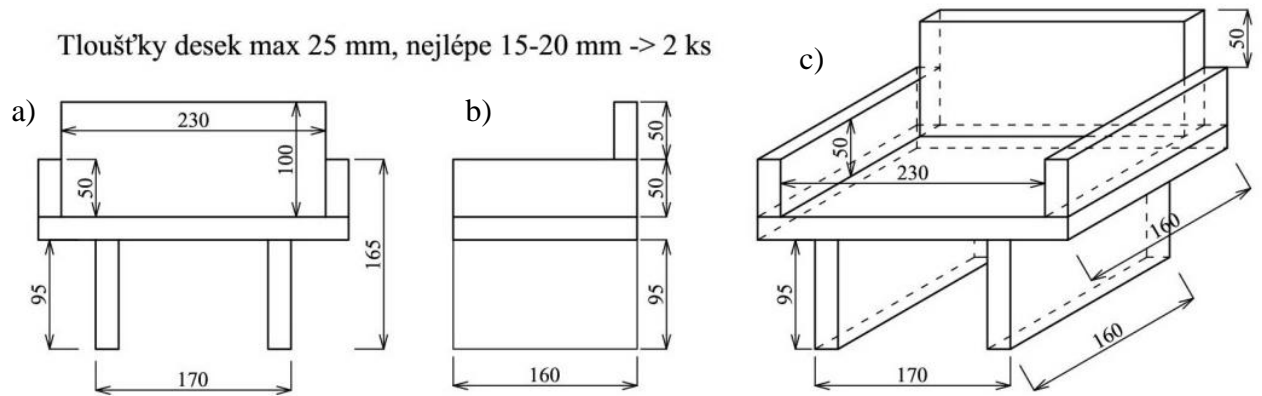


Obr. 4-7 Skutečně modelovaná konfigurace WST v Ateně 2D (obrázek z AutoCadu)

Z obrázků konfigurace WST je zřejmé, že klín mezi ložisky překrývá drážku, příložky a částečně těleso. Protože jde o modelování ve 2D prostoru, byly příložky v místě drážky seříznuty ve stejném sklonu, ve kterém je vyroben klín, tj. 15° . Samotný klín byl zúžen/zmenšen tak, aby se vlezl mezi seříznuté příložky do drážky (viz Obr. 4-7). Klín je zatěžován svislým posunem ve své ose a roznos sil je zajištěn vložkami mezi klínem a příložkami. Vložky se vkládají mezi klín a příložky proto, aby byla alespoň částečně simulována rotace příložek okolo os ložisek. Byly provedeny pilotní studie optimalizující rozměr (délku) vložky. Linie mezi vložkami a příložkami je

modelována jako 2D kontakt s velmi nízkým součinitelem tření, aby nedocházelo ke vzniku nežádoucích třecích sil (což odpovídá téměř nulovému tření ve skutečných ložiscích).

Proti poškození zkušebního zařízení odpadávajícími částmi zkušebního vzorku byly v rámci přípravy na budoucí experimenty vyrobeny dřevěné „stoličky“ na jejich zachytávání. Zpracovaná dokumentace (tvar a rozměry stoličky) je přehledně vidět na Obr. 4-8.



Obr. 4-8 Přední (a), boční (b) a axonometrický (c) pohled na stoličku k zachycení úlomků tělesa

5. SIMULAČNÍ POČÍTAČOVÉ PROGRAMY

K simulaci chování skutečných konstrukcí je možno použít velké množství dostupných výpočetních systémů. Tyto softwary jsou schopny modelovat skutečné konstrukce až už ve 2D nebo 3D prostoru. Mezi nejznámější a na Fakultě stavební (FAST) nejpoužívanější patří například program Ansys, což je univerzální nástroj pro řešení jak lineárních, tak nelineárních úloh statiky a dynamiky konstrukcí. Dalším dostupným programem je Atena (2D, 3D – [2], [3]), která je zaměřena na simulace skutečného chování betonových a železobetonových konstrukcí, tj. včetně vzniku a šíření porušení a plasticity, reologických a transportních jevů, pod různými druhy zatížení. Další programy pro simulaci stavebních konstrukcí používaných na FAST jsou produkty firmy Scia Engineer či software RFEM. Všechny tyto produkty pracují na bázi metody konečných prvků.

Analýza v této práci byla prováděna v programu Atena 2D, jejímuž teoretickému pozadí bude věnována větší pozornost.

5.1. Software Atena 2D

Výpočetním systémem Atena 2D [2] je možno modelovat porušení konstrukcí trhlinami, jejich vznik, postupné rozevírání nebo uzavírání v průběhu zatěžovacího procesu, zjišťovat jejich mezní únosnost a další parametry odezvy. Program je založen na deformační variantě metody konečných prvků. Disponuje nelineárními modely materiálů, které mu umožňují analyzovat chování stavebních konstrukcí v kritických momentech, kdy dochází k jejich porušování. Základní nelineární modely jsou implementovány pro beton a betonářskou výztuž. V průběhu vývoje byly vytvořeny další materiálové modely, vhodné pro modelování obecnějších forem silikátových či jiných kompozitů, cihelného či kamenného zdiva, popřípadě vláknobetonu, zemin atd., a to pro různé druhy zatížení (statické, dynamické, únavové, smrštění, změny teploty a vlhkosti, ...)

5.1.1. Materiálové modely

Jak již bylo zmíněno výše, program Atena disponuje řadou materiálových modelů, jež se dají použít pro co nejefektivnější simulaci skutečných vlastností daného materiálu. V této práci bylo využito tří modelů. Pro simulaci betonového kompozitu je to model 3D Non Linear Cementitious 2. Ocelové příložky, klín, podpory a elastické části pak byly modelovány modelem Pružný – Rovinná deformace. 2D kontakt byl využit pro linie spojující zkušební vzorek z cementového kompozitu s ocelovými příložkami.

5.1.1.1. 3D Non Linear Cementitious 2

Lomově-plastický model kombinuje konstitutivní modely pro tahové (lomové) a tlakové (plastické) chování [3]. Model lomu je založen na klasické ortotropní formulaci rozetřených trhlin s implementací modelu pásu trhlin. Zahrnuje Rankinovo kritérium porušení, exponenciální změkčení a může být použit s modelem rotující nebo fixní trhliny. Plastický model změkčení/zpevnění je založen na Menétrey-Williamově povrchu porušení. Model využívá zpětný mapovací algoritmus pro integraci konstitutivních rovnic. Zvláštní pozornost je věnována rozvoji algoritmu pro kombinaci modelů lomu a plasticity. Kombinovaný algoritmus je založen na rekurzivní substituci a umožňuje oběma modelům vyvíjet se a formulovat samostatně. Algoritmus zvládá případy, kdy je plocha porušení/plasticity obou modelů aktivní, ale pouze při fyzikálních změnách jako je uzavření trhliny. Model může být použit pro simulaci trhlin v betonu, porušení při maximálním tlaku a při uzavření trhliny během rozdrčení pro jiné materiálové směry.

Program Atena při zvolení tohoto modelu vyžaduje zadání základní krychelné pevnosti betonu (v této práci zvolena $f_{cu} = 35$ MPa), pro kterou pak program generuje defaultní hodnoty parametrů. Mezi nastavitelné parametry tohoto modelu patří mimo jiné modul pružnosti E , Poissonovo číslo μ , tahová pevnost f_t nebo hodnota lomové energie G_f . V této práci zůstávají hodnoty elastických charakteristik konstantní, mění se jen hodnoty tahové pevnosti a lomové energie. Použité hodnoty jsou vidět přehledně v Tab. 2 v kapitole 7.

5.1.1.2. Pružný – rovinná deformace

Je to model lineárně pružného izotropního kontinua. Při redukci na 2D úlohu byl model uvažován ve stavu rovinné deformace. Tento materiálový model byl použit pro ocelové části zkušební sestavy (příložky, klín, vložky a podpory). Byl použit také pro části kvazikřehkého vzorku u alternativního modelu (vysvětlení viz dále), čímž se u tohoto modelu zabrání porušování v nežádoucích místech a veškerá energie se využije pro rozvoj trhlin podél připraveného ligamentu. Parametry, které se dají u tohoto modelu přednastavit, jsou modul pružnosti E , Poissonovo číslo μ , specifická hmotnost ρ a koeficient tepelné roztažnosti α . Každému materiálu přísluší specifické parametry modulu pružnosti, Poissonova čísla a specifické hmotnosti. V této práci byl pro simulaci všech ocelových částí zvolen tento model s modulem pružnosti $E = 210$ MPa, Poissonově čísle $\mu = 0,3$ a specifickou hmotností $\rho = 7850$ kg/m³ pro příložky a podpory a s objemovou hmotností $\rho = 0$ kg/m³ pro klín a vložky.

Pro elastické části kvazikřehkého modelu byly využity hodnoty modulu pružnosti použité pevnostní třídy betonu, tedy $E = 32,29$ GPa, nastavení ostatních parametrů bylo ponecháno defaultní.

5.1.1.3. 2D kontakt

Jde o kontaktní prvek. Model 2D kontakt slouží pro specifikaci spojovacích linií (zdali se jedná o přechodový prvek, pevnou nebo volnou vazbu). V této práci byl použit přechodový prvek na styku ocelových příložek s betonovým tělesem v drážce a jako kluzný spoj mezi ocelovými příložkami a vložkami; kromě koheze C a součinitele tření η zůstaly ostatní parametry programem přednastavené. Mezi nastavitelné parametry tohoto konstitutivního modelu patří normálová a tečná tuhost, pevnost v tahu, koheze a součinitel tření.

Koheze byla v obou případech zvolena stejnou hodnotou, tedy $C = 1 \cdot 10^{-6}$ MPa. Součinitel tření byl v případě styku ocel/beton zvolen hodnotou $\eta = 0,3$ a v případě kluzného spoje hodnotou $\eta = 0,0015$.

5.1.2. Metoda konečných prvků

Rozvoj metody konečných prvků – MKP (Finite Element Method – FEM) se dá vystopovat až k práci A. Hrennikoffova (1941) a R. Couranta (1942) [6]. Jejich práce a postupy jsou sice odlišné, ale jednu společnou charakteristiku mají: rozložení spojitě oblasti do podmnožiny samostatných podoblastí. Hrennikoffova práce rozděluje oblast za pomoci mřížky, podobně Courant dělí oblast do konečného počtu trojúhelníkových podoblastí pro řešení eliptických parciálních diferenciálních rovnic druhého stupně, které byly sestaveny z úlohy zabývající se krutem válce.

Vývoj metody konečných prvků započal na začátku 50-tých let 20. století při řešení konstrukcí letadel a úloh statické mechaniky. O rozšíření do úloh zaměřených na stavební inženýrství se v 60-tých letech zasloužili John Argyris pod záštitou univerzity ve Stuttgartu a Ray W. Clough ve středisku v Berkeley. Podrobněji byla metoda propracována v roce 1973 v publikaci Stranga a Fixe „*Analysis of The Finite Element Method*“ (Analýza metody konečných prvků), kdy již byla zobecněna do samostatného oboru Aplikované matematiky pro numerické řešení fyzikálních soustav v celé řadě rozmanitých inženýrských disciplín, např. elektromagnetismus či dynamika tekutin.

Dnes je MKP všeobecně známá jako varianta zobecnění Ritzovy metody, tedy metoda variační [15]. Její využití je neobyčejně široké, ale nejčastěji se využívá při řešení problémů

mechaniky deformovaných těles, takže se dnes pomocí MKP řeší úlohy statiky a dynamiky ve všech odvětvích průmyslu (stavebnictví, průmysl strojní, lodní, letecký a energetika). Zajímavé jsou aplikace MKP na odvětví, jako je stavba a mechanika srdce, proudění krve či pevnostní problém lidské kosti.

V oblasti statiky stavebních konstrukcí se nejčastěji využívá deformační varianta metody konečných prvků používající tzv. Lagrangeovských konečných prvků. Úloha je obecně formulována jako variační, přičemž se hledá extrém operátoru Π (pro mechaniku je to funkcionál potenciální energie), který má aditivní povahu, tzn., že je jeho hodnota pro celou soustavu (oblast) rovna součtu hodnot v částech či prvcích soustavy (podoblastech – končených prvcích). Při řešení nezáleží na geometrické dimenzi prvků. Ty jsou v řešené soustavě rovnic prezentovány pouze svými maticemi tuhosti \mathbf{K}_e (n_e, n_e) a vektory zatížení \mathbf{f}_e ($n_e, 1$), kde n_e je počet parametrů deformace konečného prvku. V jedné řešené soustavě mohou být např. pruty, deskové, stěnové či prostorové prvky (které se liší svými n_e). Jednotlivé konečné prvky řešené konstrukce přispějí k sestavení celkové matice tuhosti o rozměru (N, N) a vektoru zatížení $(N, 1)$, kde N je celkový počet parametrů deformace. Výsledná soustava lineárních rovnic pro výpočet neznámých parametrů $\Delta = [\Delta_1, \Delta_2, \dots, \Delta_m, \dots, \Delta_N]^T$ v uzlech sítě konečných prvků vznikne jednoduše takto:

$$\mathbf{K}_{(N,N)} \Delta_{(N,1)} = \mathbf{f}_{(N,1)}, \text{ kde} \quad (5.1)$$

$$\mathbf{K}_{(N,N)} = \sum_{e=1}^P \mathbf{K}_{er(N,N)} \text{ a} \quad (5.2)$$

$$\mathbf{f}_{(N,1)} = \sum_{e=1}^P \mathbf{f}_{er(N,1)}. \quad (5.3)$$

P je počet konečných prvků modelu. \mathbf{K}_{er} , respektive \mathbf{f}_{er} , jsou matice tuhosti, respektive vektor zatížení, definované pro jednotlivé prvky soustavy.

5.1.3. Nelineární analýza

Pro získání správných výsledků z nelineární simulace je třeba dodržet několik zásad [10]:

- Použitý nelineární program musí být založen na realistickém modelu materiálu.
- Materiálové parametry nelineární analýzy musí odpovídat skutečným materiálovým hodnotám.
- Model konstrukce by měl být objektivní, tj. nezávislý na síti konečných prvků.
- Ze zkušenosti vyplývá, že ideální je volit síť konečných prvků rovnoměrnou a pravidelnou.
- Je nezbytné co nejpřesněji modelovat okrajové podmínky a způsob aplikace zatížení.

- Odezva konstrukce závisí na historii zatížení, které se přidává po zatěžovacích krocích.

Mezi přírůstkové iterativní techniky řešení nelineární analýzy, jichž využívá Atena 2D patří standardní Newton-Raphsonova metoda (Full Newton-Raphson Method, viz Obr. 5-1), modifikovaná Newton-Raphsonova metoda (Modified Newton-Raphson Method, viz Obr. 5-2) a metoda délky oblouku (Arc-Length Method, viz Obr. 5-3) [2], [3].

Plná Newton-Raphsonova metoda

Tato metoda spočívá ve vytváření matice tuhosti v každé iteraci jednotlivých výpočtových kroků, což může být časově náročné. Užitím inkrementálního konceptu analýzy lze získat následující soustavu nelineárních rovnic:

$$\mathbf{K}(p)\Delta p = q - f(p) \quad (5.4)$$

q je vektor celkového uzlového zatížení,

$f(p)$ je vektor vnitřních uzlových sil,

Δp je vektor přírůstku deformace způsobený přírůstkem zatížení,

p je vektor deformace konstrukce před vnesením zatížení a

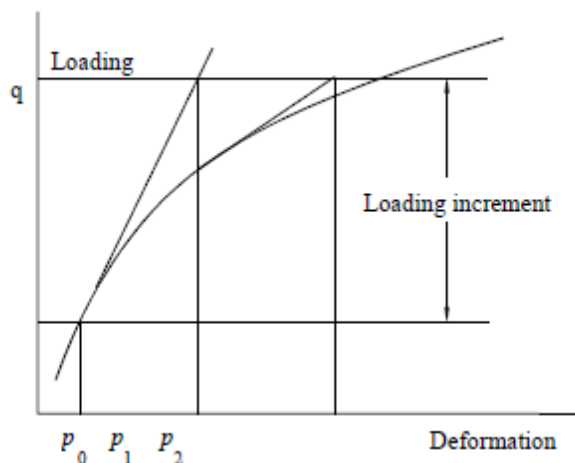
$\mathbf{K}(p)$ je matice tuhosti, vyjadřující vztah mezi přírůstkem zatížení a přírůstkem deformací.

Pravá strana rovnice představuje nevyrovnané síly během přírůstku zatížení, tj. celkové uzlové zatížení daného stupně po aplikaci zatěžovacího přírůstku mínus vnitřní síly na konci předchozího zatěžovacího kroku. Matice tuhosti je kalkulována na základě hodnoty p týkající se úrovně před vnesením zatěžovacího přírůstku.

Soustava rovnic reprezentuje matematický popis chování konstrukce během jednoho zatěžovacího kroku. Přepisem rovnice (5.4) na i -tou iteraci během zatěžování se získá:

$$\mathbf{K}(p_{i-1})\Delta p_i = q - f(p_{i-1}) \quad (5.5)$$

Způsob řešení soustavy nelineární rovnic standardní Newton-Raphsonovou metodou je znázorněn na Obr. 5-1.



Obr. 5-1 Plná Newton-Raphsonova metoda (převzato z [3])

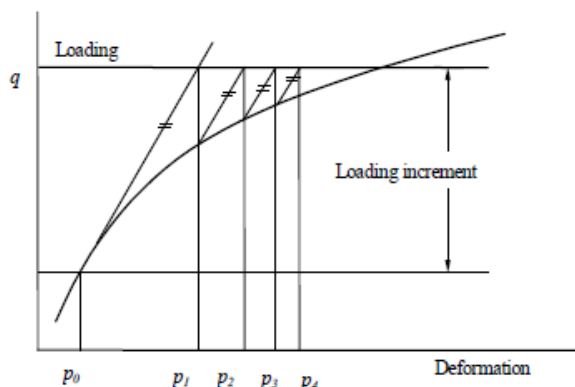
Modifikovaná Newton-Raphsonova metoda

Nejnáročnější částí výpočtu je přepočítávání matice tuhosti $\mathbf{K}(p_{i-1})$ v každé iteraci výpočtu. V mnoha případech to není zapotřebí, proto se využije matice $\mathbf{K}(p_0)$ z první iterace každého kroku, což je základní idea tzv. modifikované Newton-Raphsonovy metody. Výrazně šetří čas potřebný k výpočtu, ale na druhou stranu taky zhoršuje konvergenční vlastnosti výpočtové části.

Zjednodušení přijaté v modifikované Newton-Raphsonově metodě může být matematicky zapsáno takto:

$$\mathbf{K}(p_{i-1}) \approx \mathbf{K}(p_0) \quad (5.6)$$

Na Obr. 5-2 lze spatřit schematicky řešení modifikovanou Newton-Raphsonovou metodou. V porovnání s grafem na Obr. 5-1 je vidět, že modifikovaná N-R metoda konverguje mnohem pomaleji než standardní N-R metoda. Na druhou stranu, jednotlivé iterace zaberou méně času, neboť potřebné sestavení matice tuhosti a následná (Gaussova) eliminace se provede jen jednou. Využívá se však obou metod kombinovaně. Obvykle je lepší začít standardní N-R metodou a v blízkosti výpočtu extrémních bodů přepnout na metodu modifikovanou, aby se zabránilo vzniku divergencí.



Obr. 5-2 Modifikovaná Newton-Raphsonova metoda (převzato z [3])

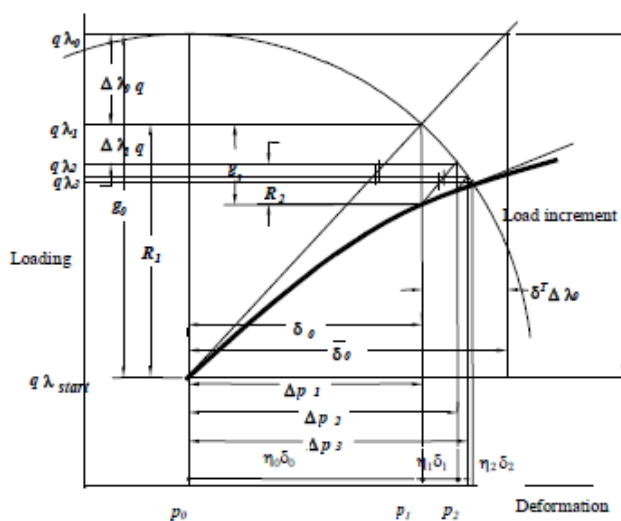
Metoda délky oblouku

Vedle modifikované N-R metody je hojně využívána tzv. metoda délky oblouku, která se používá od v 80-tých let 20. století pro řešení geometricky nelineárních konstrukcí. Díky svým vynikajícím vlastnostem bývá velmi dobře používána pro geometrickou i materiálovou nelinearitu. Používá se zvláště tam, kde standardní N-R metoda selhává.

Hlavní ideou této metody je sledování kompletního vztahu mezi zatížením a deformací a nejen aplikace konstantního přírůstku zatížení jako je tomu u N-R metody. Proto tato metoda zapisuje nejen zatížení, ale i deformaci na konci výpočtového kroku.

Matematický zápis metody oblouku se odvodí ze soustavy rovnic (5.1), kde λ definuje nový zatěžovací faktor:

$$K(p)\Delta p = \lambda q - f(p) \quad (5.7)$$

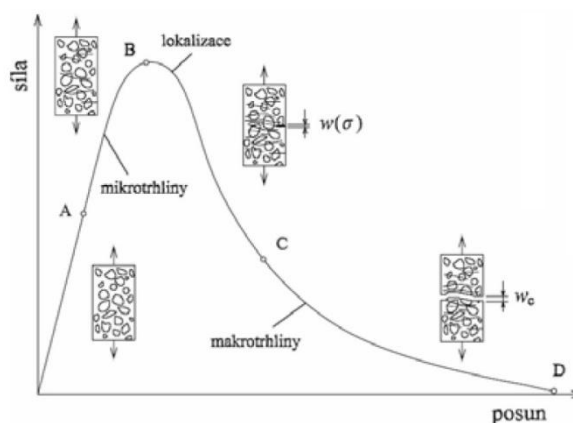


Obr. 5-3 Metoda délky oblouku (převzato z [2])

Způsob řešení metody oblouku popisuje Obr. 5-3. Matice \mathbf{K} může být přepočítaná pro každou iteraci, podobně jako u standardní N-R metody nebo může být spočítaná v první iteraci a použita pro všechny iterace v daném kroku (stejně jako u modifikované N-R metody).

6. NELINEÁRNÍ LOMOVÁ MECHANIKA

Teorii lomové mechaniky je možno rozdělit na lineární a nelineární část. Koncentrátory napětí (např. zářezy, jako jsou u zkušebních těles WST), způsobují v kvazikřehkých materiálech nezanedbatelně velkou zónu nelineárního chování materiálu, tzv. lomovou procesní zónu (LPZ). Materiál v těchto místech díky mikropraskání a dalším mechanismům porušení podléhá výraznému změkčování [10]. Na Obr. 6-1 je vykreslen standardní zatěžovací diagram pro kvazikřehký materiál. Na vodorovné ose je vynesena deformace (posun) v měřeném místě v závislosti na velikosti zatěžovací síly. Nelineární část křivky (AB) před dosažením maxima a část tahového změkčení (BC) odpovídají rozvoji mikrotrhlin (mikropraskání). Klesající část křivky (CD) je důsledkem dalších procesů, jako je zachytávání trhliny zrní kameniva, třecí efekty aj.



Obr. 6-1 Typický zatěžovací diagram kvazikřehkého materiálu – formování nelineární zóny, převzato z [18]

6.1. Lomová procesní zóna, charakteristická délka

Podle typu lomu lze rozlišit 3 základní typy chování materiálů při lomu. Jsou to křehký lom, jehož nelineární zóna u čela trhliny je nepatrná vzhledem k velikosti konstrukce/prvku. Dále lom tvárný, kde je stále nepatrná zóna změkčení, ovšem vyskytuje se vedle ní nezanedbatelná oblast tečení nebo pružněplastického zpevnění materiálu. Posledním typem je lom kvazikřehký, jehož velikost lomové procesní zóny (zóny změkčení) je nezanedbatelná vzhledem k velikosti konstrukce.

V lomové procesní zóně probíhají různé typy mechanismů zhouževnatění materiálu. Velikost LPZ lze odhadnout pomocí tzv. charakteristické délky l_{ch} , jejíž základní jednotkou jsou metry:

$$l_{ch} = \frac{EG_f}{f_t^2} \quad (6.1)$$

E je modul pružnosti,

G_f je lomová energie,

f_t je tahová pevnost.

Pomocí charakteristické délky kompozitu l_{ch} (6.1) lze kvantifikovat materiálovou/strukturní křehkost a také, jak už bylo řečeno, odhadovat velikost lomové procesní zóny [9], [14].

6.2. Nelineární lomové modely, lomová energie

Základními nelineárními lomovými modely (pro aplikaci v rámci MKP) jsou modely kohezivní trhliny, k nimž se pro beton řadí, model fiktivní trhliny a model pásu trhlin [10]. V prvním případě je před špicí trhliny/zářezu uvažována fiktivní trhlina odpovídající velikosti výše zmíněné lomové procesní zóny, v případě druhém se navíc pracuje s představou, že mikrotrhliny v LPZ jsou koncentrovány před čelem trhliny v pásu o určité šířce. Parametry kohezivních modelů jsou tahová pevnost f_t , tvar křivky změkčení $\sigma(w)$ a otevření trhliny w_c (v případě modelu pásu trhlin ještě šířka pásu trhlin h).

Ze zatěžovacích diagramů zatěžovacích zkoušek (ať už experimentálních či v případě speciálně motivovaného výzkumu např. simulovaných počítačovými programy) se vyhodnocují lomově-mechanické parametry materiálu souvisejících s výše uvedenými nelineárními lomovými modely. V této oblasti základní a již výše zmiňovanou veličinou je lomová energie G_f . Její hodnota se vyjádří jako podíl lomové práce W_f spotřebované na (kompletní) porušení zkušebního vzorku a obsahu plochy ligamentu. Velikost lomové práce odpovídá ploše pod vykreslenou (celou) L - d křivkou (viz Obr. 4-1):

$$G_f = \frac{W_f}{A_{lig}} \quad (6.2)$$

$$A_{lig} = B \cdot (W - a_0) \quad (6.3)$$

A_{lig} je obsah plochy ligamentu,

B je šířka (tloušťka) tělesa/ligamentu,

W je výška tělesa/průřezu,

a_0 je délka zářezu.

Dalšími veličinami určenými ze záznamů lomových testů mohou být např. efektivní lomová houževnatost a efektivní délka trhliny (parametry modelů ekvivalentní elastické trhliny). Ty však v této práci nebyly uvažovány, proto jim nebude věnována větší pozornost.

7. NUMERICKÁ STUDIE – DEFINICE A VSTUPY

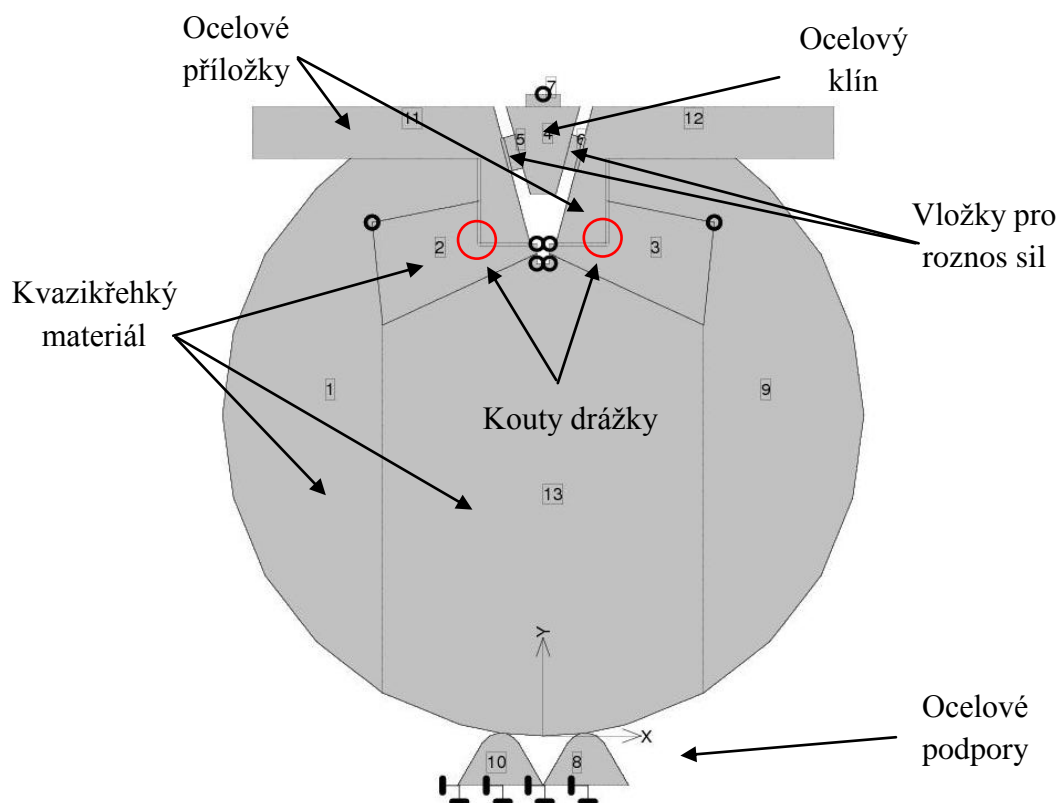
Jak již bylo zmíněno výše, tato práce je zaměřena na stanovení množství energie vynaložené na vznik trhlin v nežádoucích místech zkušebního tělesa a k vyšetření vlivu tvaru tělesa a parametrů experimentálního zařízení, které toto množství ovlivňují. Další kapitoly slouží k popisu tvorby modelu a způsobu vyšetřování dané problematiky.

7.1. Geometrický model

Nedílnou součástí numerické studie je použitý geometrický model. Je důležité, aby takový model co nejefektivněji simuloval chování zkušebního tělesa při reálné experimentální zkoušce. Špatně zvolený model může mít nemalé následky na relevantnost provedené numerické studie.

Model numerické studie, které je tato práce věnována, byl vytvořen tak, aby jej bylo možné zatěžovat v jednom bodě, a to posunem.

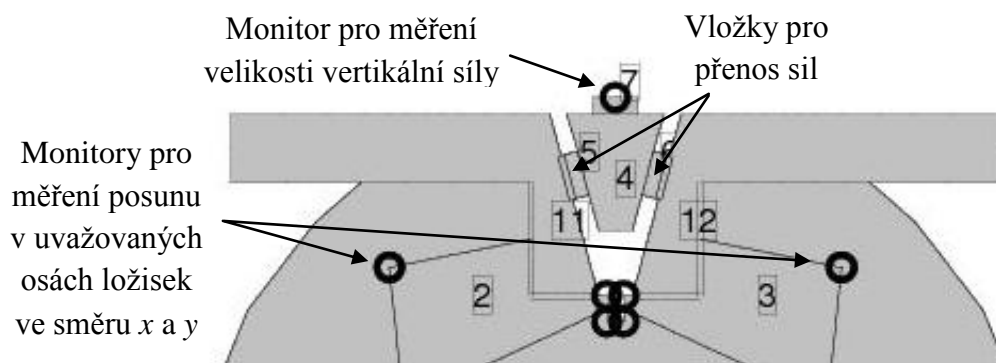
Na Obr. 7-1 lze zřetelně vidět geometrický tvar uvažovaného modelu vyšetřované zkoušky na válcovém WST tělese. Černá kolečka značí umístění monitorů. Ty slouží pro sledování konkrétní fyzikální veličiny v daném místě. V tomto případě svislé síly a deformace ve směru x a y . Označení jednotlivých monitorů je na Obr. 7-2.



Obr. 7-1 Geometrický model zkušebního tělesa

Monitory umístěné na koncích zářezu měří rozevření trhliny, tedy posun ve směru x , avšak v této práci s nimi nebylo uvažováno. Výsledků z těchto monitorovacích míst může být využito při rozšíření úlohy řešené numerické studie.

Modelovaným tělesem je válec (průměr válce byl zvolen 150 mm, tloušťka válce pak 100 mm) z kvazikřehkého materiálu, který byl v Ateně modelován materiálovým modelem 3D Non Linear Cementitious 2. Zvolené parametry modulu pružnosti E , pevnosti v tahu f_t a lomové energie G_f jsou v Tab. 2 (viz dále). Ostatní parametry byly ponechány na svých Atenou generovaných hodnotách pro zadanou krychelnou pevnost. Ocelové podpory a příložky byly modelovány modelem Pružný – Rovinná deformace s modulem pružnosti $E = 210$ MPa a specifickou hmotností $\rho = 7850$ kg/m³. Ocelový klín a vložky pro roznos sil byly rovněž modelovány materiálovým modelem Pružný – Rovinná deformace se stejnou hodnotou modulu pružnosti, ovšem s nulovou hodnotou specifické objemové hmotnosti. Tím se dosáhlo eliminace vlivu vlastní tíhy poměrně těžkého ocelového klínu, který je v použité experimentální konfiguraci WST upevněn k hornímu příčnicku lisu, a tedy nezatěžuje zkušební těleso vlastní tíhou. Zatížení se do tělesa vnáší přes ložiska na ocelových příložkách.



Obr. 7-2 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu a popis monitorů

Linie mezi vložkami a příložkami (v Obr. 7-2 znázorněno dvojitou čarou) byly modelovány jako kluzný spoj modelem 2D kontakt s velmi nízkým součinitelem tření, aby tak bylo částečně modelováno skutečné pootočení ložisek. Linie mezi betonovým tělesem a ocelovou příložkou (v oblasti drážky) byly také modelovány pomocí modelu 2D kontakt se součinitelem tření $\eta = 0,3$. Tabulkové hodnoty uvádějí rozsah součinitele tření na styku betonu s ocelí 0,2 – 0,4. Hodnota koheze byla volena velmi nízkou hodnotou obou materiálových modelů.

Jednotlivé geometrické modely se liší délkou zářezu. Byly vytvořeny modely pro 7 různých relativních délek zářezu α :

$$\alpha = \frac{a}{W} \quad (6.2)$$

a je délka zářezu měřená od osy ložiska (viz Obr. 4-6),

W je vzdálenost osy ložiska od protějšího okraje tělesa (viz Obr. 4-6).

Hodnota c v následující tabulce označuje skutečnou délku zářezu.

Tab. 1 Tabulka relativních délek zářezu (hodnoty a a c v [mm])

α	0.06	0.08	0.1	0.125	0.15	0.2	0.25
a	7.2	9.6	12	15	18	24	30
c	2.2	4.6	7	10	13	19	25

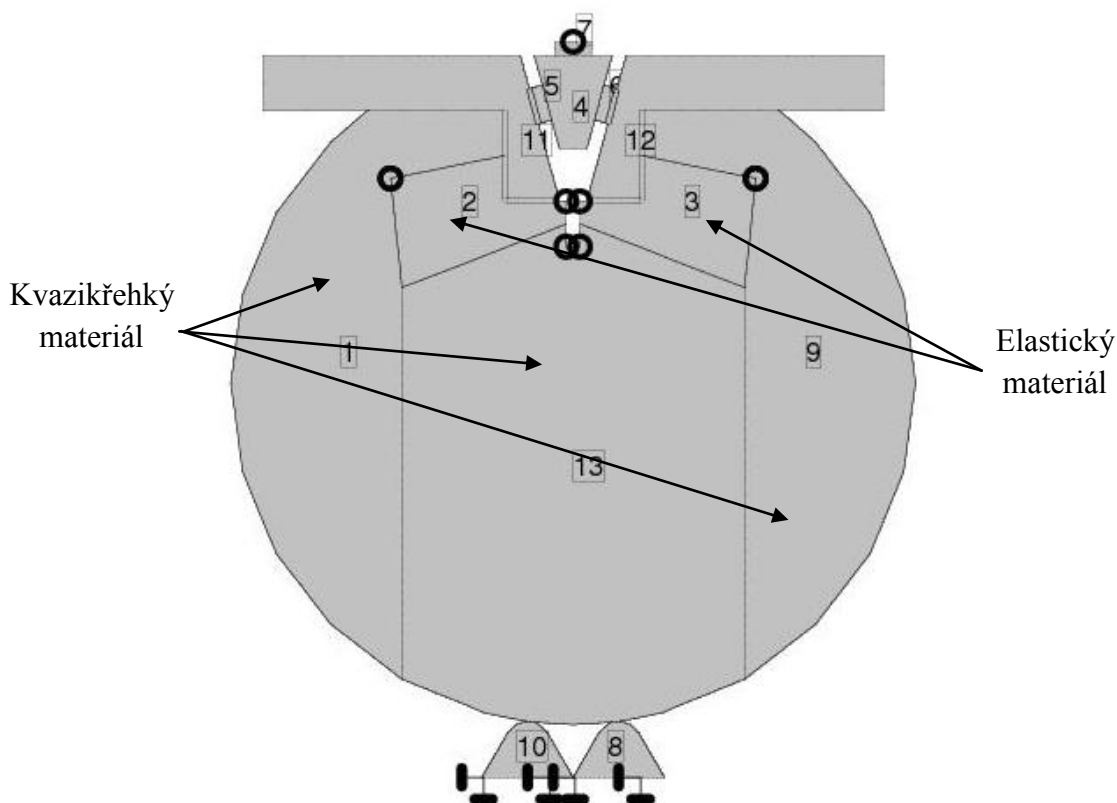
Pro každou materiálovou sadu (lišící se parametry tahové pevnosti a lomové energie – viz níže, Tab. 2) bylo vytvořeno sedm modelů s různými délkami zářezu.

7.1.1. Alternativní geometrický model

Alternativní geometrický model je využit v analýze k určení množství energie disipované u koutů drážky. Na Obr. 7-1 a Obr. 7-2 jsou části geometrického modelu, označené jako 2 a 3, zvané makroprvky v původním modelu modelovány jako kvazikřehký materiál. Díky existenci dalších silných koncentrátorů napětí – koutů drážky (viz Obr. 7-1) – v blízkosti otevíraného zářezu docházelo v jejich okolí k porušování, vzniku trhlin, a tedy i k úniku nežádoucí energie vynaložené právě na vznik tohoto porušení. Proto bylo cílem této práce kvantifikovat množství této energie a určit při jakých délkách zářezu lze efekt popsání jevu vyhodnotit jako zanedbatelný, tedy by významně neovlivnil výsledky měření a vyhodnocení lomově-mechanických parametrů zkoušeného materiálu.

Vznik trhlin v koutech drážky je zapříčiněn stykem ostrých hran ocelových příložek a cementového kompozitu. Tvoří tak výrazný koncentrátor napětí, ve kterém se může vytvořit hlavní makrotrhlina, která může způsobit porušení vzorku podobně, jako je tomu na Obr. 2-1c.

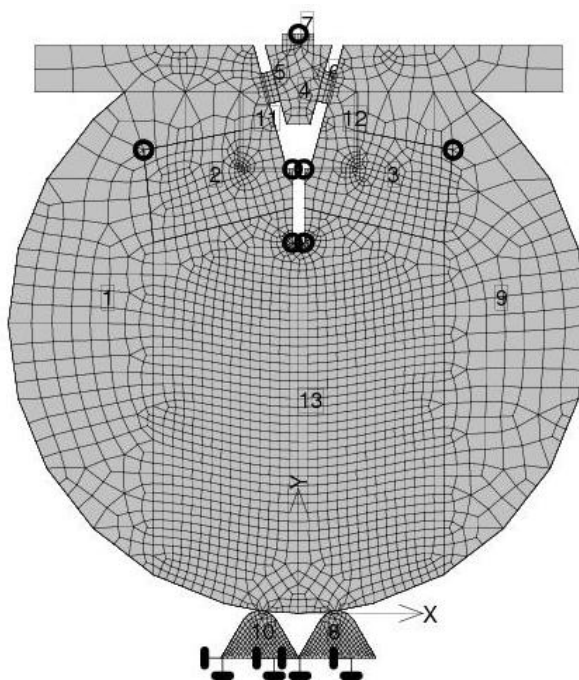
Aby se zabránilo vzniku porušení v koutech drážky, byly makroprvky 2 a 3 kolem rohu drážky modelovány jako elastický materiál (viz Obr. 7-3) za použití již známého modelu Pružný – rovinná deformace při zachování modulu pružnosti třídy betonu, na němž byla celá parametrická studie prováděna, tj. $E = 32,29$ MPa. Tím se zabránilo rozvoji trhlin u koutů drážky a veškerá energie se tak koncentrovala do vývoje porušení podél připraveného ligamentu.



Obr. 7-3 Alternativní geometrický model

7.2. MKP model

Síť konečných prvků byla v místech důležitých pro sledování porušení modelována jemněji než v ostatních místech. Jedná se o prostor pod připraveným zářezem a v okolí koutů drážky, kde bude vznikat a šířit se lomová(é) procesní zóna(y)/trhlina(y). Tato místa byla modelována čtyřúhelníkovou sítí konečných prvků o velikosti 2,5 mm. Ostatní části použité sítě byly vytvořeny z prvků o velikostí 5 mm (viz Obr. 7-4), v některých oblastech (např. vnější konce ocelových příložek) ještě zředěny.



Obr. 7-4 Použitá síť konečných prvků

7.3. Materiálový model – výpočtové sady

Pro parametrickou studii bylo vytvořeno 7 sad modelů, které se lišily materiálovými charakteristikami. Stejně jako všechny materiálové modely pro beton, se kterými Atena 2D pracuje, tak i model 3D Non Linear Cementitious 2 vyžaduje zadání základní krychelné pevnosti. Tato studie doplňuje práci [12], kde se vycházelo z krychelné pevnosti betonu $f_{cu} = 75$ MPa. Zde se vychází ze základní krychelné pevnosti $f_{cu} = 35$ MPa. Základní sada je označena C0, další sady (označené C4+ a C16+, C4-, C16-, C64- a C256-) vychází ze sady základní tak, že jejich charakteristické délky l_{ch} postupně nabývají hodnot $4 \times {}^0l_{ch}$ a $16 \times {}^0l_{ch}$, ${}^0l_{ch}/4$, ${}^0l_{ch}/16$, ${}^0l_{ch}/64$ a ${}^0l_{ch}/256$, kde ${}^0l_{ch}$ je hodnota charakteristické délky pro sadu C0 [5]. Přehled materiálových charakteristik jednotlivých sad je vidět v Tab. 2.

Z rovnice (6.1) plyne, že jedna charakteristická délka může být definována více kombinacemi materiálových parametrů. V řešené studii zůstává hodnota modulu pružnosti konstantní, mění se jen hodnoty lomové energie a tahové pevnosti a to následovně:

- pro C4+: $l_{ch} = \frac{E \cdot 2 \cdot G_f}{\left(\frac{f_t}{\sqrt{2}}\right)^2}$ (tj. $2 \times G_f$ a $f_t/\sqrt{2}$);
- pro C16+: $l_{ch} = \frac{E \cdot 4 \cdot G_f}{\left(\frac{f_t}{\sqrt{4}}\right)^2}$ (tj. $4 \times G_f$ a $f_t/\sqrt{4}$);
- pro C4-: $l_{ch} = \frac{E \cdot G_f}{(f_t \cdot \sqrt{2})^2}$ (tj. $G_f/2$ a $f_t \times \sqrt{2}$);

- pro C16-: $l_{ch} = \frac{E \cdot \frac{G_f}{4}}{(f_t \cdot \sqrt{4})^2}$ (tj. $G_f/4$ a $f_t \times \sqrt{4}$);
- pro C64-: $l_{ch} = \frac{E \cdot \frac{G_f}{8}}{(f_t \cdot \sqrt{8})^2}$ (tj. $G_f/8$ a $f_t \times \sqrt{8}$);
- pro C256-: $l_{ch} = \frac{E \cdot \frac{G_f}{16}}{(f_t \cdot \sqrt{16})^2}$ (tj. $G_f/16$ a $f_t \times \sqrt{16}$).

Tab. 2 Materiálové charakteristiky jednotlivých sad

Concrete	E GPa	f_t MPa	G_f Jm ⁻²	w_c mm	l_{ch} m	Pozn.
C256-	32.29	10.272	4.0125	0.002008	0.001228	⁰ $l_{ch}/256$
C64-	32.29	7.263401	8.025	0.005679	0.004912	⁰ $l_{ch}/64$
C16-	32.29	5.136	16.05	0.016063	0.019647	⁰ $l_{ch}/16$
C4-	32.29	3.6317	32.1	0.045432	0.078587	⁰ $l_{ch}/4$
C0	32.29	2.56800	64.2	0.1285	0.31435	⁰ l_{ch}
C4+	32.29	1.81585	128.4	0.363453	1.25740	$4 \times$ ⁰ l_{ch}
C16+	32.29	1.28400	256.8	1.028	5.02960	$16 \times$ ⁰ l_{ch}

Symbol E v tabulce znamená modul pružnosti, f_t je tahová pevnost, G_f lomová energie, w_c je kritické otevření trhliny a l_{ch} charakteristická délka kompozitu.

8. NUMERICKÁ STUDIE – VÝSLEDKY SIMULACÍ

Systém Atena 2D při výpočtu vykresluje zatěžovací křivku (též tzv. $L-d$ křivku, L – load, d – displacement), tedy graf závislosti velikosti posunu (deformace) na velikosti síly (viz Obr. 4-1). Každý model může být zatěžován dvěma způsoby, buďto silově nebo posunem. Zatěžování posunem dovoluje (při použití metody Newton-Raphson) vykreslovat na zatěžovacím diagramu klesající větev křivky, kterou je důležité znát, aby se mohla určit hodnota již zmiňované lomové energie. Ta odpovídá velikosti plochy pod vykreslenou zatěžovací křivkou. Proto byla zvolena metoda zatěžování deformací (s přírůstkem 0,05 mm). Při tomto způsobu výpočtu systém Atena 2D přitěžuje model posunem, přičemž ke každé velikosti deformace dopočítává velikost síly, jež by tento posun vyvolala. A právě to dovoluje programu (při použití vhodného schématu nelineárního výpočtu) vykreslit i klesající větev křivky.

V následujících kapitolách budou uvedeny na vybraných modelech sledované výsledky výpočtů provedených na vybraných případech výše specifikovaných materiálových sad. Jedná se o rozsah oblasti porušení a zatěžovací křivky. Sledované výsledky pro všechny vyšetřované délky zářezů a materiálové sady jsou přehledně uvedeny v přílohách 15-1, 15-2, 15-3 a 15-4 s vykreslenými zkrácenými a celkovými zatěžovacími diagramy. Srovnávací obrázky vzorů trhlin vzniklých při dosažení maximálního zatížení jsou pro všechny uvažované modely uvedeny v příloze 15-5.

8.1. Vzory trhlin

Pro přehlednost byl v prezentovaných tabulkách referenční geometrický model označen $V1$ (Varianta 1) a alternativní geometrický model jako $V2$ (Varianta 2). Srovnávací obrázky vzorů trhlin v Tab. 3 jsou vykresleny při dosažení maximálního zatížení.

Z obrázků lze vysledovat, že u modelů s relativní délkou zářezu $\alpha = 0,06$ dochází k dominantnímu rozvoji porušení právě z koutů drážek. Při větších relativních délkách sice vzniká porušení v okolí těchto koutů, nicméně rozhodující porušení pokračuje v oblasti ligamentu tělesa. Porušení u koutů drážky se s rostoucí délkou zářezu postupně zmenšuje, až je lze považovat za zanedbatelné.

Dále lze na obrázcích spatřovat s postupně se zvětšující se charakteristickou délkou zkoumané materiálové sady i zvětšující se velikost nasimulované lomové procesní zóny.

Příloha 15-5 umožňuje nahlédnout na obrázky trhlin všech uvažovaných relativních délek zářezu pro materiálové sady $C0$, $C4+$ a $C16+$ při dosažení maximálního zatížení.

Tab. 3 Porovnání obrazů trhlin pro vybrané materiálové sady a relativní délky zářezu

α	0,06		0,1		0,15	
	V1	V2	V1	V2	V1	V2
<i>C0</i>						
<i>C4+</i>						
<i>C16+</i>						

8.2. Zatěžovací diagramy

Zatěžovací diagramy byly vykresleny jako závislosti monitorovaných veličin. Monitory byly umístěny v osách ložisek pro měření posunů (deformací) ve směrech x a y . Monitor pro měření svislého zatížení, byl vložen v místě působení zatížení posunem, tedy na horní straně zatěžovacího klínu v jeho ose (viz Obr. 7-2).

Zatěžovací křivka zobrazuje odezvu tělesa na zatížení a je na ni možné vysledovat jevy porušení. Křivky se vyhodnocují za účelem odhadu lomových parametrů (viz kapitola 6), ve zpracované analýze zejména kvůli výpočtu lomové práce.

Vykreslování a vyhodnocení zatěžovacích diagramů bylo provedeno dvojím způsobem (viz uvedené označení, které bude dále v textu, tabulkách a grafech používáno):

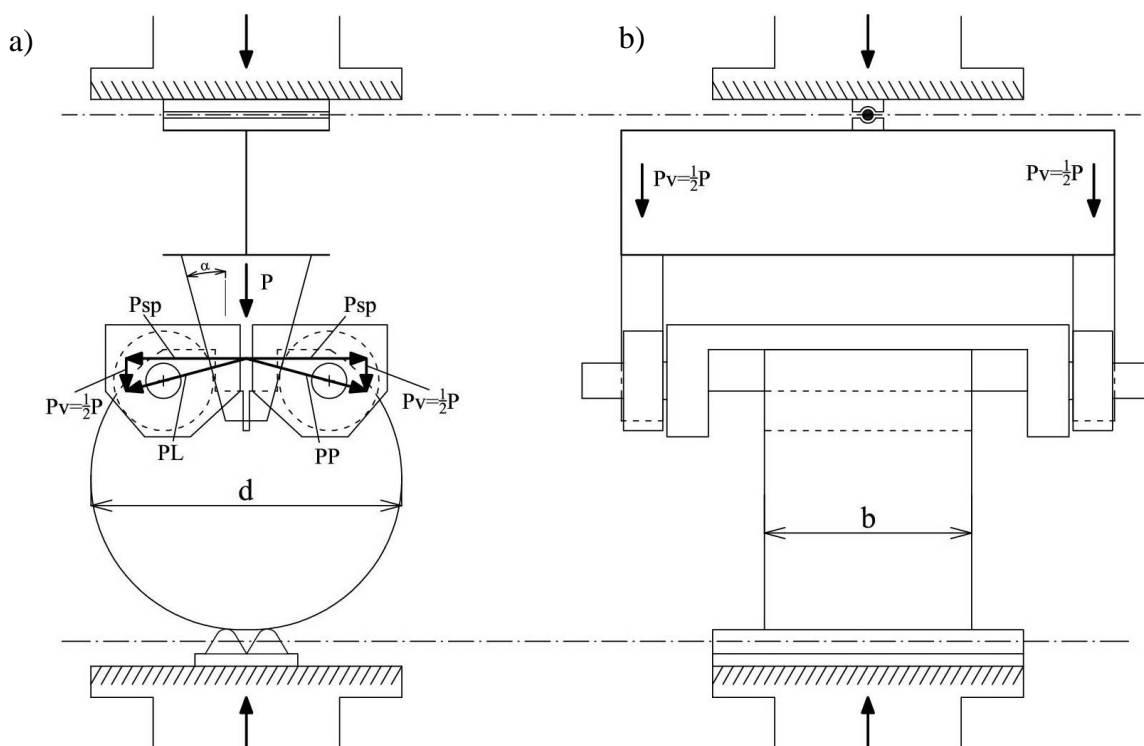
A) $P_{sp} \times P_v$

Zatěžovací síla P měřená v ose tělesa na vrcholu klínu se do ložisek přepočítává podle rovnice (4.1) pro P_{sp} (v této rovnici označena jako F_{sp}). P_v se počítá jako $\frac{1}{2} P$ na jedno ložisko. Vše je přehledně znázorněno na Obr. 8-1. Ke každému ložisku náleží dva zatěžovací diagramy, jeden pro sílu P_{sp} v závislosti na horizontálním posunu, druhý pro P_v v závislosti na vertikálním posunu. Ve výsledku se parametry vyhodnocované ze zatěžovacích diagramů ve vertikálním směru sečtou. Z parametrů vyhodnocovaných z diagramů v horizontálním směru se vypočte aritmetický průměr.

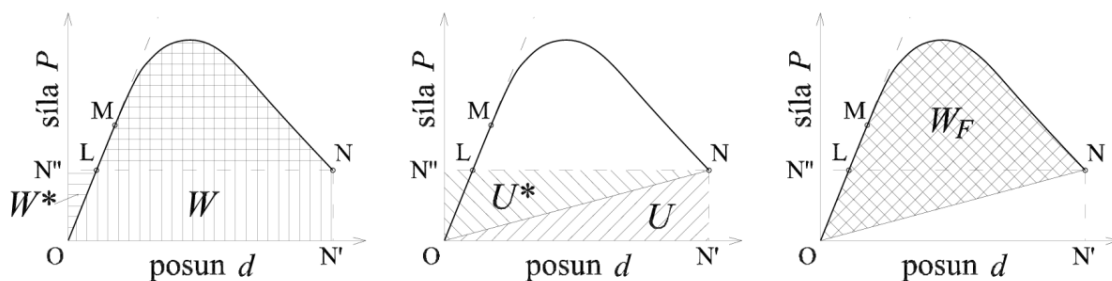
B) $P^P \times P^L$

Druhý způsob vykresluje zvlášť křivku pro levé a pravé ložisko. Z horizontální síly P_{sp} a vertikální síly P_v , se vypočítá výsledná síla P jako jejich vektorový součet. Pro odlišení jsou tyto síly označeny pro pravé ložisko P^P a pro levé P^L . Posun osy ložiska je opět určen jako vektorový součet vertikálního a horizontálního posunu.

Na Obr. 8-1 je schematicky znázorněna konfigurace WST, statický systém a označení jednotlivých působících sil, jak byly vysvětleny výše.



Obr. 8-1 Statický systém wedge-splitting testu: a) čelní pohled; b) boční pohled (na motivy [1] kresleno v AutoCadu)



Obr. 8-2 Grafické znázornění postupu výpočtu lomové práce W_f (převzato z [18])

Obrázky dále v této kapitole zachycují zatěžovací diagramy vybraných materiálových modelů. Byly vybrány s větším rozsahem relativních délek zářezu pro ilustraci postupně se

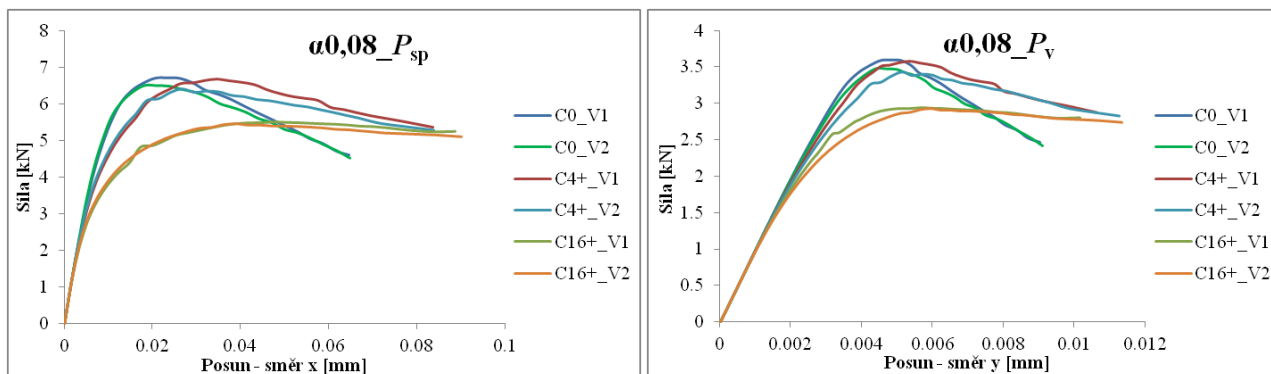
zmenšujících rozdílů mezi zatěžovacími křivkami referenčního a alternativního geometrického modelu. Rozsah vodorovné osy byl uvažován do bodu na sestupné větvi, od kterého se očekává průběh křivky pro obě verze modelů stejný. V tomto rozsahu také byly počítány odpovídající části lomové práce (viz Obr. 8-2) pro obě varianty modelů. Číselný rozdíl těchto hodnot je pak vyneseno do tabulky Tab. 6 a Tab. 7 v následující sekci.

První sada obrázků se zatěžovacími křivkami (Obr. 8-3, Obr. 8-4 a Obr. 8-5) je vykreslena pro způsob za A), tedy vlevo vždy grafy se závislostmi síly P_{sp} na horizontálním posunu, vpravo doplňující síly P_v na vertikálním posunu. Každý graf je označen hodnotou relativní délky zářezu (α) a působící síly (horizontální P_{sp} , vertikální P_v), pro kterou byl vykreslen. Jednotlivé křivky jsou pak označeny sadou (C0, C4+, C16+) a variantou (V1, V2) geometrického modelu. Popis vodorovné osy odpovídá deformaci (posunu) v příslušném směru osy x nebo y .

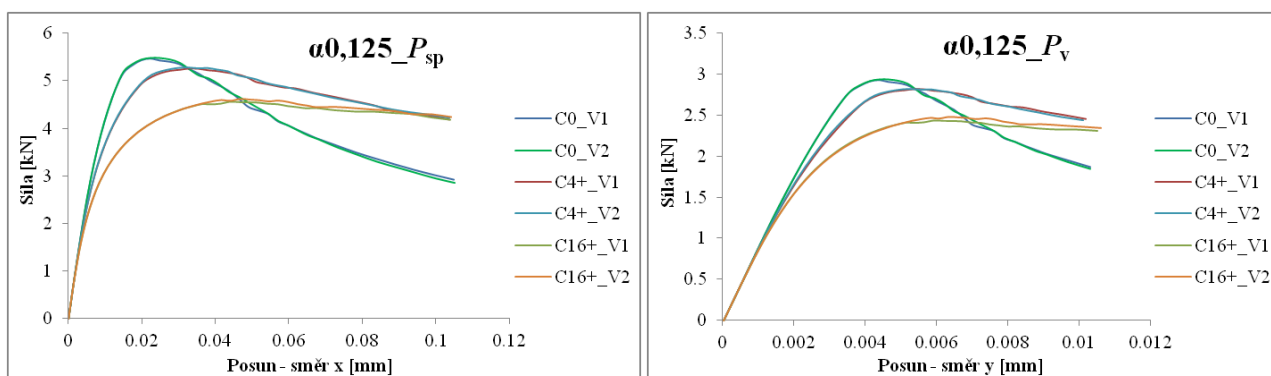
Lze si povšimnout, že velikost maximálního zatížení pro všechny sady v horizontálním směru je cca dvojnásobně vyšší než ve směru vertikálním (což odpovídá úhlu použitého zatěžovacího klínu). Posuny v obou směrech při dosažení maximálního zatížení se ve všech případech pohybují v podobných hodnotách. Ve vodorovném směru mezi hodnotami 0,015 – 0,04 mm, ve směru svislém mezi hodnotami 0,004 – 0,006 mm.

Druhá sada obrázků (Obr. 8-6, Obr. 8-7 a Obr. 8-8) je pro srovnání vykreslena pro stejnou sadu relativních délek zářezů jako v případě prvním a to způsobem za B), tedy vykreslení zatěžovacích křivek pro každé ložisko zvlášť. Rovněž zde je u každého názvu grafu připsáno, pro který vektorový součet síly byly křivky vykresleny (levé a pravé ložisko). Na vodorovné ose je vyznačena deformace ve směru vektorového součtu vodorovného a svislého posunu daného ložiska.

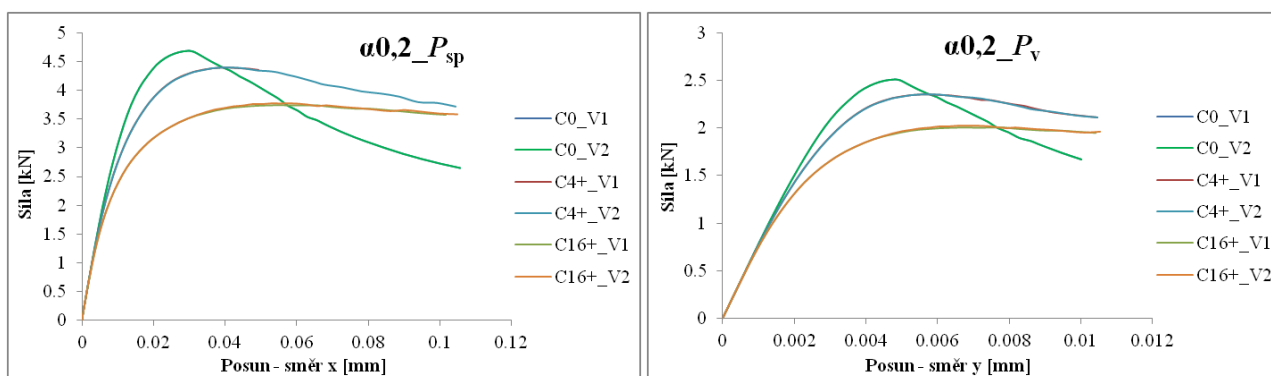
Výsledné zatěžovací diagramy pro všechny uvažované relativní délky zářezu si lze prohlédnout na konci této práce v příloze 15-1 pro způsob vyhodnocování A), v příloze 15-2 pro způsob vyhodnocování B). V přílohách 15-3 a 15-4 jsou uvedeny celé rozsahy všech spočtených zatěžovacích diagramů, z nichž se v popisovaných analýzách vycházelo. Roztřepenost klesajících částí zatěžovacích křivek pravděpodobně způsobuje malý počet iterací zatěžovacího kroku, a tím i možností přijmutí hodnoty s velkou chybou (odchylkou).



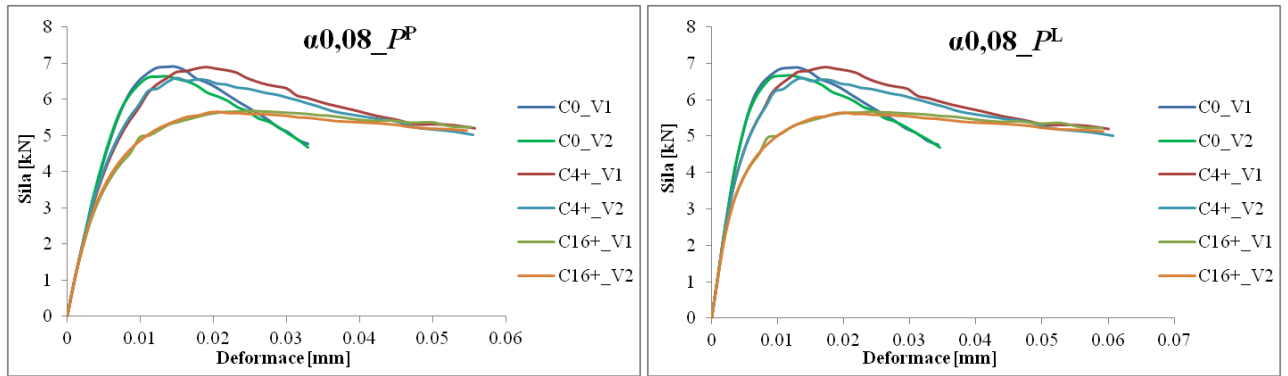
Obr. 8-3 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,08$; způsob A)



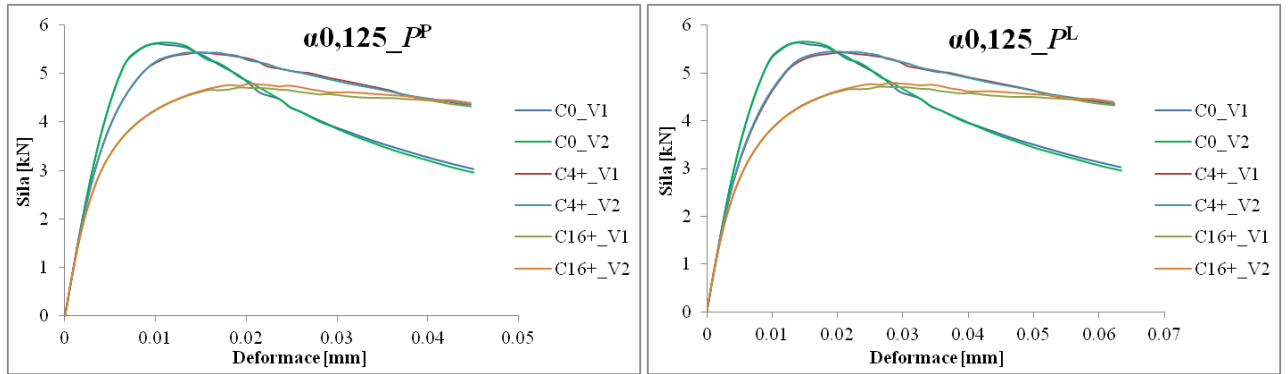
Obr. 8-4 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,125$; způsob A)



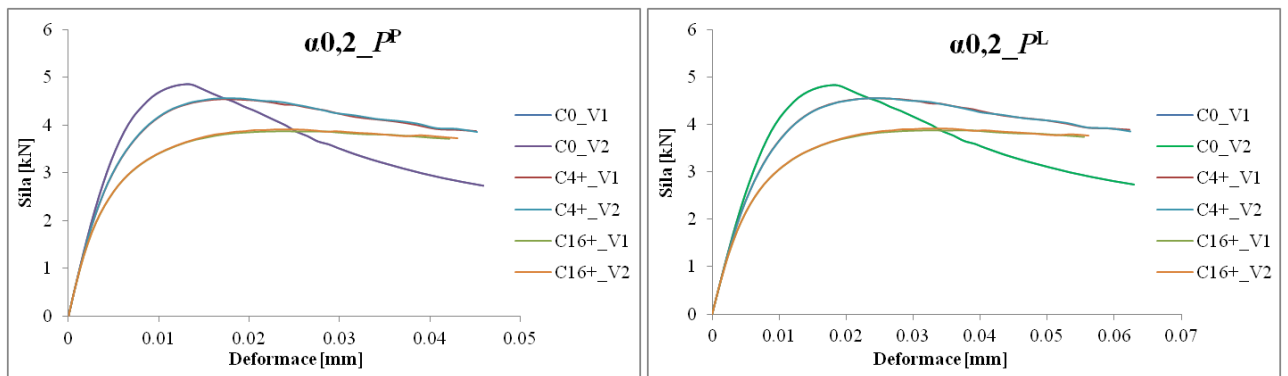
Obr. 8-5 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,2$; způsob A)



Obr. 8-6 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,08$; způsob B)



Obr. 8-7 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,125$; způsob B)



Obr. 8-8 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,2$, způsob B)

8.3. Hraniční (přechodová) délka zářezu

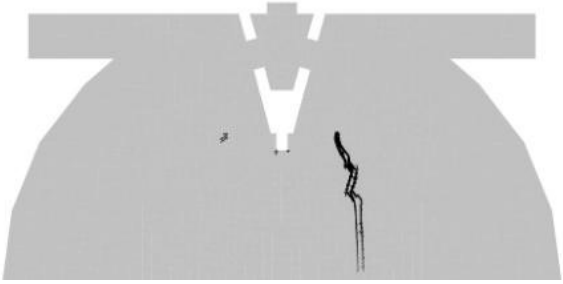
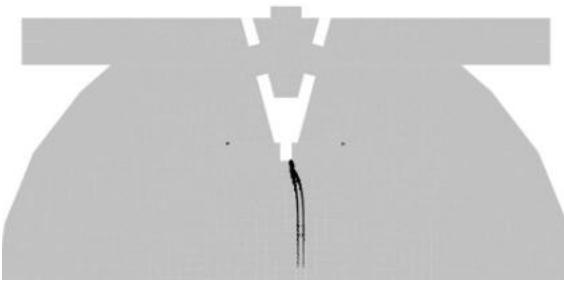
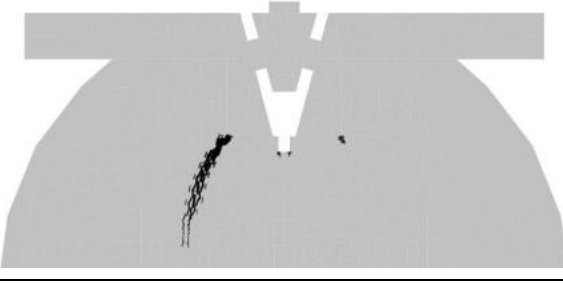
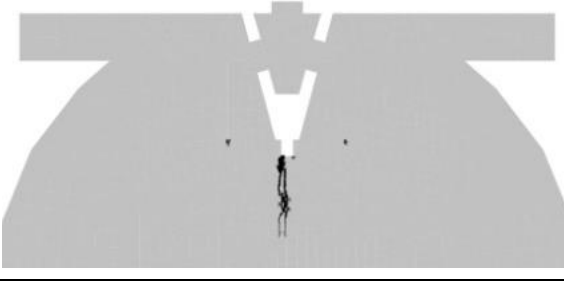
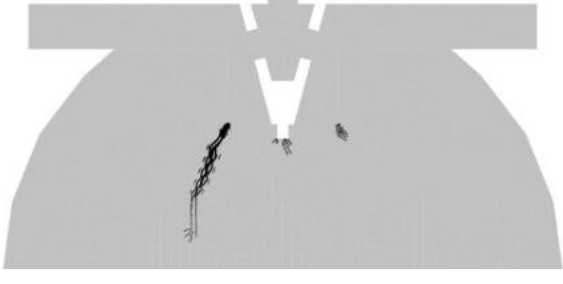
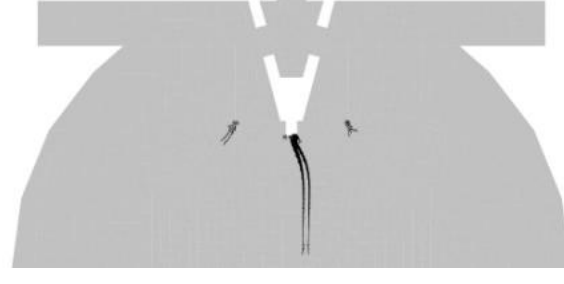
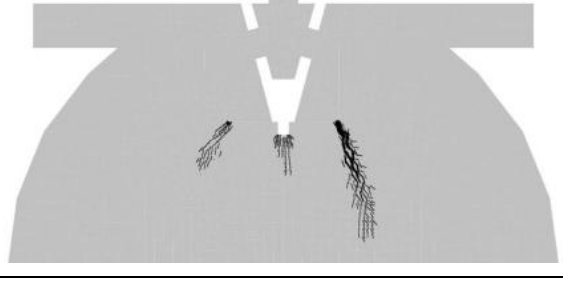
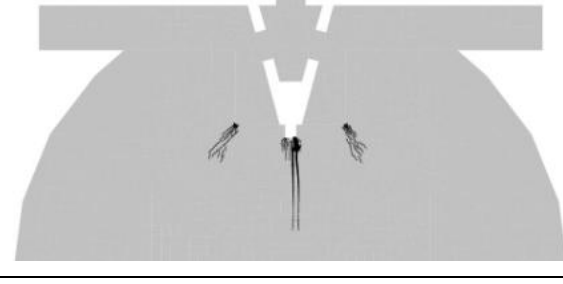
V rámci parametrické studie bylo zjištěno, že při relativní délce zářezu $\alpha = 0,06$ dochází k dominantnímu rozvinutí porušení z koutů drážky. U vyšší relativní délky $\alpha = 0,08$ už však dochází k hlavnímu vývinu porušení z připraveného zářezu. Toto zjištění vedlo k vyšetřování tzv. hraniční hodnoty relativní délky zářezu, ve které vzniká/nevzniká hlavní porušení z okolí koutů drážky. Do této studie byly zahrnuty i materiálové sady C4– až C256–, které se svou charakteristickou délkou přibližují k ideálně křehkým materiálům.

Výsledky z této studie jsou vypsány v Tab. 4. Odpovídající obrazy trhlin při maximálním zatížení jsou vykresleny v Tab. 5 pouze pro sady se zmenšující se charakteristickou délkou (snižuje se jejich křehkost). Symbolem α_d je označena relativní délka zářezu pro dolní hranici, kdy se rozvíjí porušení z koutů drážky, α_h odpovídá hranici, kdy hlavní porušení vychází z připraveného zářezu. Slovo „hranice“ je zde chápáno v intencích prováděných simulací, kdy byly uvedené hodnoty relativních délek zářezů ručně zadávány při tvorbě MKP modelů. K rozhraní mezi oběma módy porušení by bylo možné přiblížit se při dalším zjemňování intervalu mezi zde uvedenými hodnotami α_d a α_h , což by už však postrádalo praktický význam.

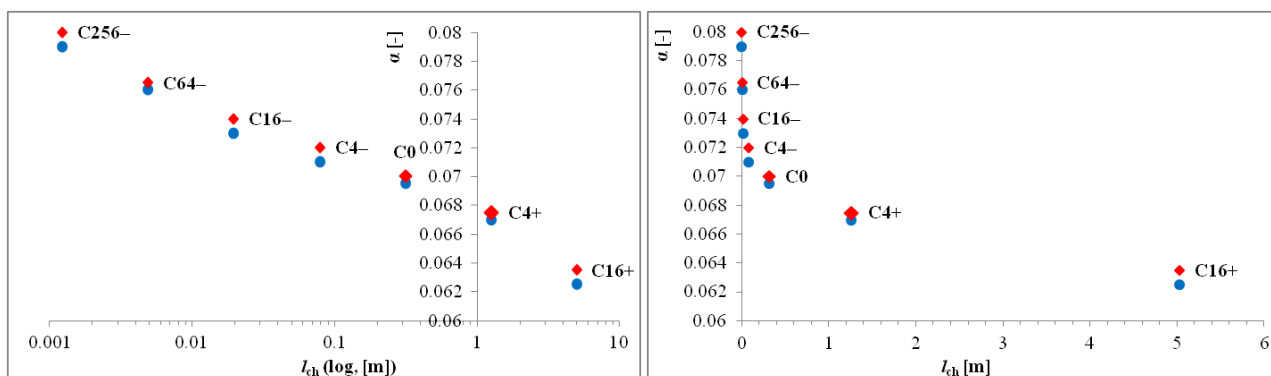
Tab. 4 Hodnoty hraniční relativní délky zářezu

Sada	l_{ch} [m]	Trhliny z koutů	Trhlina ze zářezu
		α_d	α_h
C256–	0.00122793	0.079	0.08
C64–	0.00491171	0.076	0.0765
C16–	0.01964686	0.073	0.074
C4–	0.07858742	0.071	0.072
C0	0.31434969	0.0695	0.07
C4+	1.25739875	0.067	0.0675
C16+	5.02959502	0.0625	0.0635

Tab. 5 Obrazy trhlin hraničních relativních délek zářezu

Sada	Trhliny z koutů	Trhliny ze zářezu
	α_d	α_h
C256-		
C64-		
C16-		
C4-		

Na Obr. 8-9 je tato hranice vyjádřena graficky. Na obrázku vlevo je vodorovná osa vykreslena v logaritmickém měřítku. Se zvětšující se velikostí charakteristické délky v tomto grafu rovnoměrně (téměř lineárně) klesá hodnota relativní délky zářezu. Ve skutečnosti tedy hraniční hodnota α stoupá s klesající hodnotou charakteristické délky exponenciálně. Tento efekt lze spatřovat na grafu vpravo na Obr. 8-9, kde byla vodorovná osa vynesena v měřítku původním.


 Obr. 8-9 Graf závislosti velikosti charakteristické délky l_{ch} na hraniční relativní délce zářezu α

8.4. Energie disipovaná v okolí koutů drážky

Ze srovnání obrazů trhlin v Tab. 3 lze vysledovat, že s rostoucí relativní délkou zářezu se zmenšuje velikost porušení (množství trhlin) u koutů drážky. Dá se tedy předpokládat, že i rozdíl lomových prací, vypočtených z jednotlivých zatěžovacích diagramů se bude se zvětšující se délkou zářezu zmenšovat.

Z vybraných částí zatěžovacích diagramů byla spočítána lomová práce pro každou zatěžovací křivku. Rozdíly v hodnotách mezi referenčním a alternativním modelem jsou uvedeny v Tab. 6 pro způsob A) ($P_{sp} \times P_v$) a v Tab. 7 pro způsob za B) ($P^P \times P^L$).

Postup pro určení hodnot lomových prací byl následující. Nejprve bylo zvoleno místo (bod) na zatěžovací křivce, do které se lomová práce počítala. Toto místo bylo určeno subjektivně, podle odhadu řešitelky – byl to bod, od kterého by se zatěžovací křivky obou variant lišit neměly. Poté byla pod touto částí křivky spočtena plocha (numericky v programu MS Excel, kam byly body zatěžovacích křivek transportovány ze softwaru Atena, použito bylo lichoběžníkové pravidlo) Její hodnota je rovna hodnotě práce W vykonané zatížením. Dále byla určena hodnota elastické energie deformace U , a to pro poslední bod uvažované části zatěžovací křivky, podle vztahu:

$$U = \frac{1}{2} \cdot P \cdot d \quad (8.1)$$

P je síla, pro niž byl zatěžovací diagram vykreslován a d je příslušný posun. Lomová práce W_f se pak vyjádřila rozdílem práce vnějších sil W a deformační energie U :

$$W_f = W - U \quad (8.2)$$

Grafická reprezentace tohoto postupu byla znázorněna dříve na Obr. 8-2 v kapitole 8.2.

Rozdíl mezi množstvím disipované energie v případě referenčního a alternativního modelu ΔW_f je určen jako rozdíl lomových prací W_f z příslušných zatěžovacích křivek porovnávaných variant modelů.

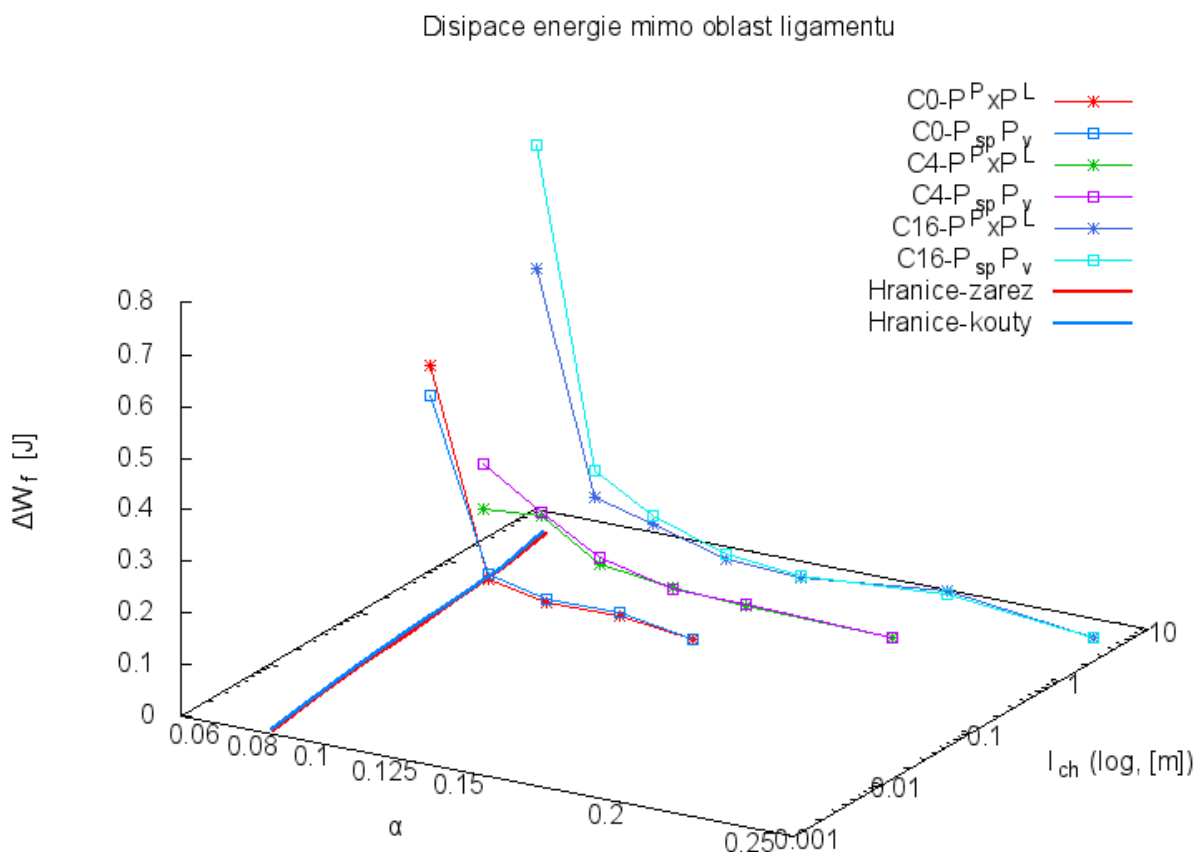
Vypočtené hodnoty v tabulkách nasvědčují, že předpoklad klesajícího množství disipované energie mimo oblast ligamentu s rostoucí délkou zářezu a klesající hodnotou charakteristické délky je opodstatněný. Výkyvy v hodnotách jsou způsobené neplynulostí vykreslovaných zatěžovacích křivek. Tabeľované hodnoty jsou graficky zobrazeny na Obr. 8-10.

Tab. 6 Číselné vyjádření rozdílu lomových prací pro způsob A)

α	C0		C4+		C16+	
	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch}	ΔW_f [J]	l_{ch}	ΔW_f [J]
0.06	0.31434969	0.38099725	1.25739875	0.19152717	5.02959502	0.74538517
0.08	0.31434969	0.06006494	1.25739875	0.12015768	5.02959502	0.13859463
0.1	0.31434969	0.03300021	1.25739875	0.05271572	5.02959502	0.07588603
0.125	0.31434969	0.03478566	1.25739875	0.02090673	5.02959502	0.02655647
0.15	0.31434969	0.01222126	1.25739875	0.01948046	5.02959502	0.01220961
0.2			1.25739875	0.00902012	5.02959502	0.03330657
0.25					5.02959502	0.00385462

Tab. 7 Číselné vyjádření rozdílu lomových prací pro způsob B)

α	C0		C4+		C16+	
	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]
0.06	0.31434969	0.44064739	1.25739875	0.10236614	5.02959502	0.50572721
0.08	0.31434969	0.04932275	1.25739875	0.11293802	5.02959502	0.08748307
0.1	0.31434969	0.02805949	1.25739875	0.04068988	5.02959502	0.05687626
0.125	0.31434969	0.02960691	1.25739875	0.0224087	5.02959502	0.01727557
0.15	0.31434969	0.01036625	1.25739875	0.0154514	5.02959502	0.00980895
0.2			1.25739875	0.0106829	5.02959502	0.03885147
0.25					5.02959502	0.00412278



Obr. 8-10 Graf závislosti velikosti rozdílu lomových prací na hodnotách relativní délky zářezu a charakteristické délky

Rozdíl lomových prací ΔW_f byl vynesena na ose z v joulech do prostorového grafu, jehož základnu tvoří relativní délka zářezu α a příslušná velikost charakteristické délky l_{ch} (v logaritmickém měřítku). Pro lepší interpretaci výsledků byly jednotlivé body spojeny liniemi. Každé hodnotě charakteristické délky přísluší dvě křivky, které srovnávají výpočet ΔW_f podle obou způsobů (A) a B)) vysvětlených a popsanych výše v kapitole 8.2. Hodnoty rozdílu lomových prací pro relativní délku zářezu $\alpha = 0,06$ jsou pouze ilustrativní, jelikož při této délce docházelo k dominantnímu rozvoji trhlin z koutů drážky, a tudíž nejsou výsledky získané z příslušných zatěžovacích diagramů pro tuto práci relevantní. Od vyšších hodnot relativní délky zářezu vznikalo rozhodující porušení z připraveného zářezu. Tato skutečnost vedla k vyšetřování hraniční relativní délky zářezu, jež se zcela zjevně musela vyskytovat mezi hodnotami relativních délek zářezu $\alpha = 0,06$ a $\alpha = 0,08$ (pro zde zobrazený rozsah l_{ch}). Tabulka s vyhodnocením těchto hodnot byla uvedena v kapitole 8.3 současně s její grafickou podobou v závislosti na charakteristické délce. V grafu na Obr. 8-10 jsou v její základně vykresleny dvě křivky, označeno hranice-kouty a hranice-zárez, ve smyslu hraniční křivky relativních délek zářezu, kdy dominantní porušení vychází z koutů drážek, respektive z připraveného zářezu.

9. DOPLŇUJÍCÍ PARAMETRICKÁ STUDIE

V rámci řešení hlavní parametrické studie bylo zjištěno, že geometrická poloha vložek mezi zatěžovacím klínem a příložkami vkládanými do drážky ve zkušebním tělese na MKP modelu, jež vlastně interpretuje polohu ložisek při skutečném testu, má vliv na průběh zatěžovací zkoušky, zejména rozsah porušení u koutů drážky. Proto byla vyšetřována doplňující parametrická studie, ve které se měnila poloha vložek. Označení doplňující parametrická studie 1 (dále DS1) bylo zvoleno pro případ, kdy se vložky posouvaly směrem dolů, čili, zmenší se velikost ohybového momentu namáhajícího průřez mezi koutem drážky a boční stranou tělesa (Obr. 9-2) a doplňující parametrická studie 2 (dále DS2) pro posunutí vložek směrem nahoru, kde dojde ke zvětšení popsaného ohybového momentu (Obr. 9-3) vzhledem k původní poloze vložek v hlavní studii.

9.1. Geometrické modely

Se změnou umístění vložek v geometrickém modelu se mění i poloha os ložisek a tedy i místo roznosu zatížení ze zatěžovacího klínu přes ložiska do příložek. To odpovídá posunu os ložisek, tj. snížení resp. zvýšení polohy působivé rozevírající komponenty zatěžovací síly P_{sp} o 7,4 mm v obou směrech. Geometrické modely obou doplňujících studií byly vytvořeny z modelu hlavní parametrické studie (HS), pouze byly přemístěny makroprvky, které tvoří vložky pro přenos zatížení.

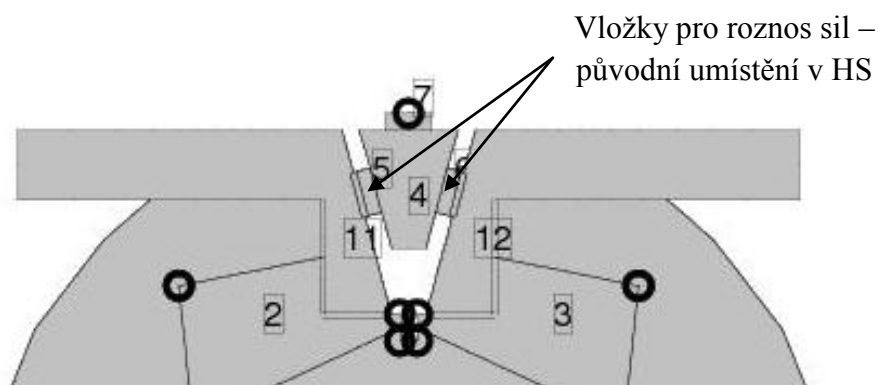
Pouze pro připomenutí zde bude uvedeno, jakých materiálových modelů bylo v řešené studii využito, konfigurace zatížení a podepření, síť konečných prvků a nakonec pro lepší představu o změně polohy vložek i obrázky, zobrazující detail zatěžovacího klínu s vložkami ve srovnání s původním nastavením v hlavní studii.

Materiálový model, jehož bylo využito pro cementový kompozit je model 3D Non Linear Cementitious 2 (viz kapitola 5.1.1.1). Základní krychelná pevnost, jejíž zadání je v programu vyžadováno, byla zvolena hodnotou $f_{cu} = 35$ MPa. Parametry, s nimiž bylo dále v tomto modelu uvažováno, jsou uvedeny v Tab. 2. Pro ocelové příložky, podpory a zatěžovací klín byl využit model Pružný – rovinná deformace (nastavené parametry pro jednotlivé části modelu jsou uvedeny v kapitolách 5.1.1.2 a 7.1). Pro linie na styku ocel/beton v místě drážky a mezi příložkami a vložkami (umístěnými mezi klínem a příložkami) byl využit materiálový model 2D kontakt (nastavení parametrů viz kapitoly 5.1.1.3 a 7.1). Linie, o kterých je zde zmiňováno, jsou na Obr. 9-1, Obr. 9-2 a Obr. 9-3 vykresleny dvojčiarou.

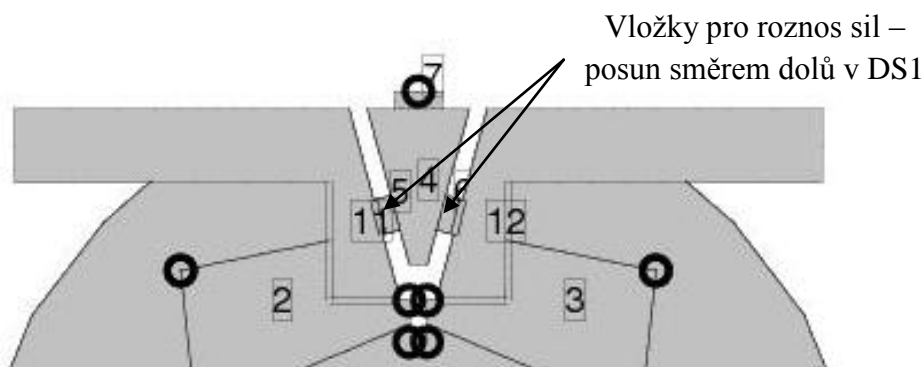
Model je podepřen na dvou ocelových podporách (viz schematický Obr. 4-7 nebo Obr. 7-1). Nastavení sítě konečných prvků se také nezměnilo, pro ilustraci si ji lze prohlédnout na Obr. 7-4).

Na následujících obrázcích (Obr. 9-1, Obr. 9-2 a Obr. 9-3) je uvedeno detailní zobrazení zatěžovacího klínu a vložek pro srovnání postupně pro hlavní studii, doplňující studii 1 a doplňující studii 2.

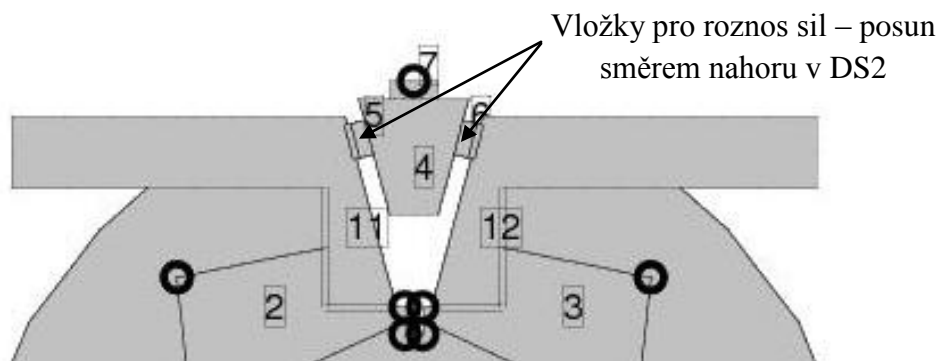
Černá kolečka označují umístění monitorovacích bodů. Monitor na vrcholu zatěžovacího klínu měřil zatěžovací sílu P . Posuny ve směrech x a y byly měřeny pro všechny parametrické studie měřeny v jednom, respektive dvou, místech. Viz označení monitorů na Obr. 7-2.



Obr. 9-1 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu HS



Obr. 9-2 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu DS1



Obr. 9-3 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu DS2

9.2. Výsledky simulací

Doplňující parametrické studie (DS1, DS2) byly v obou případech řešeny rovněž pro sady $C0$, $C4+$ a $C16+$, ale vzhledem k výsledkům získaným v hlavní studii (zanedbatelné množství energie disipované u koutů drážky v případě dlouhých zářezů) byly omezeny pouze pro relativní délky zářezu $\alpha = 0,06$; $\alpha = 0,08$; $\alpha = 0,1$ a $\alpha = 0,125$.

9.2.1. Vzory trhlin

V následujících tabulkách (Tab. 8 a Tab. 9) jsou vykresleny pro názornost obrázky trhlin při dosažení maximálního zatížení pro vybrané relativní délky zářezu ($\alpha = 0,08$ a $\alpha = 0,125$). Nelze si nevšimnout, že u DS1, kdy se vložky (těžiště ložisek) posouvaly směrem dolů, je porušení v okolí koutů výrazně menší než tomu bylo u studie hlavní. Naopak u DS2, kdy se vložky (těžiště ložisek) posouvaly směrem nahoru je porušení o něco větší než u studie hlavní. Obrazy trhlin všech uvažovaných relativních délek zářezu si lze prohlédnout v přílohách 15-10 a 15-15.

Tab. 8 Vzory trhlin pro vybrané materiálové modely DS1

α	0,08		0,125	
	V1	V2	V1	V2
$C0$				
$C4+$				
$C16+$				

Tab. 9 Vzory trhlin pro vybrané materiálové modely DS2

α	0,08		0,125	
	V1	V2	V1	V2
<i>C0</i>				
<i>C4+</i>				
<i>C16+</i>				

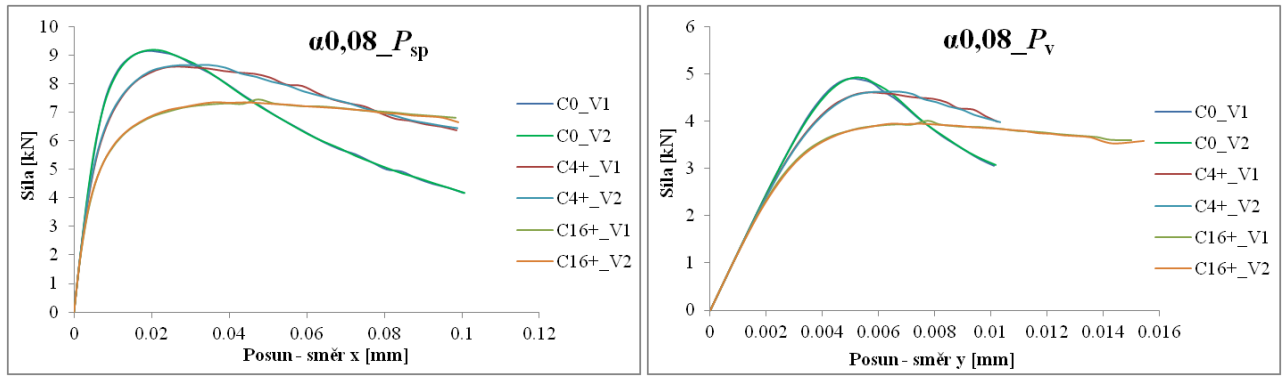
9.2.2. Zatěžovací diagramy

Vyšetřování zatěžovacích diagramů probíhalo stejným způsobem, opět za použití způsobu A) a B). Zatímco u křivek doplňující studie 1 lze spatřovat jistou plynulost a výraznou podobnost křivek variant 1 a 2, což vede k menšímu rozdílu lomových prací, tak u zatěžovacích diagramu doplňující studie 2 se objevují výrazné rozdíly i u nejvyšší uvažované relativní délky zářezu.

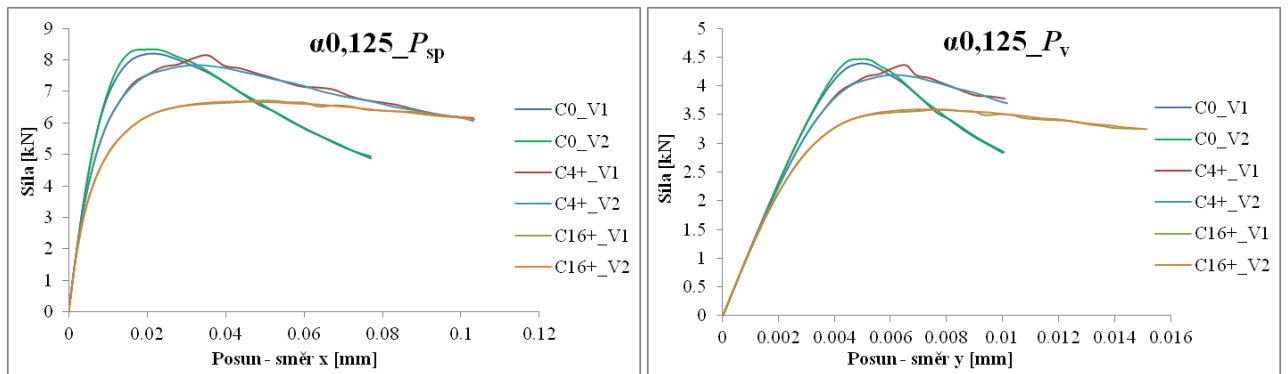
V následujících obrázcích (Obr. 9-4, Obr. 9-5, Obr. 9-6 a Obr. 9-7) jsou uvedeny zatěžovací diagramy DS1 pro relativní délky zářezu $\alpha = 0,08$ a $\alpha = 0,125$ opět vyhodnocené dříve popsaným způsobem.

Obrázky (Obr. 9-8, Obr. 9-9, Obr. 9-10 a Obr. 9-11) zobrazují zatěžovací diagramy DS2 opět pro hodnoty relativních délek zářezu $\alpha = 0,08$ a $\alpha = 0,125$. Všechny diagramy obou uvažovaných doplňujících studií si lze prohlédnout v přílohách 0 a 15-7 pro DS1, 15-11 a 15-12 DS2.

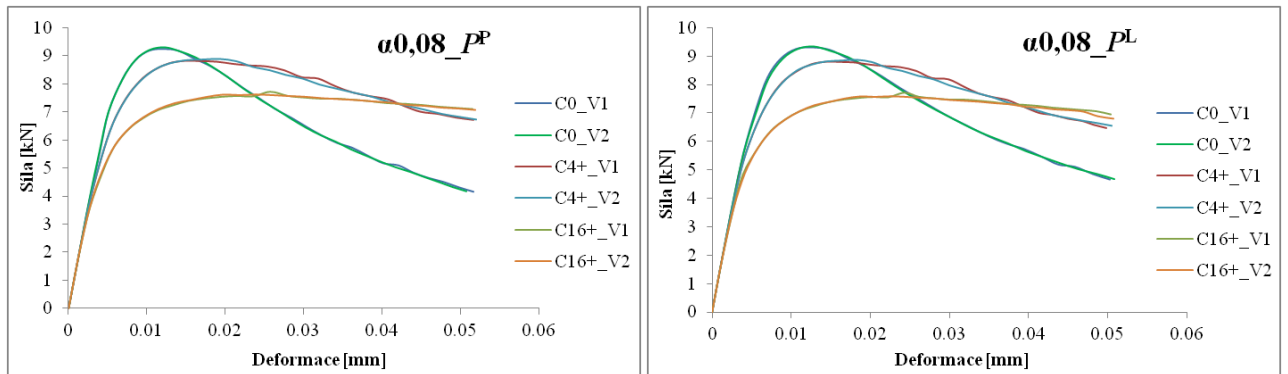
Taktéž celkové zatěžovací diagramy je možno si prohlédnout v příslušných přílohách (15-8 a 15-9 pro DS1, 15-13 a 15-14 pro DS2).



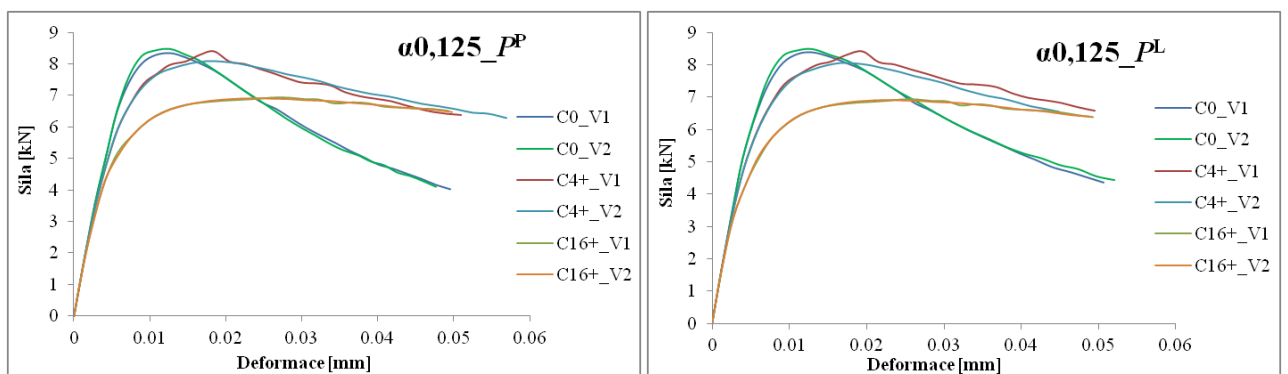
Obr. 9-4 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,08$; způsob A)



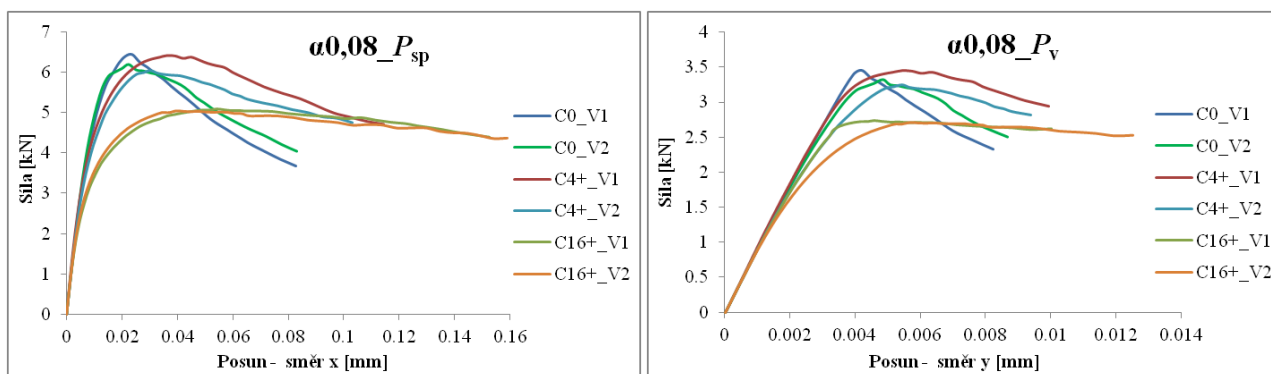
Obr. 9-5 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,125$; způsob A)



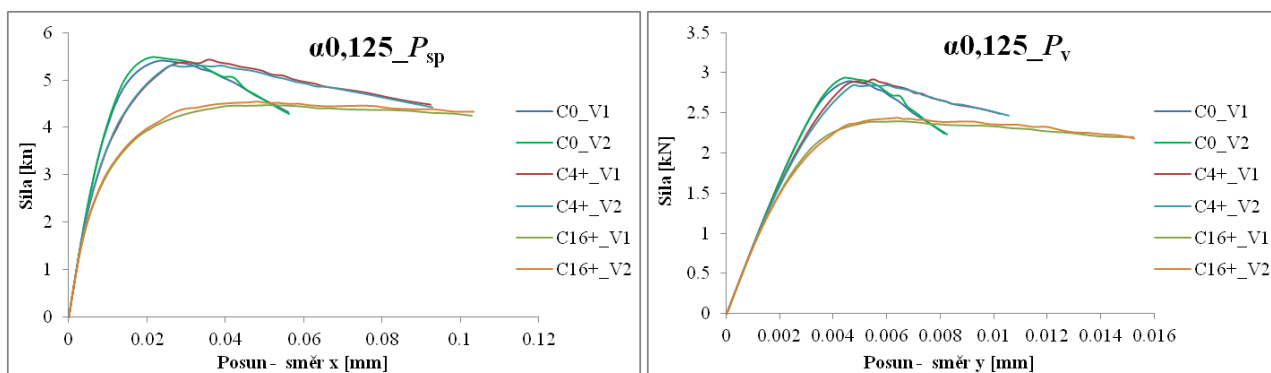
Obr. 9-6 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,08$; způsob B)



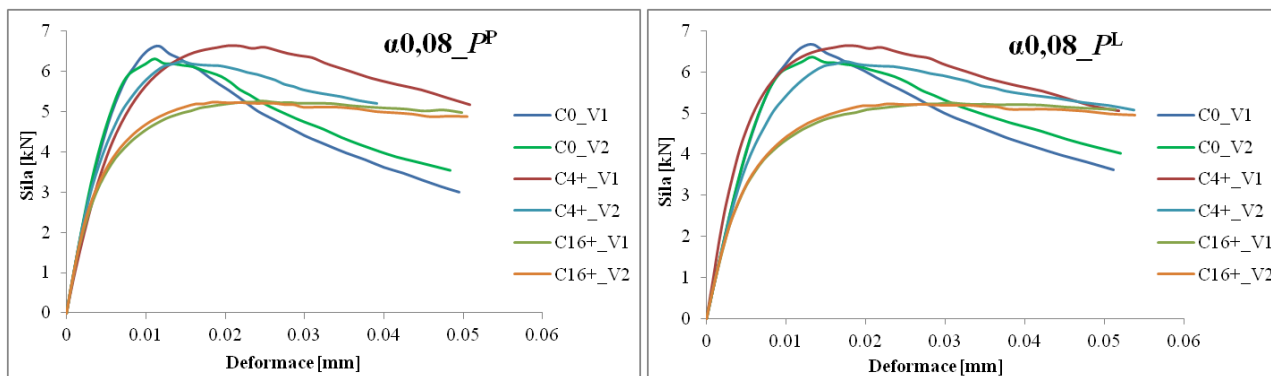
Obr. 9-7 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,125$; způsob B)



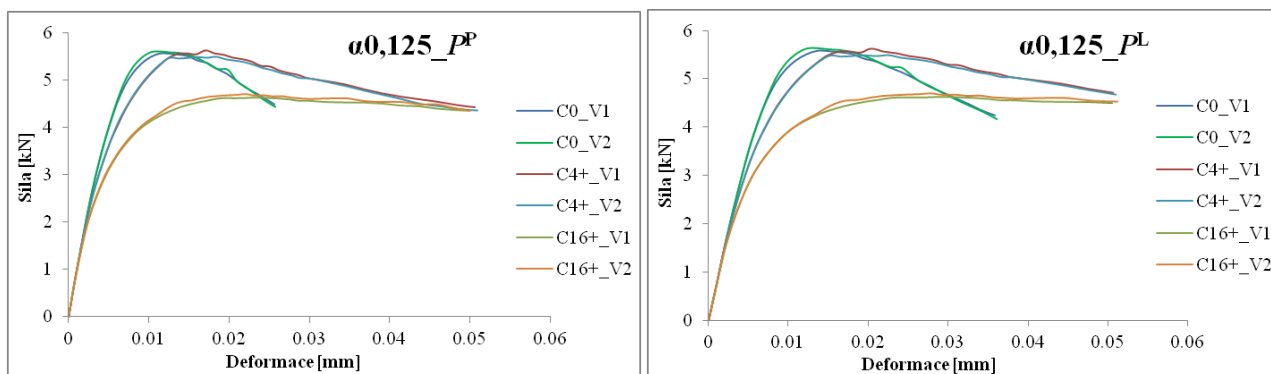
Obr. 9-8 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,08$; způsob A)



Obr. 9-9 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,125$; způsob A)



Obr. 9-10 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,08$; způsob B)



Obr. 9-11 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,125$; způsob B)

V zatěžovacích diagramech si lze povšimnout, že při posunu vložek směrem dolů, došlo k výraznému nárůstu maximálního zatížení, kdežto při posunu vložek směrem dolů k mírnému poklesu mezního zatížení oproti původní parametrické studii.

Je třeba zmínit, že při posunu polohy vložek směrem dolů, došlo i ke změně hraniční relativní délky pro vývoj dominantního porušení v koutech drážky, respektive v oblasti ligamentu. Z toho se dá odvodit, že čím nížeji bude umístěno těžiště ložisek vůči dnu drážky zkušebního WST tělesa, tím menší bude moci být i minimální počáteční délka zářezu.

9.2.3. Energie disipovaná v koutech drážky

Také pro tyto parametrické studie bylo vyšetřováno množství energie vynaložené na vznik porušení v okolí koutů drážky. První dvě tabulky (Tab. 10 a Tab. 11) zachycují rozdíly lomových prací pro doplňující parametrickou studii 1. Zde při vyhodnocování způsobem za B) ($P^P \times P^L$) došlo u sady C4+ u relativních délek zářezu $\alpha = 0,1$ a $\alpha = 0,125$ k výraznému nárůstu hodnoty rozdílu lomové energie. To je patrné i ze zatěžovacího diagramu na Obr. 9-7 pro $\alpha = 0,125$. Další dvě tabulky (Tab. 12 a Tab. 13) vyhodnocují množství disipované energie mimo oblast ligamentu pro DS2. Zde nejsou patrné žádné významnější výkyvy. Množství energie klesá s rostoucí délkou zářezu a klesající charakteristickou délkou.

Hodnoty uvedené v následujících tabulkách jsou stejně jako u hlavní parametrické studie vyneseny do trojrozměrného grafu závislost rozdílu lomových prací ΔW_f na relativní délce zářezu α a velikosti charakteristické délky l_{ch} (v logaritmickém měřítku). Na Obr. 9-12 je zobrazen graf pro doplňující studii 1 a na Obr. 9-13 pro doplňující studii 2.

Hodnoty rozdílu lomových prací ΔW_f pro $\alpha = 0,06$ v doplňkové studii 1 jsou relevantní výzkumu, kterému byla práce věnována, oproti hodnotám ΔW_f stejné relativní délky v doplňující studii číslo 2, neboť tam, stejně jako v hlavní studii, docházelo při této α k hlavnímu rozvoji trhlin z koutů drážek (viz obrázky trhlín v příloze 15-15).

Proto i zde jsou hodnoty množství disipované energie pro zmiňovanou relativní délku zářezu jen ilustrativní. Nelze je považovat za relevantní hodnoty pro uvažovanou parametrickou studii.

Tab. 10 Číselné vyjádření rozdílu lomových prací pro způsob A), DS1

α	C0		C4+		C16+	
	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch}	ΔW_f [J]	l_{ch}	ΔW_f [J]
0.06	0.31434969	0.04939979	1.25739875	0.14679555	5.02959502	0.15142939
0.08	0.31434969	0.03492683	1.25739875	0.0674004	5.02959502	0.08557272
0.1	0.31434969	0.07498562	1.25739875	0.06984253	5.02959502	0.04738823
0.125	0.31434969	0.05830282	1.25739875	0.06284951	5.02959502	0.0401288

Tab. 11 Číselné vyjádření rozdílu lomových prací pro způsob B), DS1

α	C0		C4+		C16+	
	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]
0.06	0.31434969	0.11559406	1.25739875	0.12946259	5.02959502	0.08447841
0.08	0.31434969	0.04030509	1.25739875	0.05469415	5.02959502	0.06304082
0.1	0.31434969	0.06176956	1.25739875	0.40295386	5.02959502	0.04040447
0.125	0.31434969	0.10373566	1.25739875	0.41496305	5.02959502	0.03017965

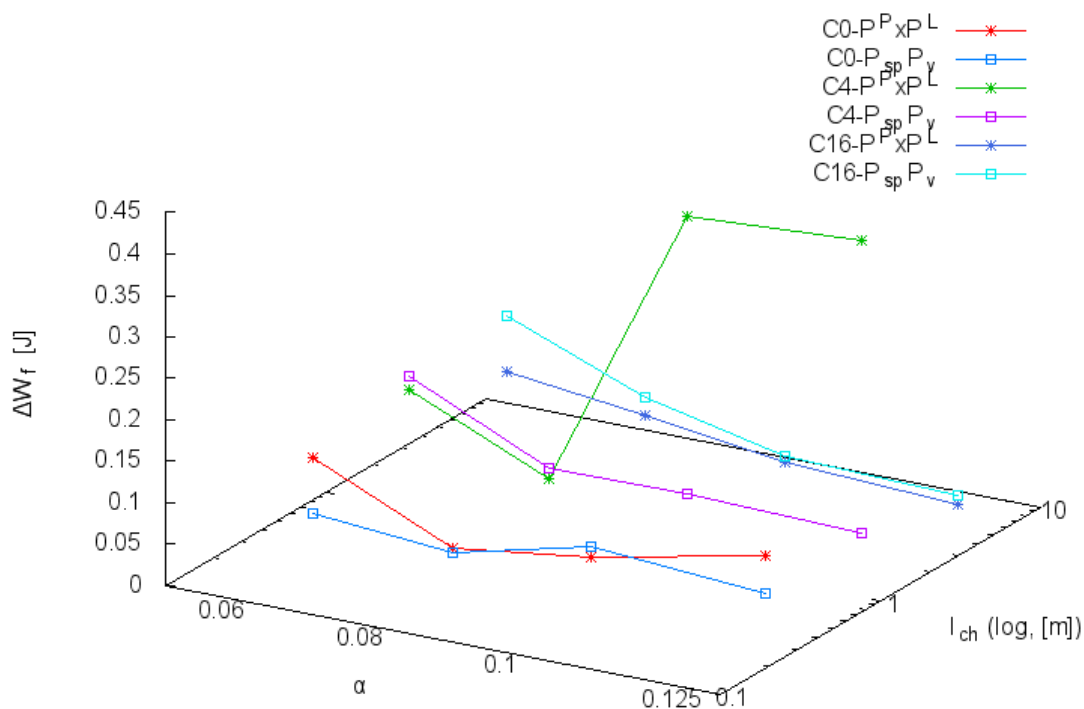
Tab. 12 Číselné vyjádření rozdílu lomových prací pro způsob A), DS2

α	C0		C4+		C16+	
	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]
0.06	0.31434969	0.516449	1.25739875	1.819942	5.02959502	3.156900
0.08	0.31434969	0.120351	1.25739875	0.787971	5.02959502	0.478639
0.1	0.31434969	0.040568	1.25739875	0.118284	5.02959502	0.166985
0.125	0.31434969	0.038781	1.25739875	0.057012	5.02959502	0.078122

Tab. 13 Číselné vyjádření rozdílu lomových prací pro způsob B), DS2

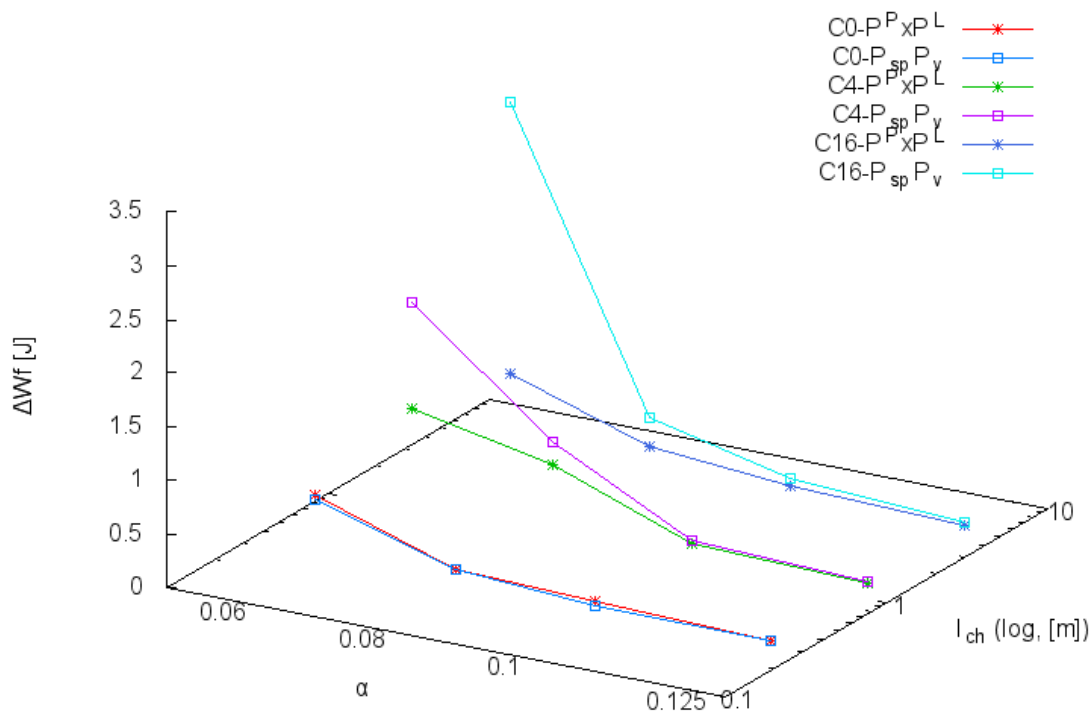
α	C0		C4+		C16+	
	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]	l_{ch} [m]	ΔW_f [J]
0.06	0.31434969	0.55849327	1.25739875	0.84473174	5.02959502	0.63713375
0.08	0.31434969	0.12863942	1.25739875	0.57292737	5.02959502	0.21931676
0.1	0.31434969	0.08580907	1.25739875	0.0877436	5.02959502	0.09952751
0.125	0.31434969	0.03652978	1.25739875	0.04625669	5.02959502	0.05648456

Disipace energie mimo oblast ligamentu



Obr. 9-12 Graf závislosti velikosti rozdílu lomových prací na relativní délce zářezu a charakteristické délce pro SD1

Disipace energie mimo oblast ligamentu



Obr. 9-13 Graf závislosti velikosti rozdílu lomových prací na relativní délce zářezu a charakteristické délce pro SD2

10. DISKUZE VÝSLEDKŮ SIMULACÍ

10.1. Energie disipovaná mimo oblast ligamentu

Z provedené numerické analýzy vyplývá, že s rostoucí délkou zářezu klesá množství energie využitá na vznik porušení v okolí koutů drážky. Tuto skutečnost lze dobře spatřovat na obrázcích a v tabulkách srovnávajících vznik porušení mezi referenčním a alternativním geometrickým modelem, jak u hlavní studie, tak i u obou studií doplňujících.

V tabulkách uvedených dále v textu se nachází číselné srovnání hodnot rozdílů lomových prací zjišťovaných dvojnásobným způsobem (za A) $P_{sp} \times P_v$ a za B) $P^P \times P^L$). Nutno podotknout, že spočítané hodnoty ΔW_f jsou ve většině případů přibližně stejné. Větší rozdíly ve výsledcích jsou pravděpodobně způsobeny nerovnoměrnými posuny v ložiscích (nerovnoměrnými pokluzy vložek po příložkách) při zatěžování, což v některých případech vyvolávalo pootočení zatěžovacího klínu, a mohlo tak vést ke kostrbatě vykresleným zatěžovacím křivkám, z nichž se ΔW_f počítala, a tím k navýšení/snížení daných hodnot.

V tabulkách jsou uvedeny i hodnoty rozdílu lomových prací pro relativní délku zářezu $\alpha = 0,06$. Tyto hodnoty jsou však jen ilustrativní, jak již bylo řečeno v předchozí kapitole, proto byly vybarveny šedě, jelikož tyto hodnoty odpovídají jinému módu porušení, než je v této diplomové práci uvažován. Platí to ovšem pouze pro hlavní parametrickou studii a doplňující studii 2. V doplňující studii 1 nevzniká při této hodnotě relativní délky zářezu dominantní porušování z koutů drážek. Podle srovnání obrázků (příloha 15-10) by pravděpodobně měly být i hodnoty rozdílů lomových prací nejmenší. Tento předpoklad lze nejlépe potvrdit ve srovnávacím grafu na Obr. 10-3, vykresleném pro materiálovou sadu C16+ (sada s největší lomovou procesní zónou).

Samotné číselné vyjádření hodnot rozdílů lomových prací uvedených v tabulkách na následující straně (Tab. 14, Tab. 15 a Tab. 16) slouží k představě, jaké množství lomové práce bylo spotřebováno na vznik porušení mimo oblast připraveného ligamentu. Pro lepší interpretaci byly tyto hodnoty ke srovnání vyneseny do grafů (viz Obr. 10-1, Obr. 10-2 a Obr. 10-3) závislosti velikosti ΔW_f na relativní délce zářezu. Vlevo pro zpracování zatěžovacích diagramů způsobem A), vpravo pak samostatně pro způsob druhý (B)). Linie vykreslené čárkovaně spojují část vynesené závislosti odpovídající porušení z vrcholu zářezu s bodem, jenž odpovídá porušení z koutu drážky. Tyto linie naznačují, kde by se nacházela hodnota rozdílu lomové práce pro nerelevantní hodnoty relativní délky zářezu, v tomto případě $\alpha = 0,06$. U sady C4+ doplňující studie 1 při výpočtu ΔW_f způsobem $P^P \times P^L$ je čerchovanou čarou vyznačena část vykreslované závislosti pro relativní délky

$\alpha = 0,1$ a $\alpha = 0,125$, které vykazují zvláštní nárůst disipované energie, pravděpodobně způsobený pootočením zatěžovacího klínu při výpočtu konkrétního modelu.

Tab. 14 Srovnání velikostí rozdílů lomových prací pro sadu C0

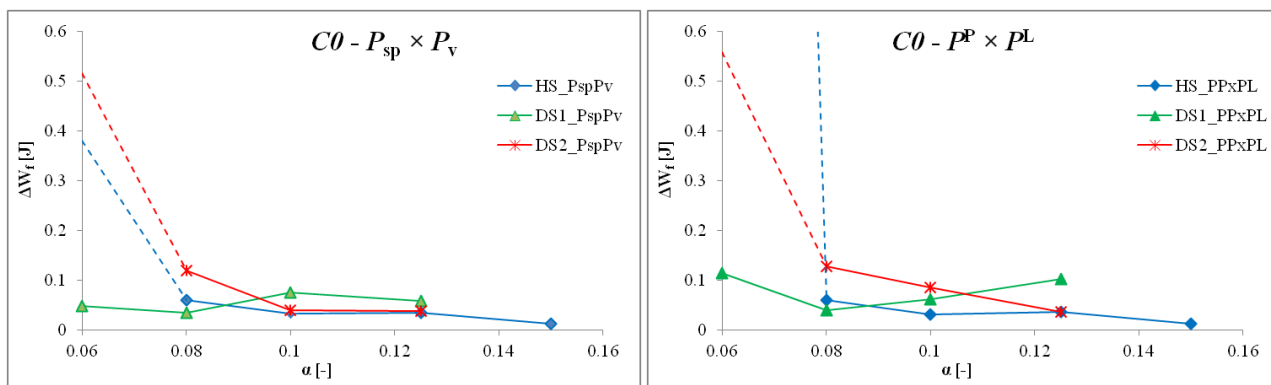
α	C0					
	Hlavní studie		Doplňující studie_1		Doplňující studie_2	
	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$
0.06	0.38099725	6.56031383	0.04939979	0.11559406	0.51644931	0.55849327
0.08	0.06006494	0.06034189	0.03492683	0.04030509	0.12035058	0.12863942
0.1	0.03300021	0.03205419	0.07498562	0.06176956	0.04056756	0.08580907
0.125	0.03478566	0.03740843	0.05830282	0.10373566	0.038781	0.03652978
0.15	0.01222126	0.01259647				

Tab. 15 Srovnání velikostí rozdílů lomových prací pro sadu C4+

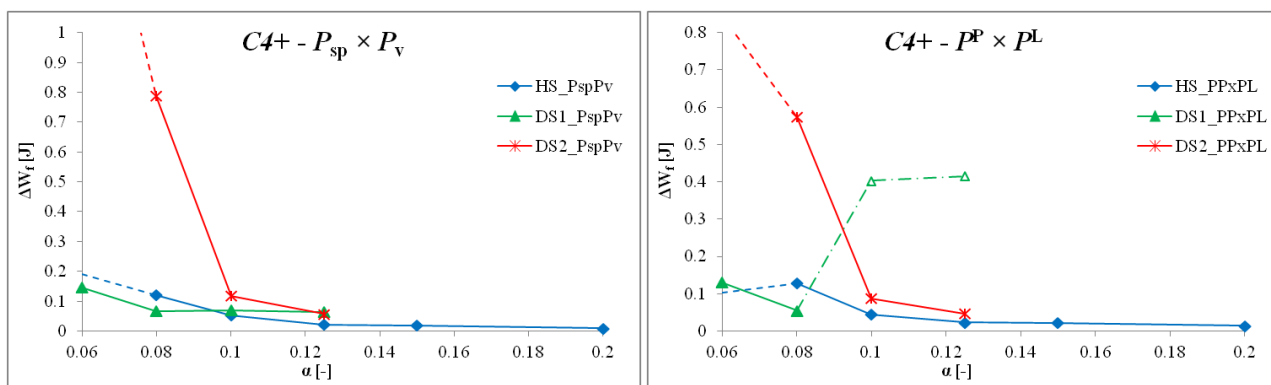
α	C4+					
	Hlavní studie		Doplňující studie_1		Doplňující studie_2	
	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$
0.06	0.19152717	0.10236614	0.14679555	0.12946259	1.81994247	0.84473174
0.08	0.12015768	0.12795518	0.0674004	0.05469415	0.78797052	0.57292737
0.1	0.05271572	0.0441824	0.06984253	0.40295386	0.11828423	0.0877436
0.125	0.02090673	0.02277581	0.06284951	0.41496305	0.057012	0.04625669
0.15	0.01948046	0.02133589				
0.2	0.00902012	0.01360605				

Tab. 16 Srovnání velikostí rozdílů lomových prací pro sadu C16+

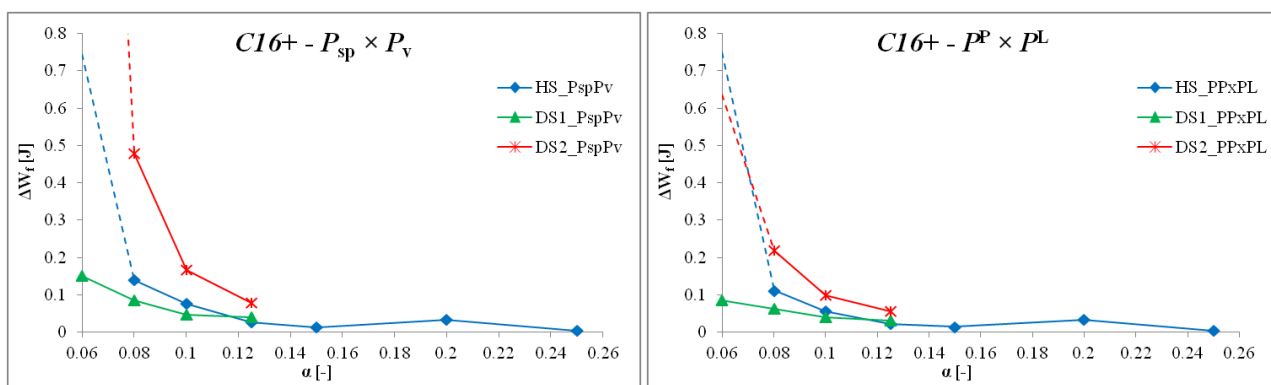
α	C16+					
	Hlavní studie		Doplňující studie_1		Doplňující studie_2	
	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$	$\Delta W_f^{Psp \times Pv}$	$\Delta W_f^{PP \times PL}$
0.06	0.74538517	0.74892818	0.15142939	0.08447841	3.15690011	0.63713375
0.08	0.13859463	0.11120057	0.08557272	0.06304082	0.47863857	0.21931676
0.1	0.07588603	0.05536844	0.04738823	0.04040447	0.16698453	0.09952751
0.125	0.02655647	0.02246842	0.0401288	0.03017965	0.07812229	0.05648456
0.15	0.01220961	0.01384419				
0.2	0.03330657	0.03330842				
0.25	0.00385462	0.00432521				



Obr. 10-1 Grafické srovnání hodnot množství disipované energie v okolí koutů drážky mezi studii HS, DS1 a DS2 (pro sadu C0)



Obr. 10-2 Grafické srovnání hodnot množství disipované energie v okolí koutů drážky mezi studii HS, DS1 a DS2 (pro sadu C4+)



Obr. 10-3 Grafické srovnání hodnot množství disipované energie v okolí koutů drážky mezi studii HS, DS1 a DS2 (pro sadu C16+)

Z výše uvedených grafů je zřejmé, že při posunu těžiště ložiska směrem dolů od původní polohy v HS klesá i množství energie vynaložené na vznik porušení mimo oblast ligamentu. Naopak při posunu těžiště směrem nahoru dojde k poměrně velkému nárůstu disipované energie.

Pro lepší interpretaci výsledků bylo množství disipované energie u koutů drážky vyjádřeno v následujících tabulkách procentuálně k celkové hodnotě lomové práce a následně pro porovnání vykresleno do grafů. Z rovnice pro výpočet lomové energie G_f (6.2) se vyjádří lomová práce:

$$\bar{W}_f = G_f \cdot A_{\text{lig}} \quad (10.1)$$

kde G_f je hodnota lomové energie uvažovaná při zadávání parametrů materiálového modelu 3D Non Linear Cementitious 2 pro jednotlivé výpočtové sady (C0, C4+ a C16+). Obsah plochy ligamentu je roven součinu tloušťky tělesa (0,1 m) a výšky tělesa, měřené od dolní hrany drážky po protější stranu, oslabenou o skutečnou délku zářezu. Tato vypočtená hodnota slouží pro odhad hodnoty lomové práce neboli obsahu plochy pod celou zatěžovací křivkou. Hodnota lomové práce \bar{W}_f nebyla určována ze simulovaných zatěžovacích diagramů z důvodu kumulace velké numerické chyby v oblastech u konce sestupné větve (viz např. příloha 15-8).

Poměr rozdílu lomových prací ΔW_f a lomové práce \bar{W}_f (odhad lomové práce pod celou zatěžovací křivkou $L-d$ diagramu) je v následujících tabulkách označen ω_f s označením způsobu (indexem), jakým byly hodnoty spočteny.

Tab. 17 Množství energie disipované u koutů drážky v % celkové lomové práce (pro sadu C0)

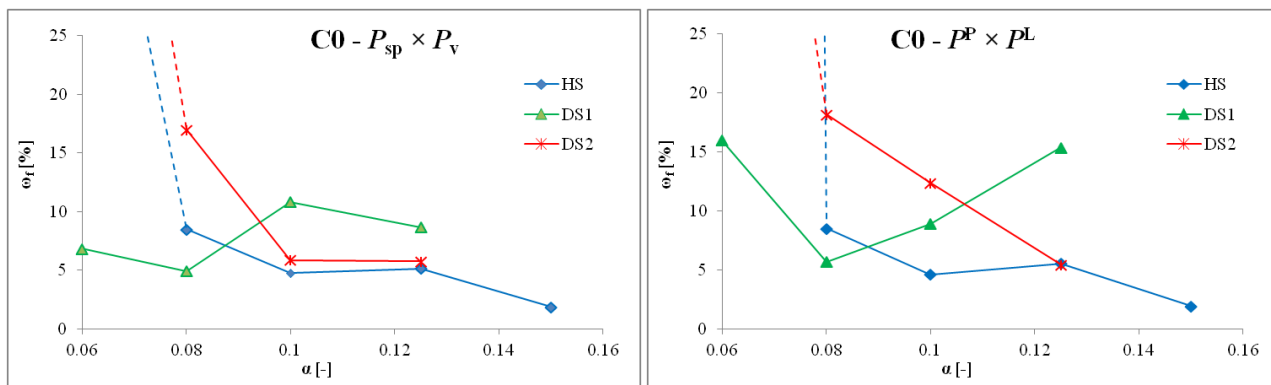
C0			Hlavní studie		Doplňující studie_1		Doplňující studie_2	
α	G_f [Jm^{-2}]	W_f [J]	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$
0.06	64.2	0.724176	52.611	905.900	6.822	15.962	71.315	77.121
0.08		0.708768	8.475	8.514	4.928	5.687	16.980	18.150
0.1		0.69336	4.759	4.623	10.815	8.909	5.851	12.376
0.125		0.6741	5.160	5.549	8.649	15.389	5.753	5.419
0.15		0.65484	1.866	1.924				

Tab. 18 Množství energie disipované u koutů drážky v % celkové lomové práce (pro sadu C4+)

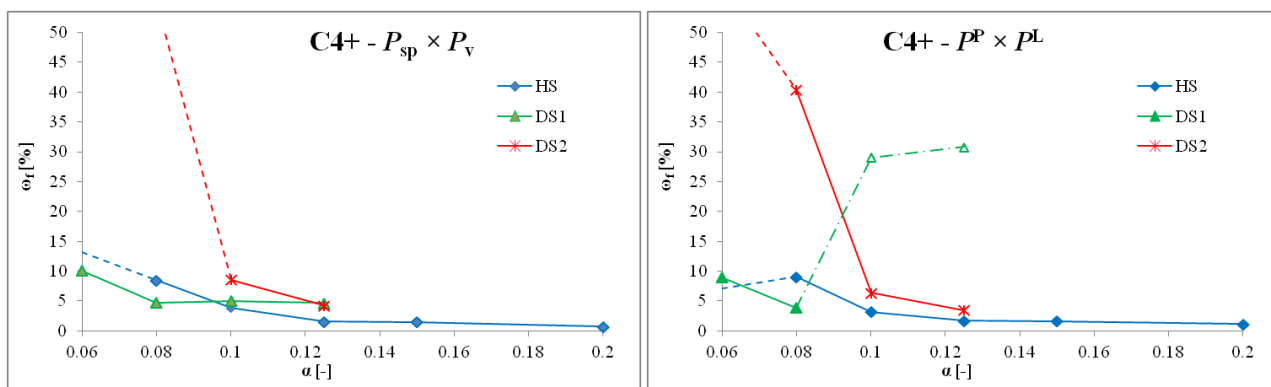
C4+			Hlavní studie		Doplňující studie_1		Doplňující studie_2	
α	G_f [Jm^{-2}]	W_f [J]	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$
0.06	128.4	1.448352	13.224	7.068	10.135	8.939	125.656	58.324
0.08		1.417536	8.477	9.027	4.755	3.858	55.587	40.417
0.1		1.38672	3.801	3.186	5.037	29.058	8.530	6.327
0.125		1.3482	1.551	1.689	4.662	30.779	4.229	3.431
0.15		1.30968	1.487	1.629				
0.2		1.23264	0.732	1.104				

Tab. 19 Množství energie disipované u koutů drážky v % celkové lomové práce (pro sadu C16+)

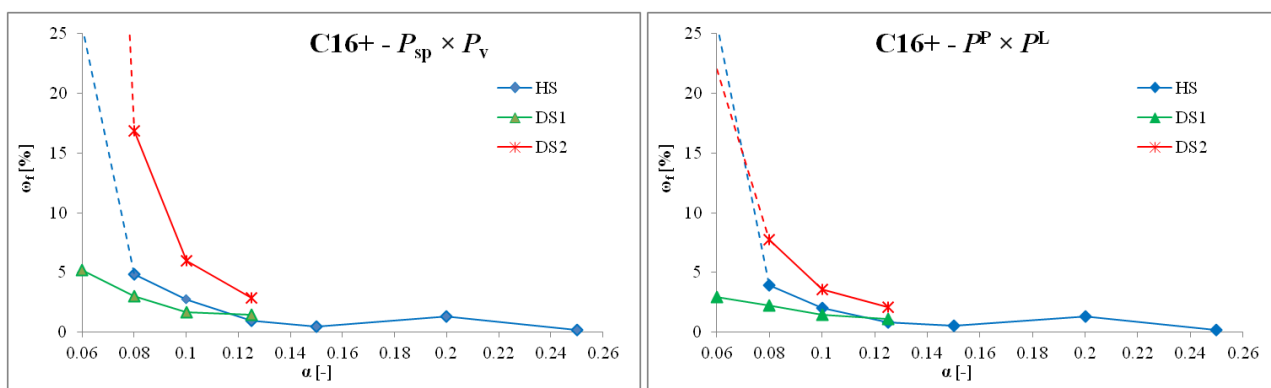
C16+			Hlavní studie		Doplňující studie_1		Doplňující studie_2	
α	G_f [Jm^{-2}]	W_f [J]	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$	$\omega_f^{Psp \times Pv}$	$\omega_f^{PP \times PL}$
0.06	256.8	2.896704	25.732	25.854	5.228	2.916	108.982	21.995
0.08		2.835072	4.889	3.922	3.018	2.224	16.883	7.736
0.1		2.77344	2.736	1.996	1.709	1.457	6.021	3.589
0.125		2.6964	0.985	0.833	1.488	1.119	2.897	2.095
0.15		2.61936	0.466	0.529				
0.2		2.46528	1.351	1.351				
0.25		2.3112	0.167	0.187				



Obr. 10-4 Grafické srovnání ω_f pro sadu C0



Obr. 10-5 Grafické srovnání ω_f pro sadu C4+



Obr. 10-6 Grafické srovnání ω_f pro sadu C16+

10.2. Přechodová relativní délka zářezu

Z uvedených obrazů trhlin pro hlavní parametrickou studii, řešenou v kapitole 7 a 8, dosažených při působení maximálního zatížení je zřejmé, že u modelů s relativní délkou zářezu $\alpha = 0,06$ (konkrétně pro sady C0, C4+ a C16+) dochází k dominantnímu rozvoji porušení z koutů drážek pro usazení ocelových příložek. Při další, vyšší, uvažované relativní délce zářezu, už vycházelo hlavní porušení vzorku z připraveného zářezu. Bylo tedy nasnadě zaměřit svou pozornost na studii velikosti relativní délky zářezu, při které se bude/nebude rozvíjet dominantní porušení z koutů drážek a to i pro menší hodnoty charakteristické délky kompozitu. Tato studie byla tedy vyšetřována pro všech 7 sad (v rozsahu charakteristické délky odpovídající hrubozrnnému (C16+) až křehkému (C256-) cementovému kompozitu). Přesná hraniční čára spadá do oblasti vytyčené tzv. dolní hranicí relativní délky zářezu, kdy dochází k rozvoji porušení z koutů drážky, a tzv. horní hranicí, kdy dochází k porušení v oblasti připraveného ligamentu.

Získané výsledky byly zaneseny do tabulek. V Tab. 4 jsou uvedeny konkrétní hodnoty horní a dolní hranice, v Tab. 5 jsou vykresleny obrázky porušení při maximálním zatížení pouze pro sady, kdy se zmenšovala jejich charakteristická délka. U těchto sad se nevykreslovaly zatěžovací diagramy i pro ostatní relativní délky zářezu, uvažované v hlavní parametrické studii. Vyšetření množství spotřebované energie na šíření porušení od koutů drážky pro materiály blízké se křehkému by mohlo doplňovat prezentovanou numerickou studii řešenou v této práci.

V grafu na Obr. 8-9 vlevo je vykreslena závislost hraničních relativních délek (α_d a α_h , v grafu označeno jen α) na velikosti charakteristické délky l_{ch} , jež je v tomto grafu vynesena v logaritmickém měřítku. Jde vidět, že oblast hraničních relativních délek s rostoucí charakteristickou délkou téměř lineárně klesá. To znamená, že s rostoucí křehkostí prvku je třeba při experimentálních zkouškách použít větší délku počátečního zářezu.

Přechodové čáry byly taktéž zaneseny do trojrozměrného grafu na Obr. 8-10, sloužící při experimentálních testech jako pomůcka při určování, jaké délky počátečního zářezu na zkušebních tělesech při testech využít, aby parametry určované ze zatěžovacích diagramů vykazovaly co nejmenší chybu.

11. ZÁVĚR

Numerická analýza průběhu porušení při wedge-splitting testu kvazikřehkých materiálů, kterému se věnovala tato diplomová práce, byla provedena na válcových tělesech, jejichž rozměry byly voleny o průměru 150 mm a tloušťce 100 mm. Byl uvažován velký rozsah chování cementových kompozitů při porušování, od velmi hrubozrnného betonu, příp. třeba vlákný vyztuženého betonu, po velmi jemnozrnné kompozity, jako cementové pasty nebo geopolymery. Studie se věnovala vyhodnocení disipace energie vynaložené na vznik porušení v okolí koutů drážek pro uložení ocelových příložek, sloužících pro vnášení zatížení ze zatěžovacího klínu do tělesa. Dále pak byla zkoumána tzv. hraniční relativní délka zářezu, při které se bude dominantní porušení rozvíjet z koutů drážky, respektive ligamentu tělesa

Celá studie byla řešena ve 2D prostoru. Pro simulaci řešené problematiky bylo využito počítačového systému Atena 2D. Geometrický model byl odladěn tak, aby jej bylo možné zatěžovat v jednom bodě, a to posunem.

Úvodní kapitoly práce byly věnovány odpovídajícímu teoretickému základu. Byly uvedeny práce, které se poprvé věnovaly wedge-splitting testu. Zároveň byly představeny různé aspekty řešení WST jak na krychelných, tak válcových zkušebních tělesech (viz kapitola 4).

5. kapitola byla věnována stručné teorii simulačních programů, především však Ateny 2D, ve které byla práce prováděna. Kapitola pak popisuje materiálové modely, jichž bylo využito v uvažovaném MKP modelu, jsou zmíněny základy metody konečných prvků (MKP) a technik nelineární analýzy, jichž program využívá.

WST prováděný na kvazikřehkých tělesech spadá do úloh nelineární lomové mechaniky. V kapitole 6 bylo pojednáno o lomové procesní zóně, charakteristické délce, používaných nelineárních modelech zejména o lomové energii G_f , která je základní veličinou zjišťovanou z experimentálních či numerických testů.

Tvorba, tvar, způsob podepření a zatížení geometrického modelu byl popsán v kapitole 7.

Hlavní numerická studie (kapitola 8) byla věnována vyšetřování množství energie využitě na vznik porušení v okolí koutů drážky. Výsledky byly prezentovány srovnávací tabulkou s vykreslenými obrázky porušení při dosažení maximálního zatížení referenčního a alternativního modelu u materiálových sad C0, C4+ a C16+. Tyto výsledky byly doprovázeny vykreslenými zatěžovacími diagramy, na kterých bylo taktéž patrné předpokládané, totiž, že se zvětšující se relativní délkou zářezu klesá i množství energie disipované do koutů drážky. Toto množství

v absolutní hodnotě klesá s klesající hodnotou charakteristické délky. Po vztažení tohoto množství k odhadované odpovídající hodnotě lomové práce je tento trend opačný.

Současně s touto parametrickou studií byla vyšetřována délka minimálního počátečního zářezu, při kterém už nebude vznikat porušení mimo oblast ligamentu. Tato oblast byla prezentována tzv. horní a dolní relativní délkou zářezu, kde α_d je dolní hranice, kdy vzniká hlavní porušení v okolí koutů drážek a α_h je hranice horní, kdy vzniká hlavní porušení v oblasti ligamentu. Hraniční hodnoty relativní délky zářezu rostou s klesající křehkostí materiálu.

Všechny řešené a vypočtené hodnoty rozdílů lomových prací včetně tzv. hraniční relativní délky zářezu jsou vyneseny do trojrozměrného grafu (viz Obr. 8-10), jehož základnu tvoří relativní délka zářezu a charakteristická délka v logaritmickém měřítku (viz také Obr. 8-9).

Při řešení hlavní numerické studie této práce vyšlo najevo, že umístění vložek geometrického modelu má vliv na průběh zatěžovací zkoušky. Tomuto tématu se pak práce věnovala v doplňující studii v kapitole 9. Byly vyšetřovány změny polohy umístění vložek směrem dolů (DS1) a směrem nahoru (DS2) oproti původnímu umístění vložek ve studii hlavní.

Z naměřených dat vyplynulo, že vhodná minimální hodnota relativní délky zářezu je $\alpha = 0,1$ pro vyšetřované materiály. Při snižování této hodnoty dochází při zatěžovací zkoušce k velkému nárůstu množství energie disipované na porušení v koutech drážky.

Dále z numerické studie vyplynulo, že nejvhodnější konfigurací pro WST na válcových zkušebních tělesech, je umístění těžišť ložisek co nejnižší. To dokazují i procentuální hodnoty množství energie vynaložené na rozvoj porušení mimo oblast ligamentu, jenž se u doplňující parametrické studie 1, pohybovaly pro hrubozrnné materiály (C4+ a C16+) do 5 % a u základního betonového vzorku do 10 %.

Naopak v případě, kdy se těžiště ložisek posouvaly směrem nahoru (DS2), tedy zvětšoval se ohybový moment, docházelo k výraznému nárůstu disipované energie. Nelze jej tedy při použití krátkých zářezů doporučit jako vhodnou konfiguraci pro experimentální testy.

U hlavní parametrické studie je chyba pro určení hodnoty lomové energie u hrubozrnných kompozitů (C16+) do 5 %, u ostatních do 10 % (platné pro téměř všechny relativní délky zářezu).

Z vykreslených obrazů trhlin, vzniklých při maximálním zatížení, jasně vyplynulo, že se zvětšující se relativní délkou zářezu se zmenšuje porušení vzniklé v koutech drážky a to u všech uvažovaných parametrických studiích. Podle nich byl také vysloven předpoklad, že množství energie vynaložené na vznik tohoto porušení se bude s rostoucí relativní délkou zářezu snižovat. Tento předpoklad však byl potvrzen jen u některých modelů (např. C4+ HS nebo C16+ DS1 obě podle obou způsobů výpočtu).

Nejstabilněji se jeví zatěžovací zkouška pro materiály, jež jsou prezentovány charakteristickou délkou $l_{ch} = 5.02959502$ m (tedy sada C16+), jež nejlépe plní představu, že se zvyšující se relativní délkou zářezu se snižuje množství disipované energie na porušení v koutech drážky a zároveň tato hodnota klesá i při posunu těžišť ložisek co nejnižší.

Pro ověření výsledků numerické analýzy prezentované v této diplomové práci, je v laboratoři na Ústavu stavební mechaniky Fakulty stavební VUT v Brně připravena sada zkušebních válcových těles pro provedení experimentální zkoušky. Statické schéma a konfigurace zatěžovacího klínu bude odpovídat doplňující studii 1 řešené v této práci.

12. POUŽITÁ LITERATURA

- [1] BRÜHWILER, E., WITTMANN, F. H.: The Wedge Splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics tests. *Engineering Fracture Mechanics Vol. 35*, 1990, s. 117-125
- [2] www.cervenka.cz
- [3] ČERVENKA, V. A KOLEKTIV: *ATENA Program Documentation, Theory and User Manual*. Praha: Cervenka Consulting, 2005
- [4] GUINEA, G. V., ELICES, M., PLANAS, J.: Stress intensity factors for wedge-splitting geometry, *International Journal of Fracture*, 81, 1996, s. 113–124
- [5] HOLUŠOVÁ, T.; VESELÝ, V., Numerické simulace porušení v betonových válcových tělesech při zkoušce štípáním klínem, příspěvek na konferenci *Víceúrovňový design pokrokových materiálů*, Brno, 2011
- [6] <http://wood.mendelu.cz> (<http://wood.mendelu.cz/cz/sections/FEM/?q=node/32>)
- [7] KARIHALOO, B. L., XIAO, Q. Z.: Higher order terms of the crack tip asymptotic field for a wedge-splitting specimen, *International Journal of Fracture*, 112, 2001, s. 129–137
- [8] KARIHALOO, B. L., ABDALLA, H., XIAO, Q. Z.: Coefficients of the crack tip asymptotic field for wedge splitting specimens, *Engineering Fracture Mechanics*, 70, 2003, s. 2407-2420
- [9] KARIHALOO, B. L.: *Fracture mechanics and structural concrete*. New York: Longman Scientific & Technical, 1995
- [10] KERŠNER, Z., PUKL, R., NOVÁK, D.: Vybrané stati z nosných konstrukcí budov: Nelineární lomová mechanika pro modelování prvků a konstrukcí z kvazikřehkých materiálů. Brno, 2006
- [11] LINSBAUER, H. N., TSCHEGG, E. K.: Fracture energy determination of concrete with cube shaped specimens, *Zement und Beton*, vol. 31, 1986, s. 38–40
- [12] 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
- [13] 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*, 1, ročník IX, 2009b, Řada stavební, článek 29, 227–234. ISBN 978-80-248-2105-4, ISSN 1213-1962
- [14] SHAH, S. P., SWARTZ, S. E., OUYANG, Ch.: *Fracture mechanics of structural concrete: applications of fracture mechanics to concrete, rock, and other quasi-brittle materials*. New York: John Wiley & Sons, Inc, 1995
- [15] TEPLÝ, B.: Maticová analýza konstrukcí: Metoda konečných prvků. 3. vyd. Brno: VUT v Brně, 1988, 98 s. Kapitola 1, Úvodní údaje o metodě konečných prvků, s. 3–9
- [16] VESELÝ, V., GROCHALOVÁ, E.: Numerická studie vlivu okrajových podmínek na průběh zkoušky WST pro určování lomových parametrů cementových kompozitů. *Modelování v mechanice*, Ostrava, 2010
- [17] 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, s 77-80
- [18] VESELÝ, V.: Parametry betonu pro popis lomového chování: disertační práce. Brno: VUT Fakulta stavební, 2004, 208 s., 6 s. příloh

13. SEZNAMY ILUSTRACÍ A TABULEK

13.1. Seznam ilustrací

- Obr. 1-1 Konfigurace WST (a); ukázka krychlového (b) a válcového (c) až (e) vzorku pro WST, převzato z [17]
- Obr. 1-2 Konfigurace wedge-splitting testu na hranolovém tělese
- Obr. 2-1 Žádoucí (a) a nežádoucí (b) a (c) porušení zkušebních vzorků, převzato z [17]
- Obr. 4-1 Zatěžovací diagram z tahové/ohybové zkoušky na tělese z kvazikřehkého materiálu
- Obr. 4-2 Zkušební tělesa: a) válcové těleso s počátečním zářezem, b) krychlové těleso bez počátečního zářezu
- Obr. 4-3 Princip wedge-splitting testu: a) zkušební těleso se zářezem umístěno na podpoře; b) umístění 2 ocelových příložek s ložisky; c) ocelové klíny vložené mezi ložiska pro rozdělení tělesa na dvě části (převzato z [1])
- Obr. 4-4 Možné typy podepření a jejich vzájemné vzdálenosti (převzato z [16])
- Obr. 4-5 Konfigurace WST na krychelném tělese s jednou podporou (a) a válcovém tělese umístěném na dvou podporách (b)
- Obr. 4-6 Schéma uvažované varianty válcového WST tělesa
- Obr. 4-7 Skutečně modelovaná konfigurace WST v Atene 2D (obrázek z AutoCadu)
- Obr. 4-8 Přední (a), boční (b) a axonometrický (c) pohled na stoličku k zachycení úlomků tělesa
- Obr. 5-1 Plná Newton-Raphsonova metoda (převzato z [3])
- Obr. 5-2 Modifikovaná Newton-Raphsonova metoda (převzato z [3])
- Obr. 5-3 Metoda délky oblouku (převzato z [2])
- Obr. 6-1 Typický zatěžovací diagram kvazikřehkého materiálu – formování nelineární zóny, převzato z [18]
- Obr. 7-1 Geometrický model zkušebního tělesa
- Obr. 7-2 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu a popis monitorů
- Obr. 7-3 Alternativní geometrický model
- Obr. 7-4 Použitá síť konečných prvků
- Obr. 8-1 Statický systém wedge-splitting testu: a) čelní pohled; b) boční pohled (na motivy [1] kresleno v AutoCadu)
- Obr. 8-2 Grafické znázornění postupu výpočtu lomové práce W_f (převzato z [18])
- Obr. 8-3 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,08$; způsob A)
- Obr. 8-4 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,125$; způsob A)
- Obr. 8-5 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,2$; způsob A)
- Obr. 8-6 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,08$; způsob B)
- Obr. 8-7 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,125$; způsob B)
- Obr. 8-8 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, $\alpha = 0,2$; způsob B)
- Obr. 8-9 Graf závislosti velikosti charakteristické délky l_{ch} na hraniční relativní délce zářezu α
- Obr. 8-10 Graf závislosti velikosti rozdílu lomových prací na hodnotách relativní délky zářezu a charakteristické délky

- Obr. 9-1 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu HS
- Obr. 9-2 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu DS1
- Obr. 9-3 Detailní zobrazení oblasti zatěžovacího klínu DS2
- Obr. 9-4 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,08$; způsob A)
- Obr. 9-5 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,125$; způsob A)
- Obr. 9-6 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,08$; způsob B)
- Obr. 9-7 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS1, $\alpha = 0,125$; způsob B)
- Obr. 9-8 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,08$; způsob A)
- Obr. 9-9 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,125$; způsob A)
- Obr. 9-10 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,08$; způsob B)
- Obr. 9-11 Zatěžovací křivky pro sady C0, C4+ a C16+, DS2, $\alpha = 0,125$; způsob B)
- Obr. 9-12 Graf závislosti velikosti rozdílu lomových prací na relativní délce zářezu a charakteristické délce pro SD1
- Obr. 9-13 Graf závislosti velikosti rozdílu lomových prací na relativní délce zářezu a charakteristické délce pro SD2
- Obr. 10-1 Grafické srovnání hodnot množství disipované energie v okolí koutů drážky mezi studii HS, DS1 a DS2 (pro sadu C0)
- Obr. 10-2 Grafické srovnání hodnot množství disipované energie v okolí koutů drážky mezi studii HS, DS1 a DS2 (pro sadu C4+)
- Obr. 10-3 Grafické srovnání hodnot množství disipované energie v okolí koutů drážky mezi studii HS, DS1 a DS2 (pro sadu C16+)
- Obr. 10-4 Grafické srovnání ω_f pro sadu C0
- Obr. 10-5 Grafické srovnání ω_f pro sadu C4+
- Obr. 10-6 Grafické srovnání ω_f pro sadu C16+

13.2. Seznam tabulek

Tab. 1	Tabulka relativních délek zářezu (hodnoty a a c v [mm])
Tab. 2	Materiálové charakteristiky jednotlivých sad
Tab. 3	Porovnání obrazů trhlin pro vybrané materiálové sady a relativní délky zářezu
Tab. 4	Hodnoty hraniční relativní délky zářezu
Tab. 5	Obrazy trhlin hraničních relativních délek zářezu
Tab. 6	Číselné vyjádření rozdílů lomových prací pro způsob A)
Tab. 7	Číselné vyjádření rozdílů lomových prací pro způsob B)
Tab. 8	Vzory trhlin pro vybrané materiálové modely DS1
Tab. 9	Vzory trhlin pro vybrané materiálové modely DS2
Tab. 10	Číselné vyjádření rozdílů lomových prací pro způsob A), DS1
Tab. 11	Číselné vyjádření rozdílů lomových prací pro způsob B), DS1
Tab. 12	Číselné vyjádření rozdílů lomových prací pro způsob A), DS2
Tab. 13	Číselné vyjádření rozdílů lomových prací pro způsob B), DS2
Tab. 14	Srovnání velikostí rozdílů lomových prací pro sadu C0
Tab. 15	Srovnání velikostí rozdílů lomových prací pro sadu C4+
Tab. 16	Srovnání velikostí rozdílů lomových prací pro sadu C16+
Tab. 17	Množství energie disipované u koutů drážky v % celkové lomové práce (pro sadu C0)
Tab. 18	Množství energie disipované u koutů drážky v % celkové lomové práce (pro sadu C4+)
Tab. 19	Množství energie disipované u koutů drážky v % celkové lomové práce (pro sadu C16+)

14. SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

CT	compact tension
DS1	doplňující parametrická studie 1
DS2	doplňující parametrická studie 2
FAST	Fakulta stavební
FEM	Finite Element Method
HS	hlavní studie
LPZ	lomová procesní zóna
ÚSM	Ústav stavební mechaniky
VUT	Vysoké učení technické
V1	Varianta 1
V2	Varianta 2
WST	wedge-splitting test
A_{lig}	obsah plochy ligamentu
a_0	skutečná délka zářezu
a	délka zářezu měřená od úrovně osy ložiska
B	šířka (tloušťka) tělesa/ligamentu
C	koheze
c	skutečná délka zářezu
d	displacement (posun/přemístění)
E	modul pružnosti
f_{cu}	krychelná pevnost
f_e	vektor zatížení
f_{er}	vektor zatížení prvku
$f(p)$	vektor vnitřních uzlových sil
f_t	tahová pevnost
F_{sp}	horizontální složka zatěžovací síly
F_v	vertikální složka zatěžovací síly
G_f	lomová energie
h	šířka pásu trhlin
k	koeficient vlivu tření v ložiscích
K_e	matice tuhosti
K_{er}	matice tuhosti prvku
K_{Ic}	(efektivní) lomová houževnatost
$K(p)$	matice tuhosti vyjadřující vztah mezi přírůstkem zatížení a přírůstkem deformací
$K(p_{i-1})$	matice tuhosti i -té iterace
$K(p_0)$	matice tuhosti první iterace
l_{ch}	charakteristická délka
L	load (zatížení)
p	deformace konstrukce před vnesením zatížení
P^L	vektorový součet P_{sp} a P_v pro levé ložisko
P^P	vektorový součet P_{sp} a P_v pro pravé ložisko

P_{sp}	horizontální složka zatěžovací síly u WST
P_v	vertikální složka zatěžovací síly u WST
q	vektor celkového aplikovaného uzlového zatížení
U	elastická energie deformace
w_c	kritické otevření trhliny
W	výška tělesa/průřezu vzdálenost osy ložiska od dna tělesa práce vykonaná zatížením
W_f	lomová práce, počítaná do zvoleného bodu
\bar{W}_f	lomová práce odhadnutá z hodnoty lomové energie použité v simulacích
α	úhel zatěžovacího klínu koeficient tepelné roztažnosti relativní délka zářezu
α_d	dolní hranice relativní délky zářezu, kdy vzniká hlavní porušení v okolí koutů drážek
α_h	horní hranice relativní délky zářezu, kdy vzniká hlavní porušení v oblasti ligamentu
α_w	úhel sklonu klínu
ΔW_f	rozdíl lomových prací
Δ	neznámý (hledaný) parametr soustavy lineárních rovnic
$\Delta(p)$	vektor přírůstku deformace způsobený přírůstkem zatížení
η	součinitel tření
λ	součinitel zatížení
μ	Poissonovo číslo
μ_c	součinitel tření v ložiscích
ρ	specifická hmotnost
$\sigma(w)$	tvář křivky změkčení

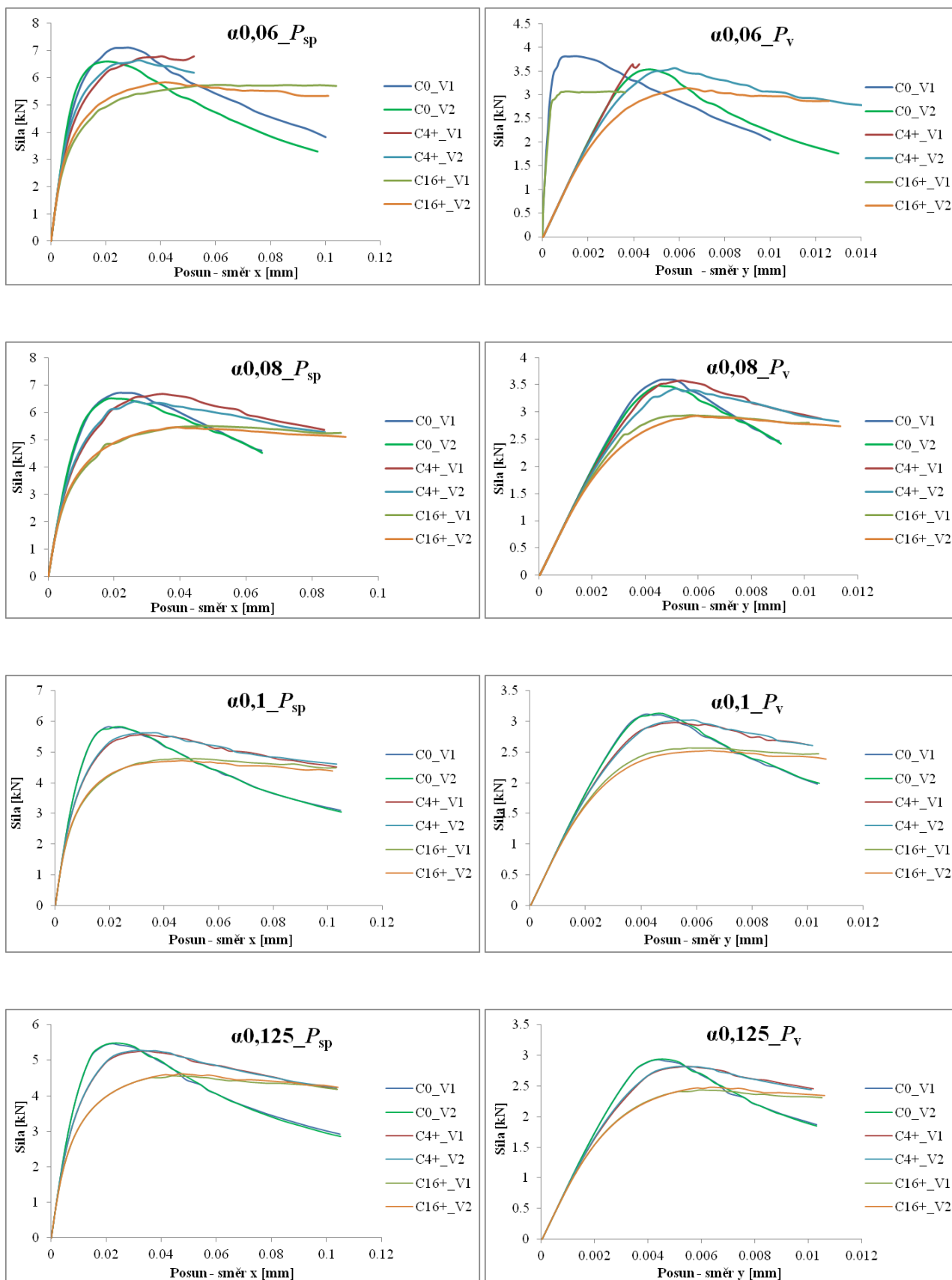
15. PŘÍLOHY

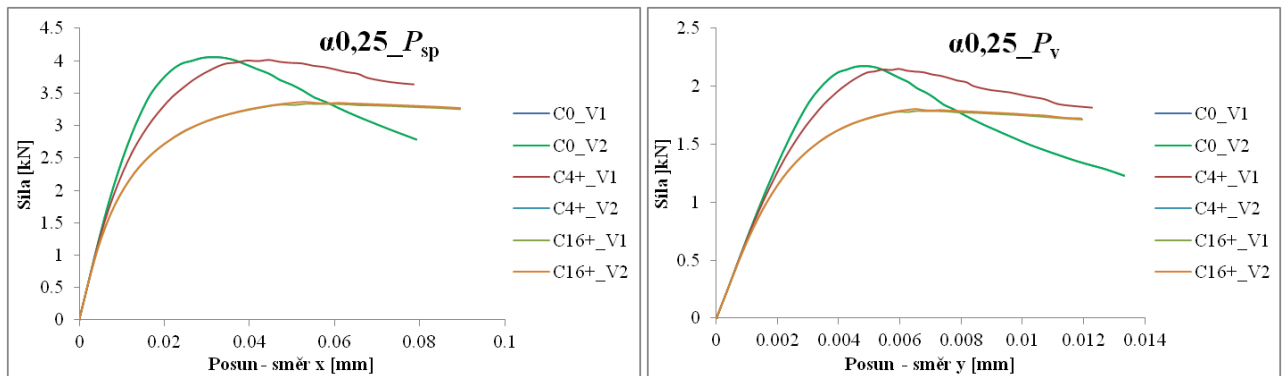
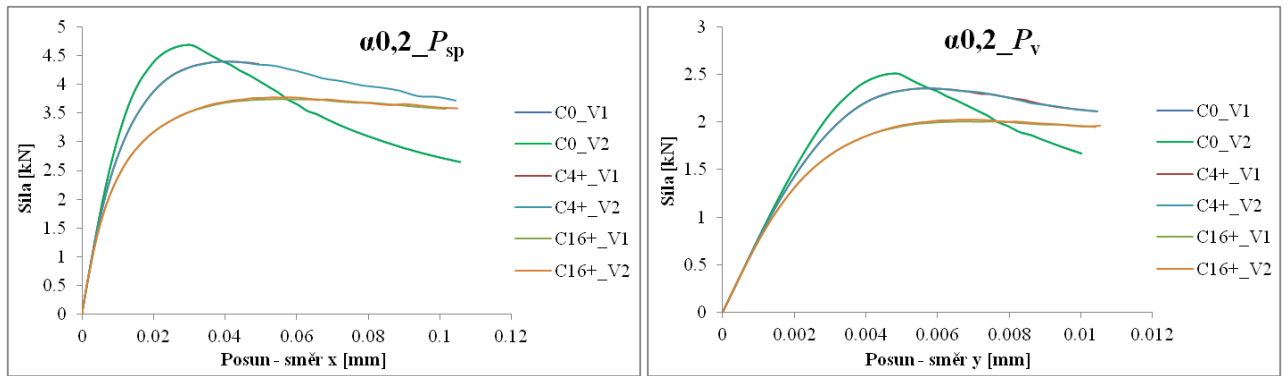
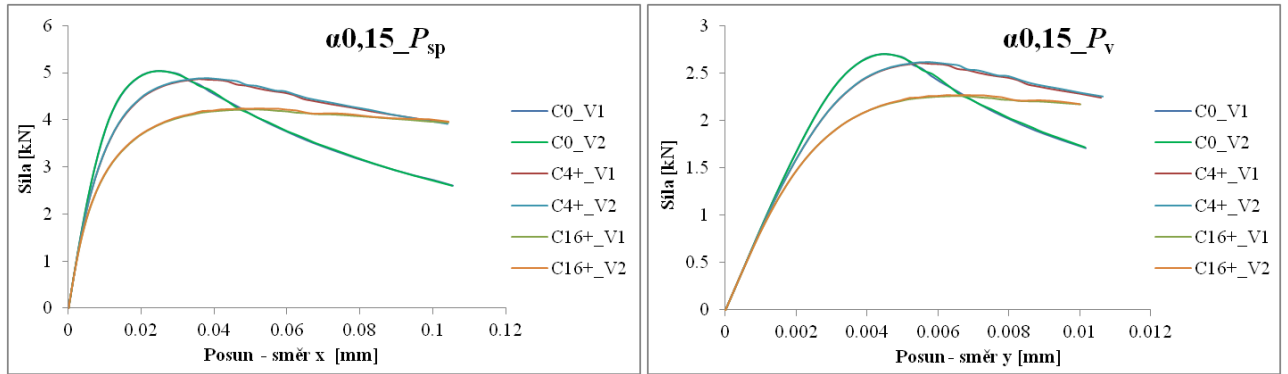
15.1. Seznam příloh

15-1	Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$	75
15-2	Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$	77
15-3	Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$	79
15-4	Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$	81
15-5	Srovnání obrazů trhlin V1 a V2 při maximálním zatížení – hlavní studie (HS)	83
15-6	Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 1	85
15-7	Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 1	86
15-8	Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 1	87
15-9	Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 1	88
15-10	Srovnání obrazů trhlin V1 a V2 při maximálním zatížení – doplňující studie 1	89
15-11	Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 2.....	90
15-12	Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 2	91
15-13	Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 2	92
15-14	Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 2.....	93
15-15	Srovnání obrazů trhlin V1 a V2 při maximálním zatížení – doplňující studie 2.....	94

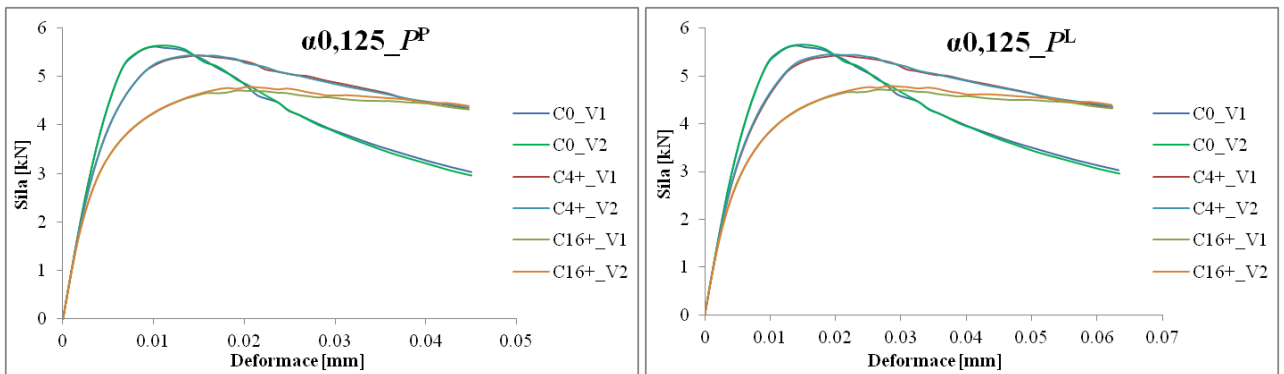
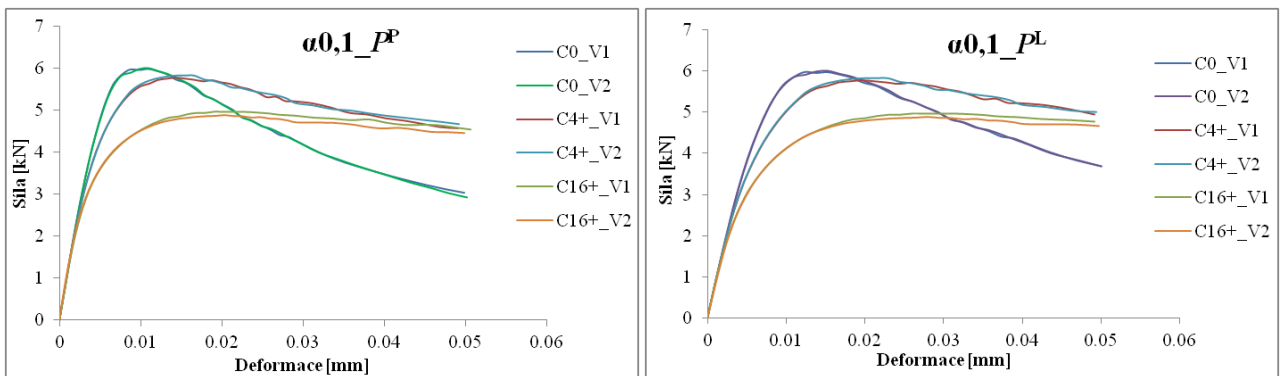
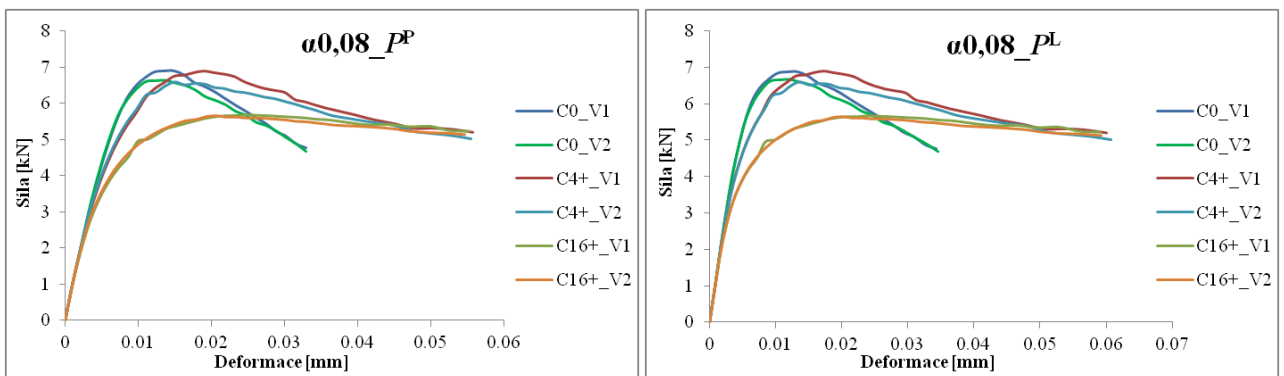
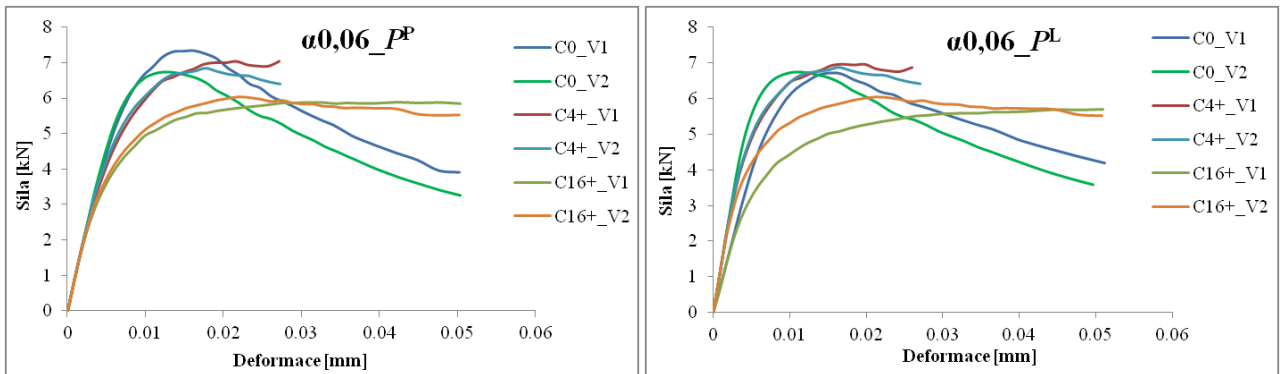
15.2. Přílohy

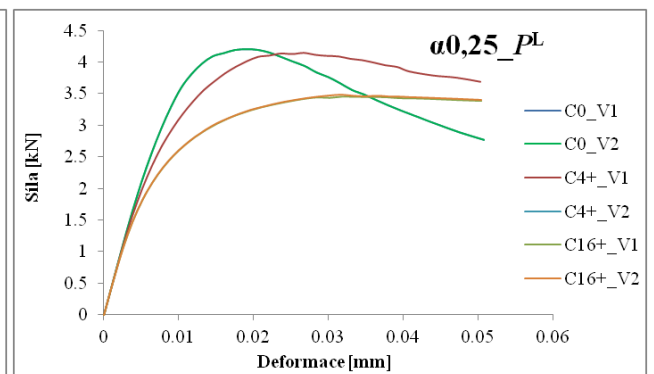
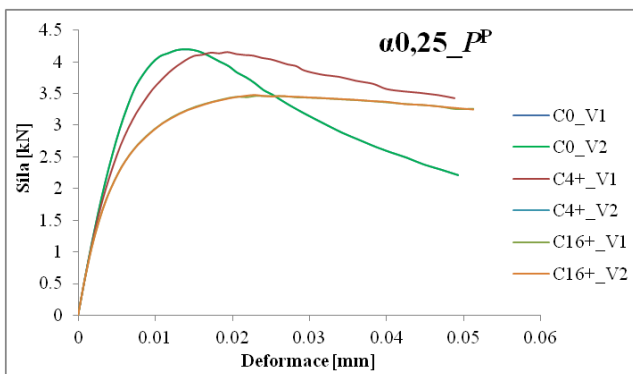
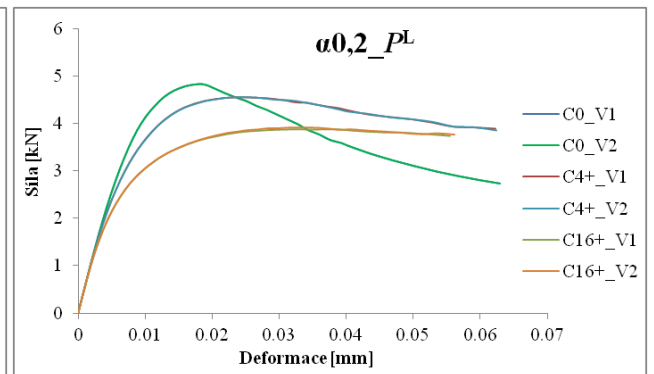
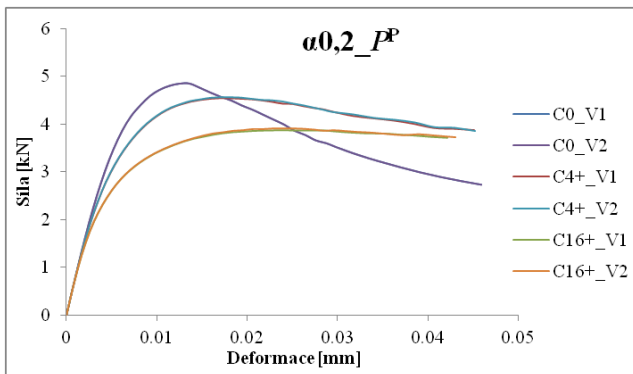
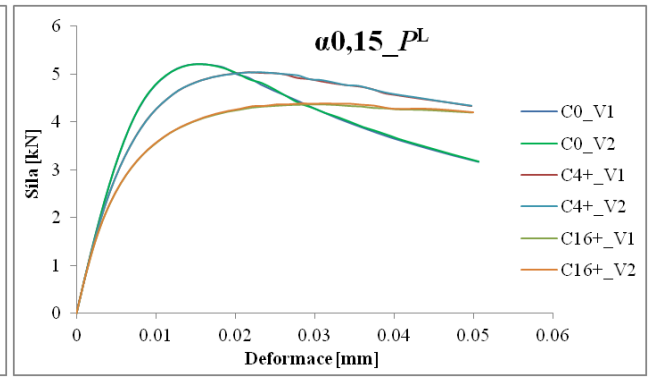
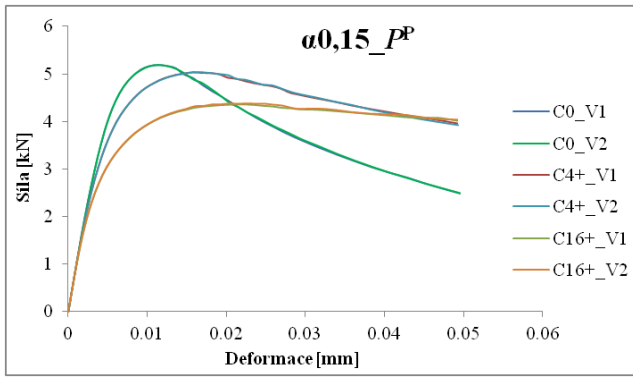
15-1 Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$



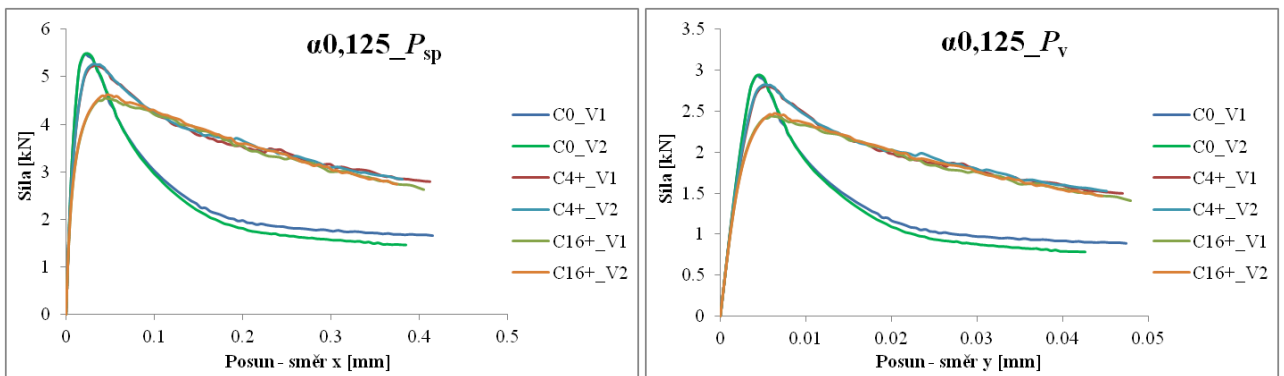
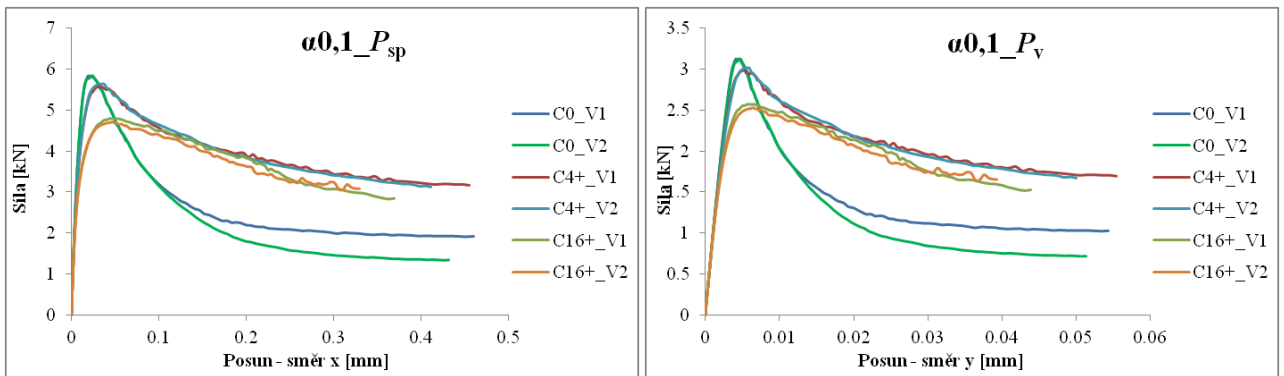
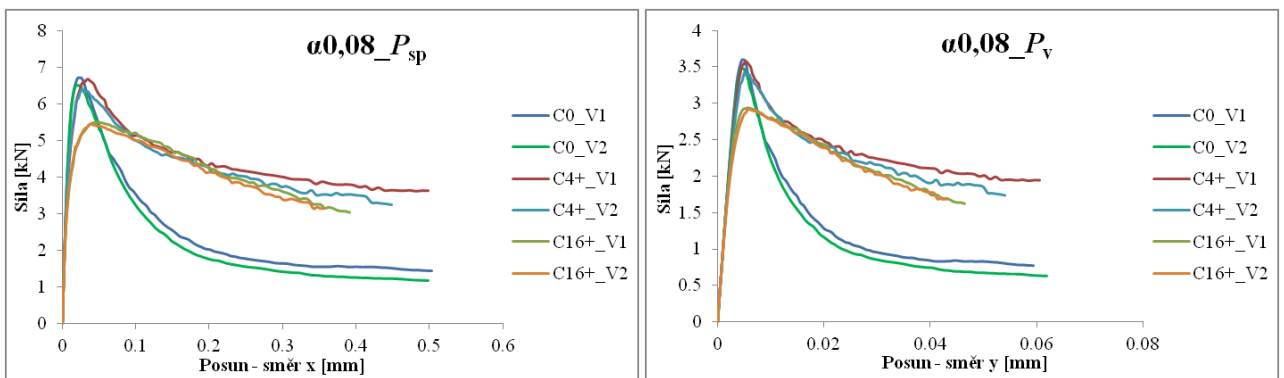
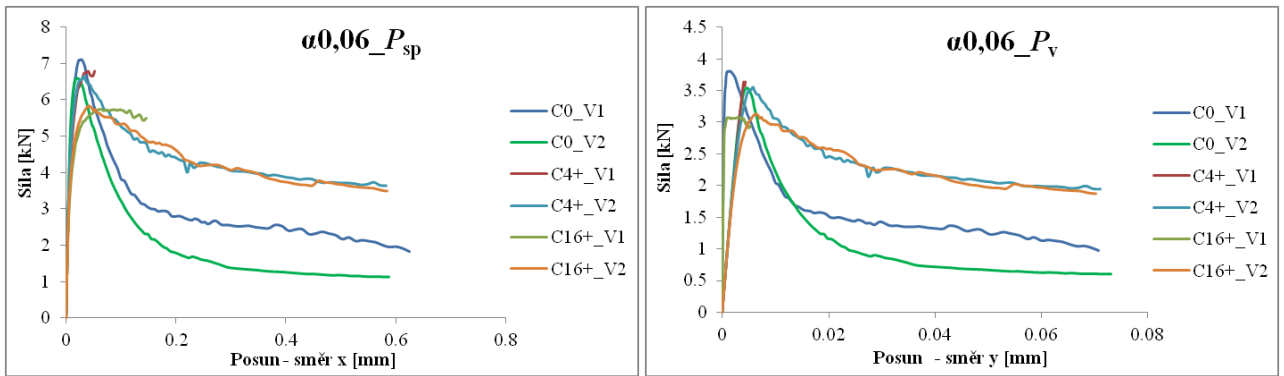


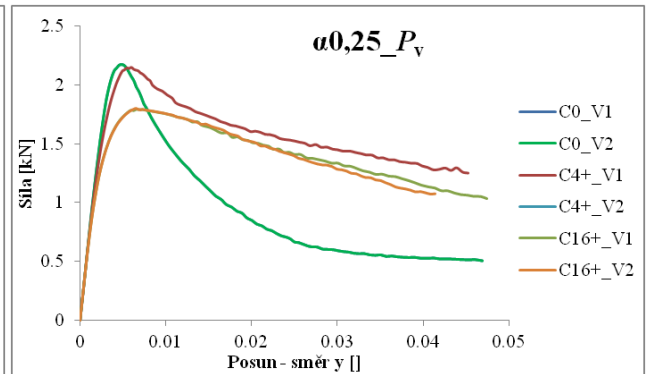
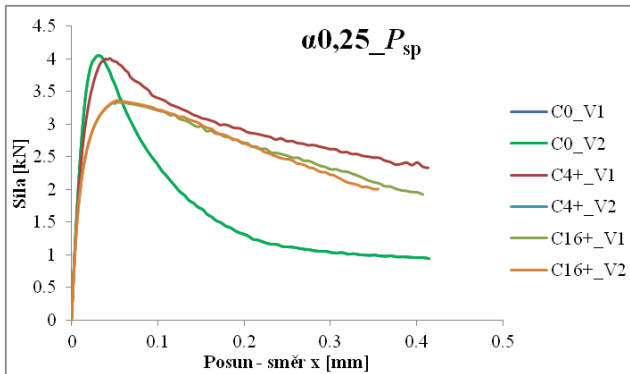
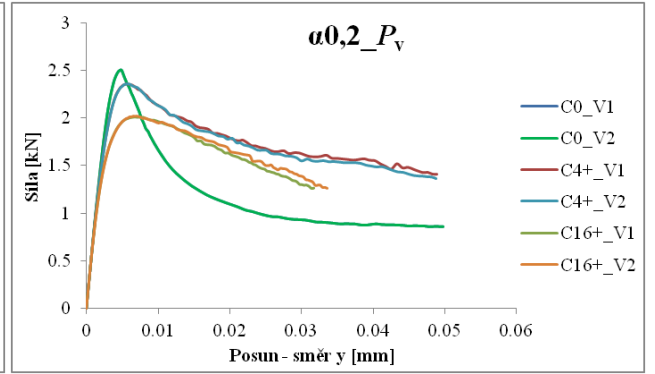
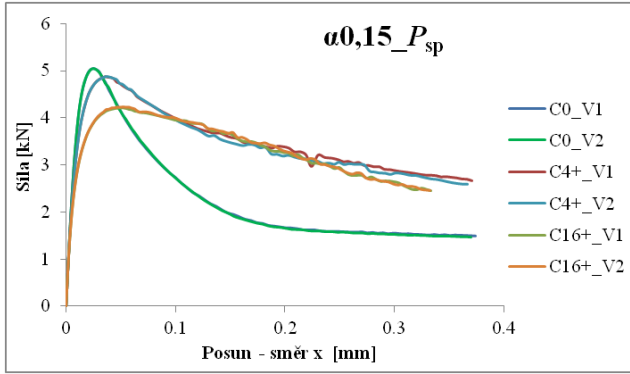
15-2 Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$



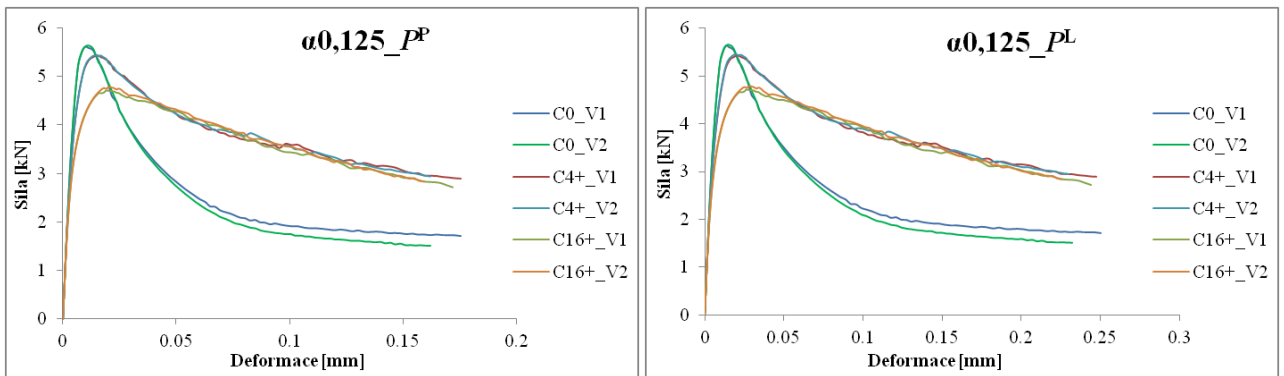
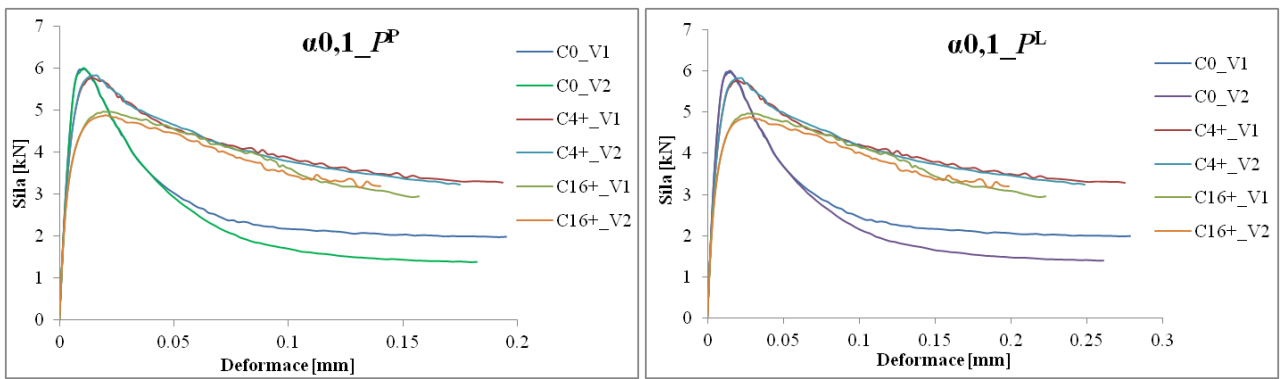
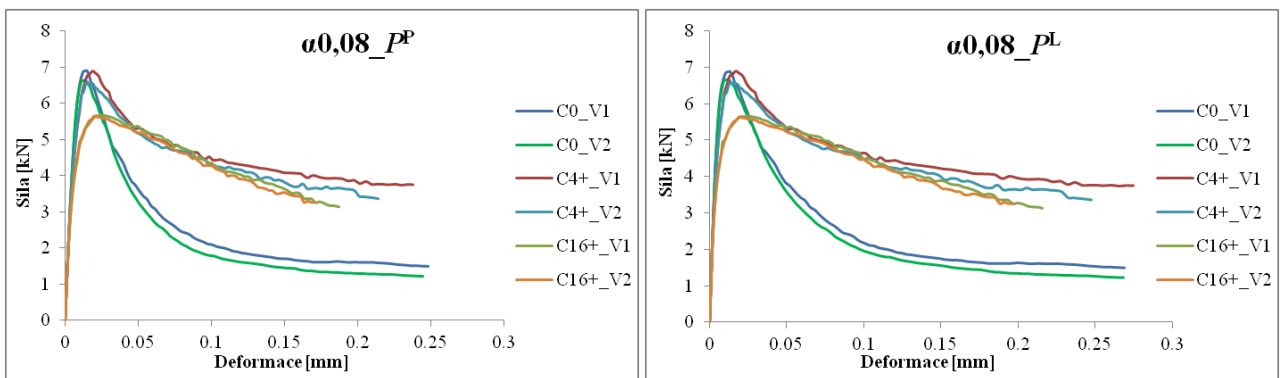
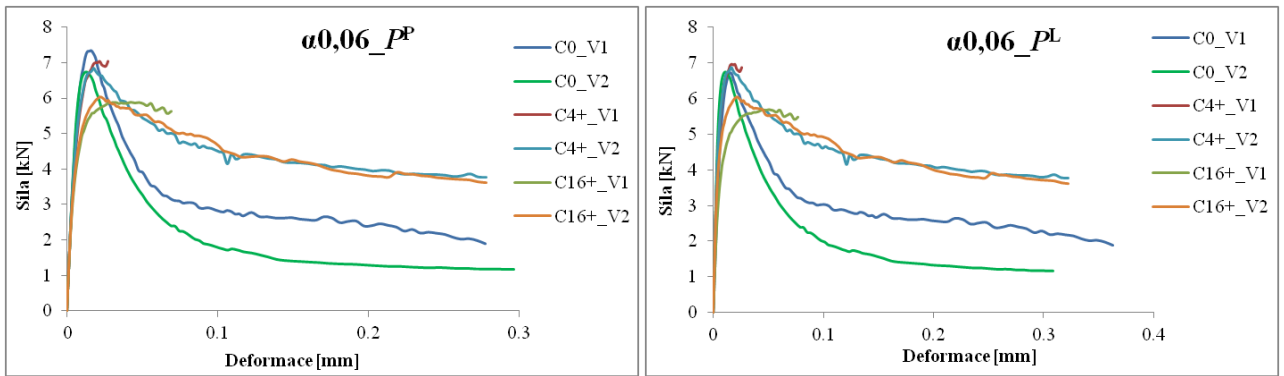


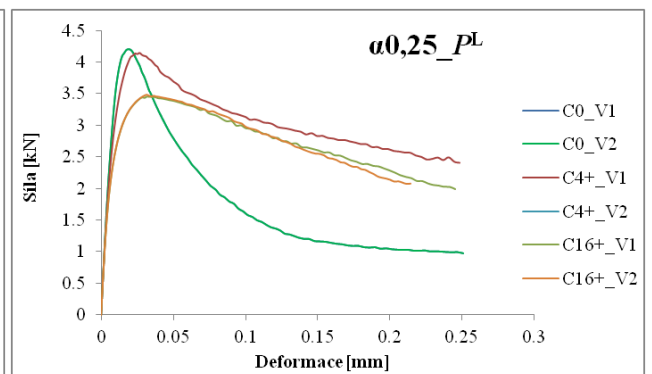
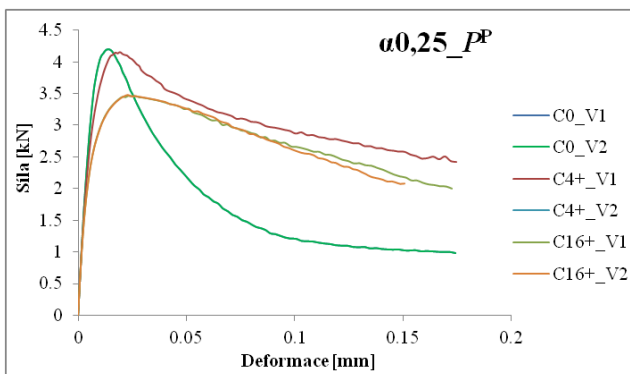
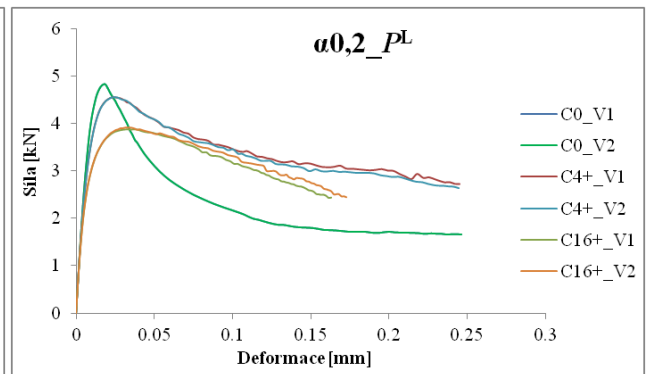
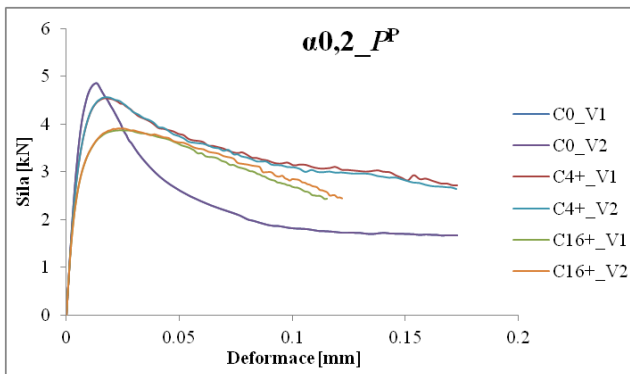
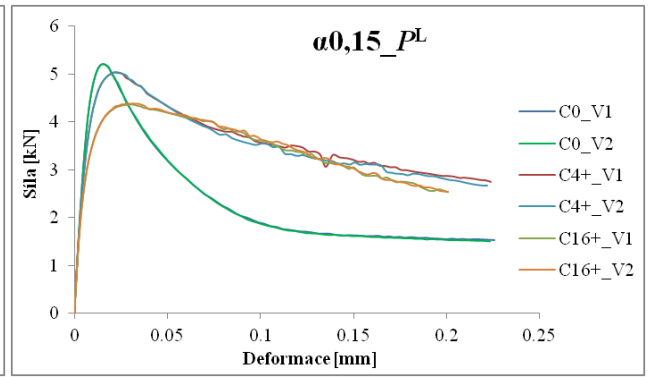
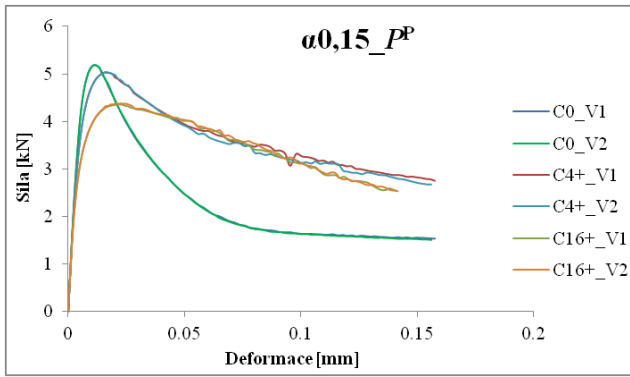
15-3 Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$



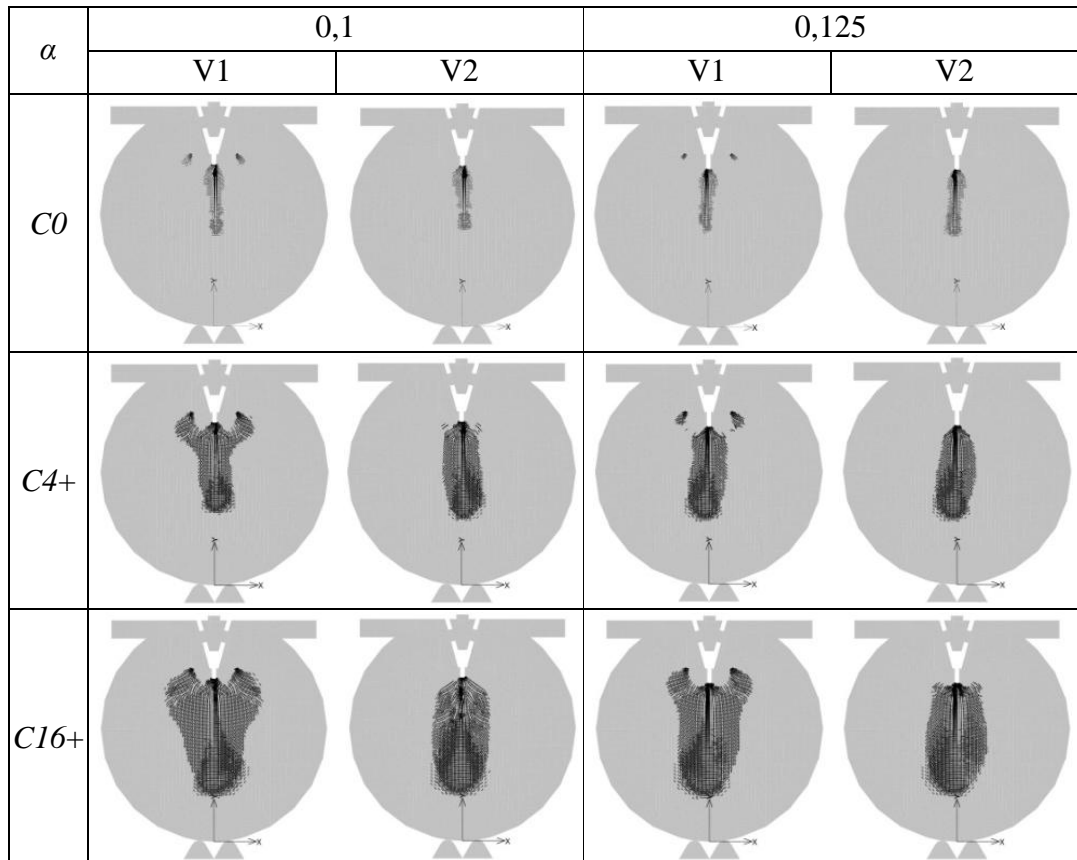
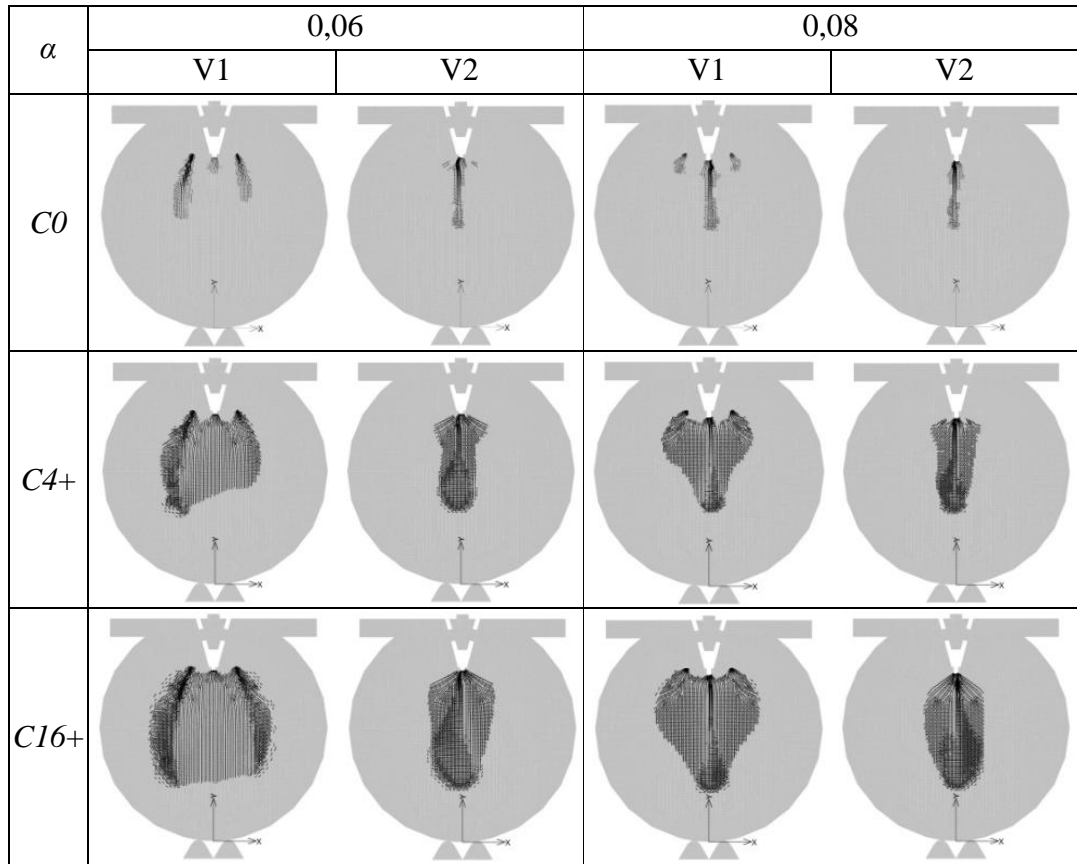


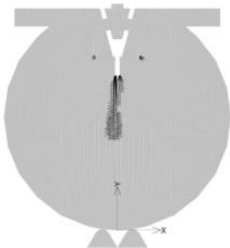
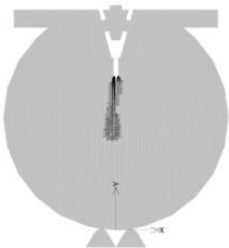
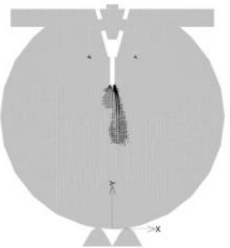
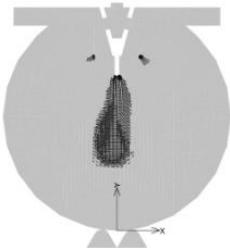
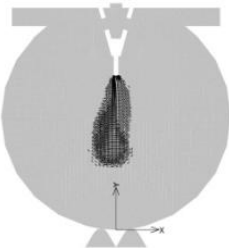
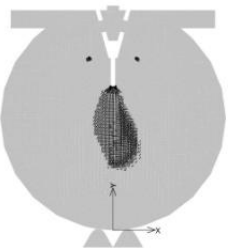
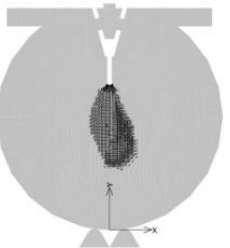
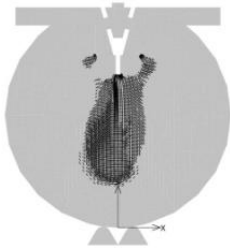
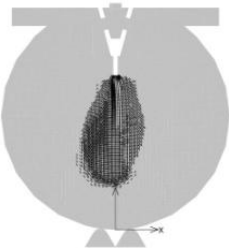
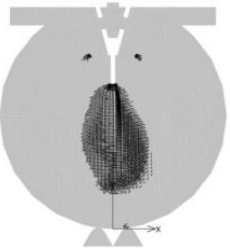
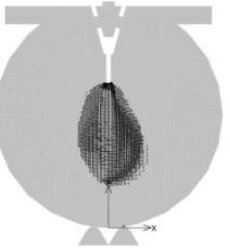
15-4 Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$

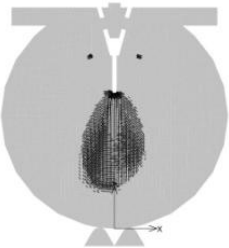
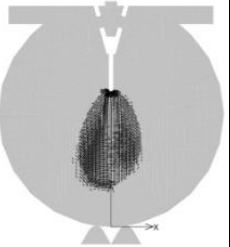




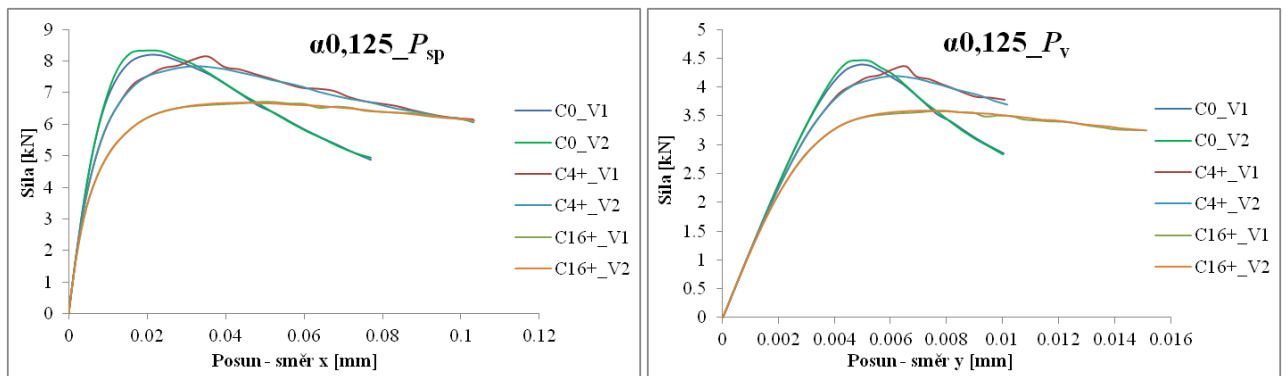
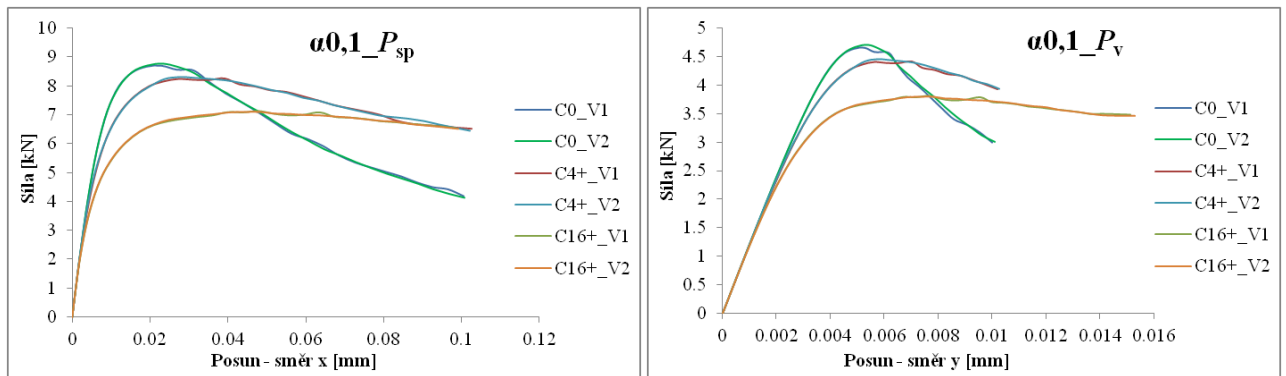
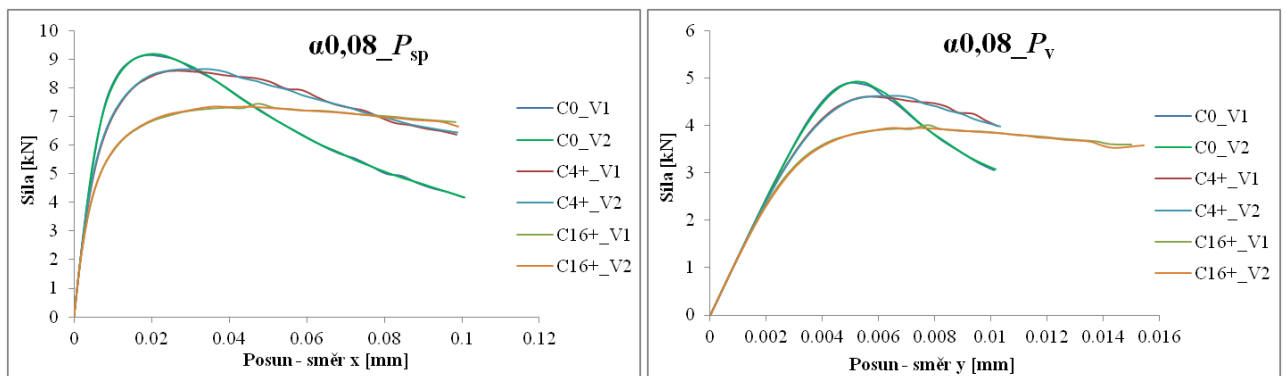
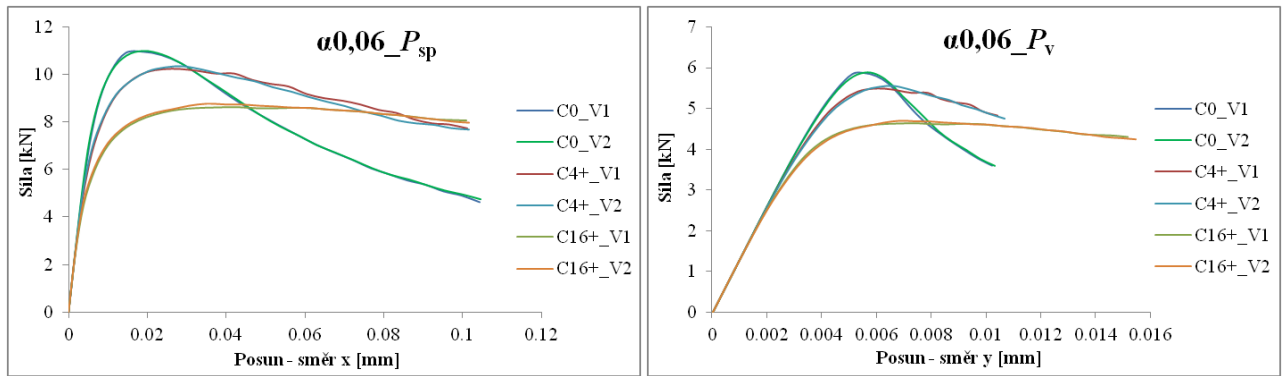
15-5 Srovnání obrazů trhlin V1 a V2 při maximálním zatížení – hlavní studie (HS)



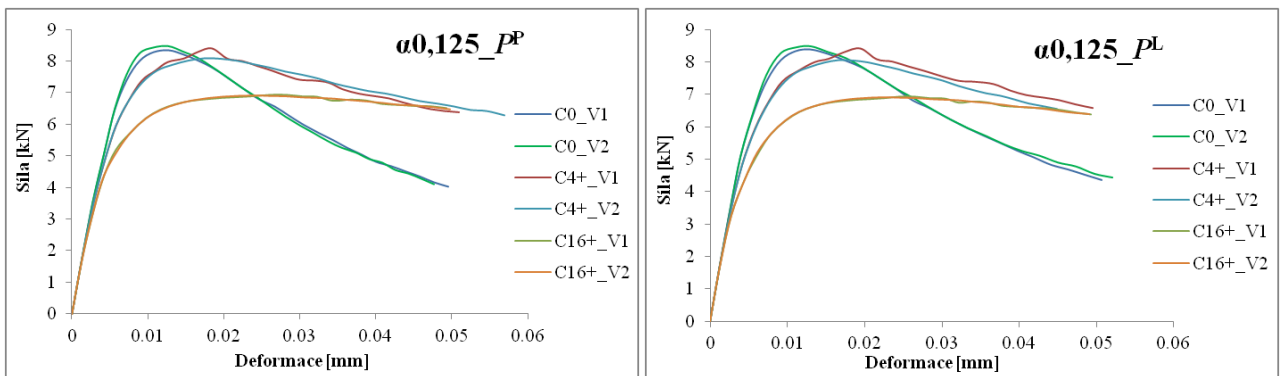
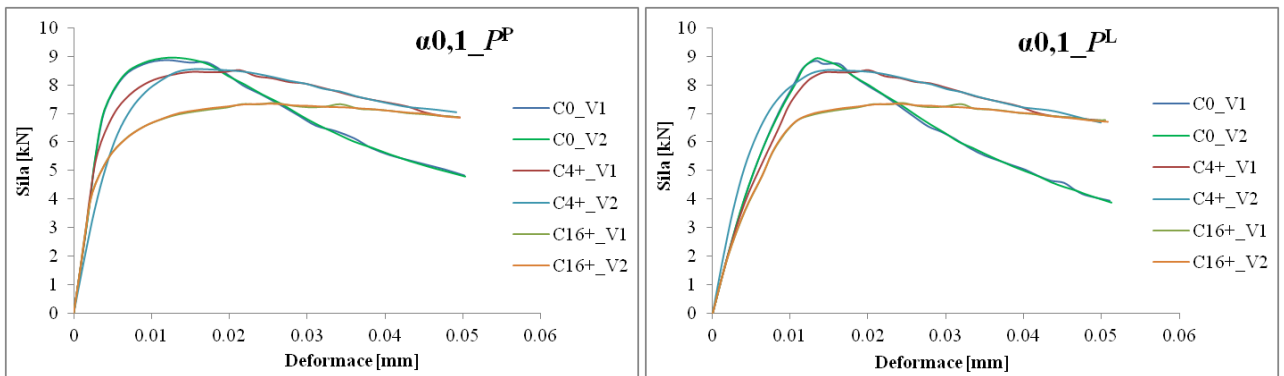
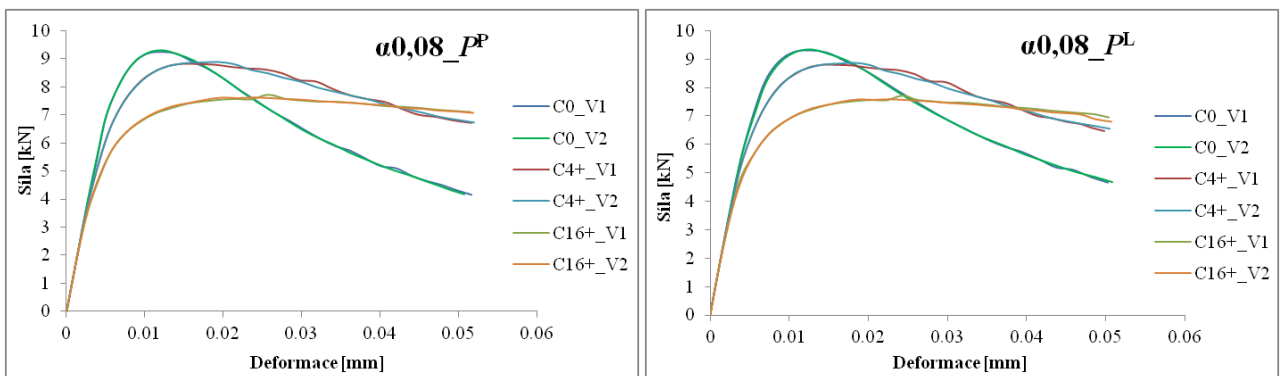
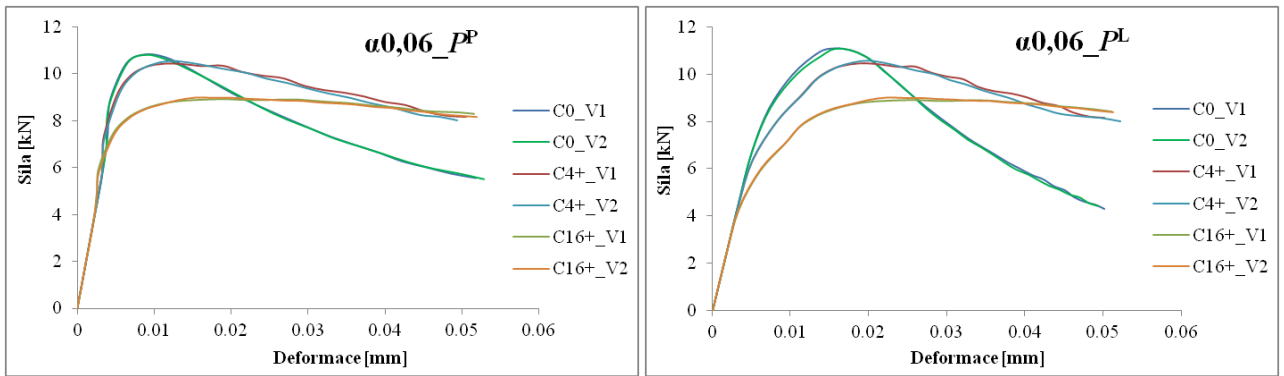
α	0,15		0,2	
	V1	V2	V1	V2
<i>C0</i>				
<i>C4+</i>				
<i>C16+</i>				

α	0,25	
	V1	V2
<i>C16+</i>		

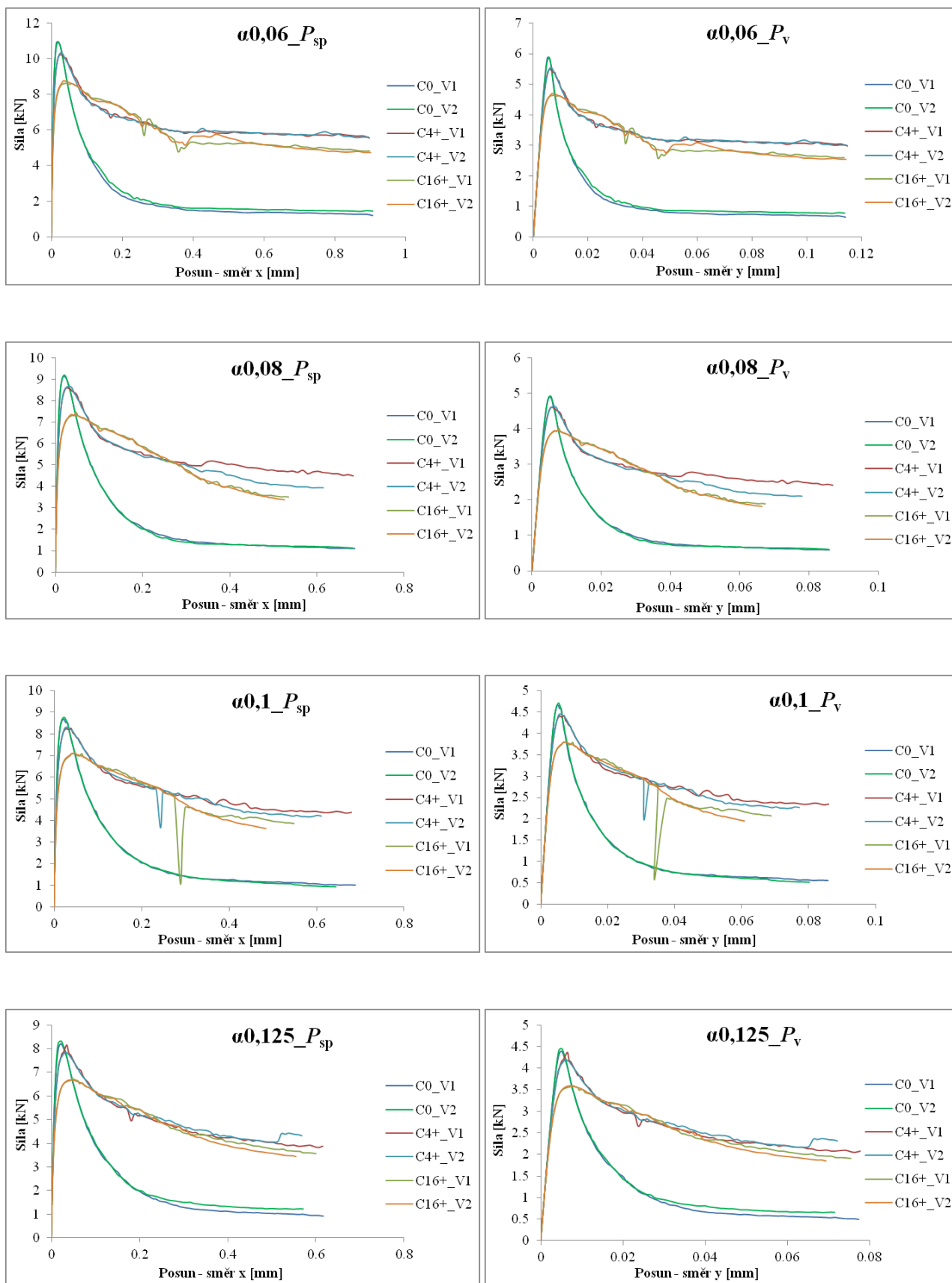
15-6 Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 1



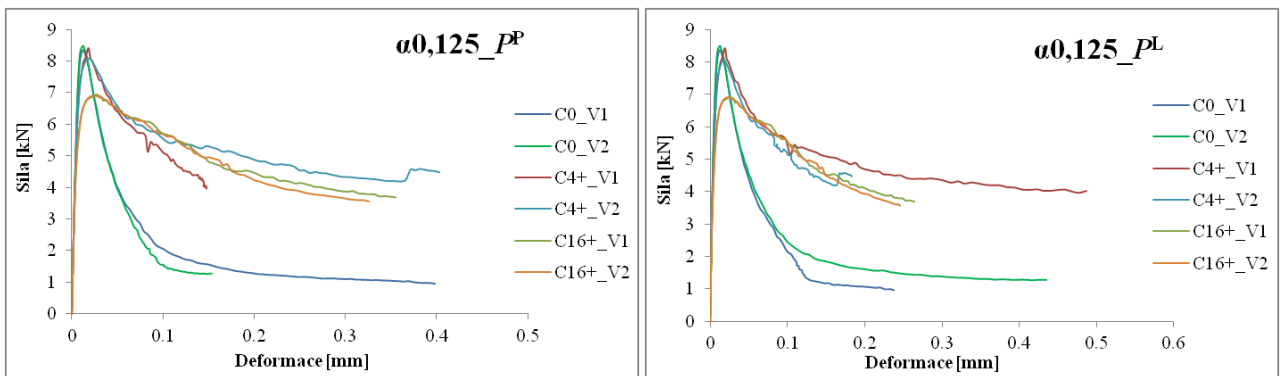
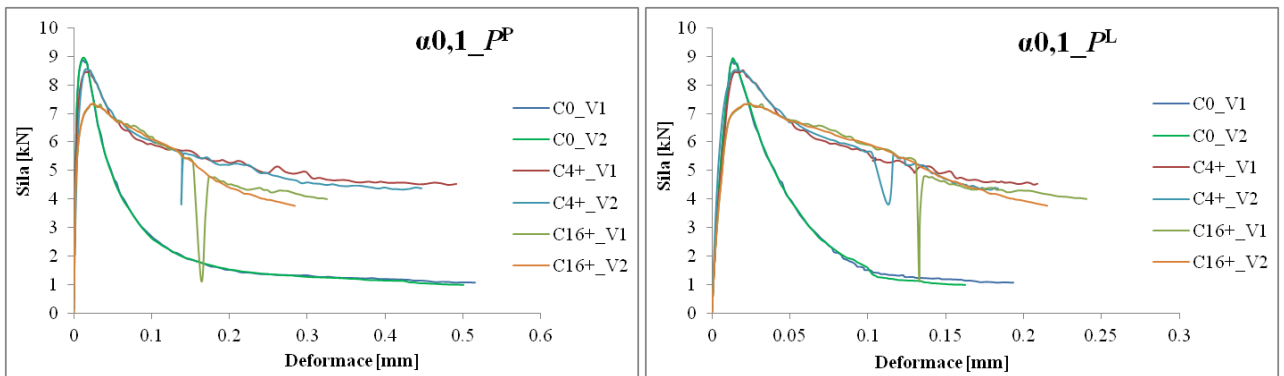
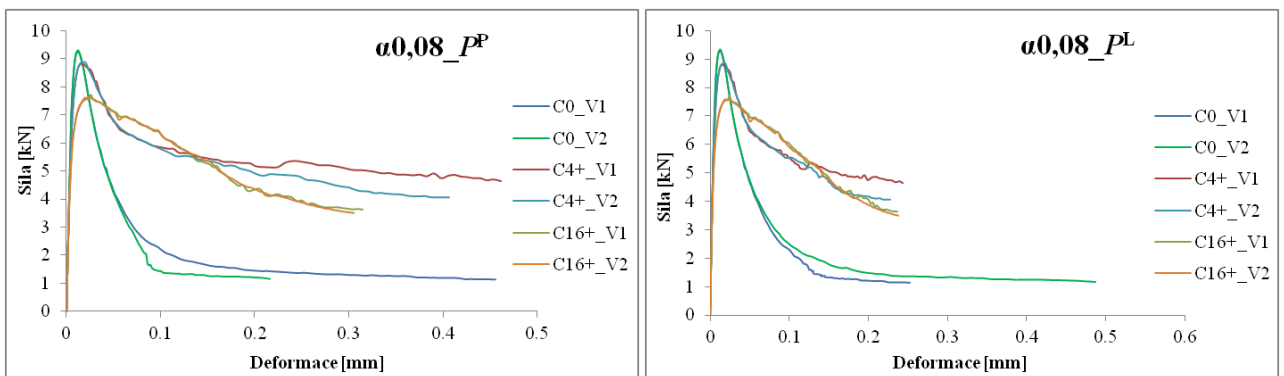
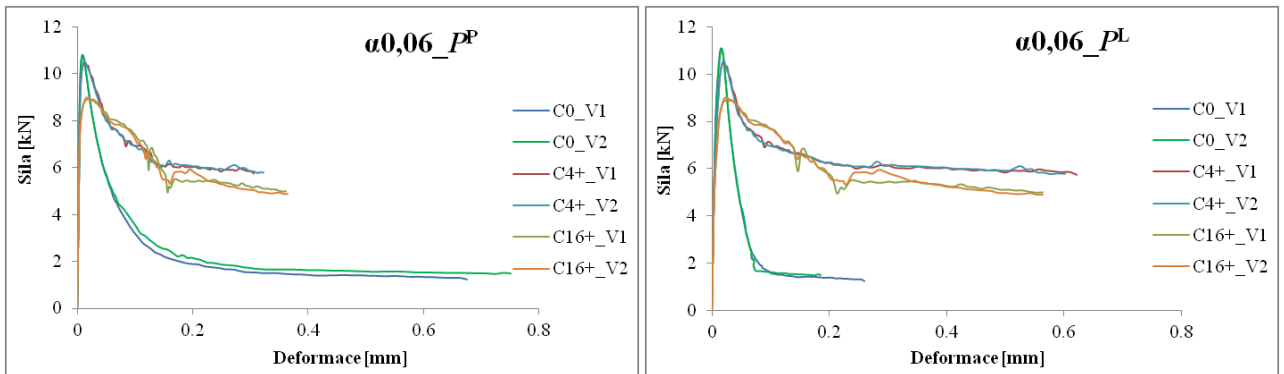
15-7 Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 1



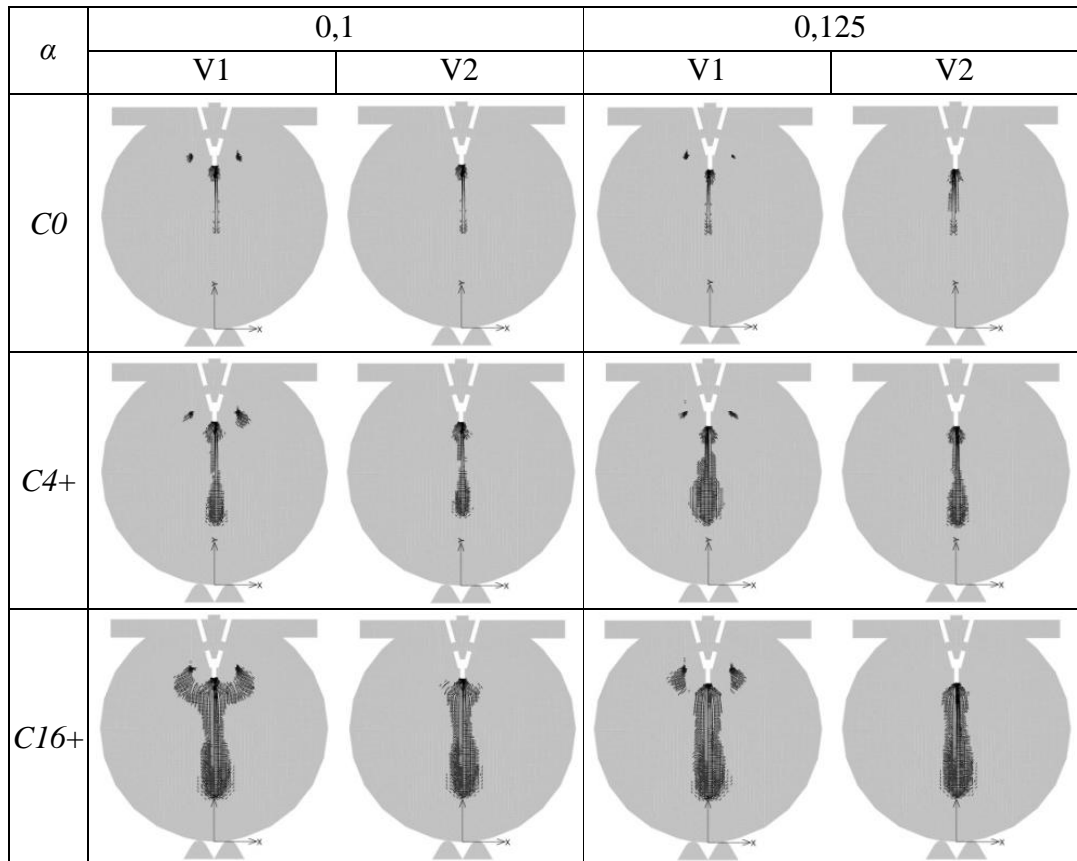
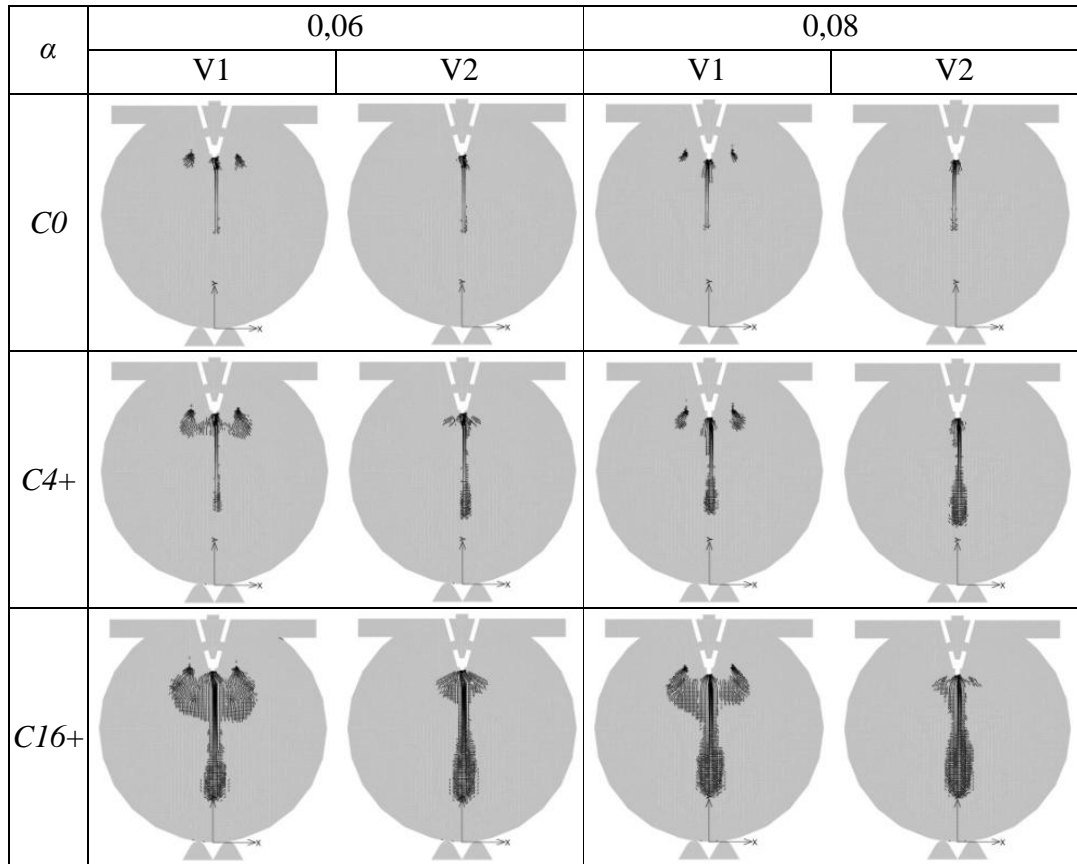
15-8 Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 1



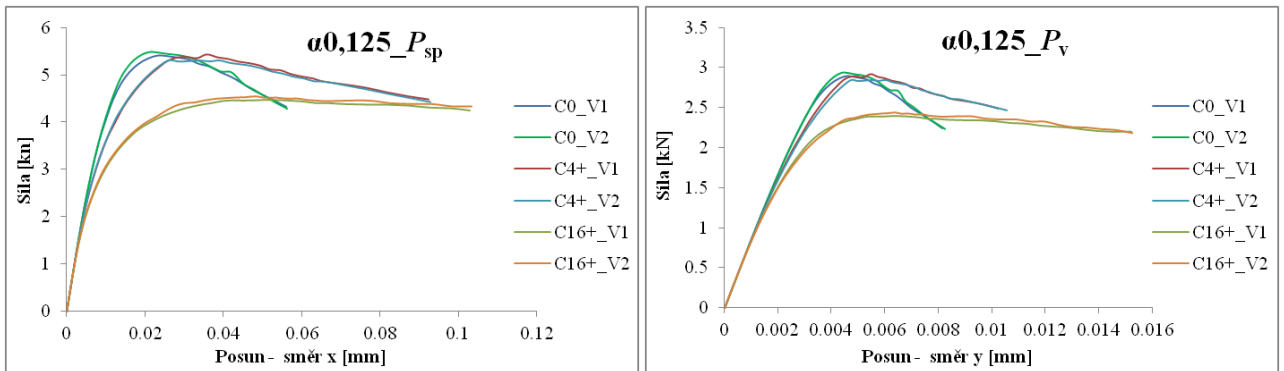
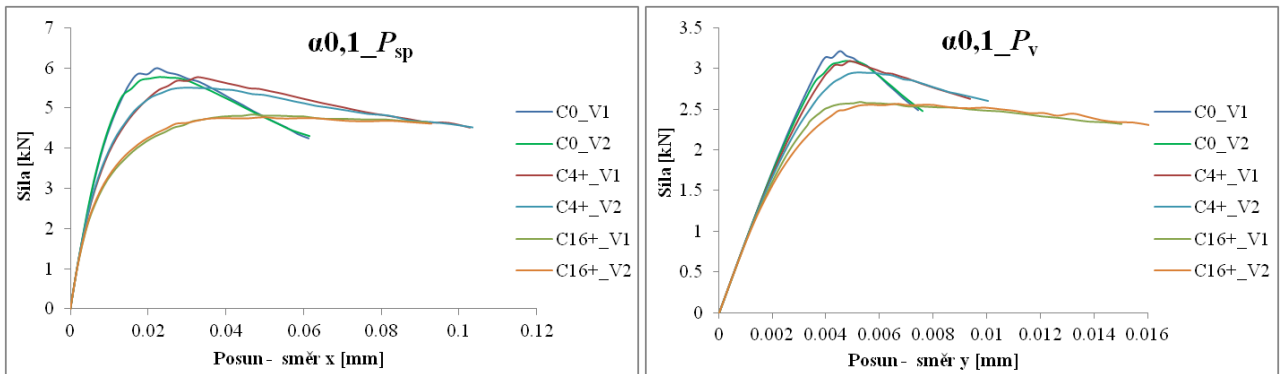
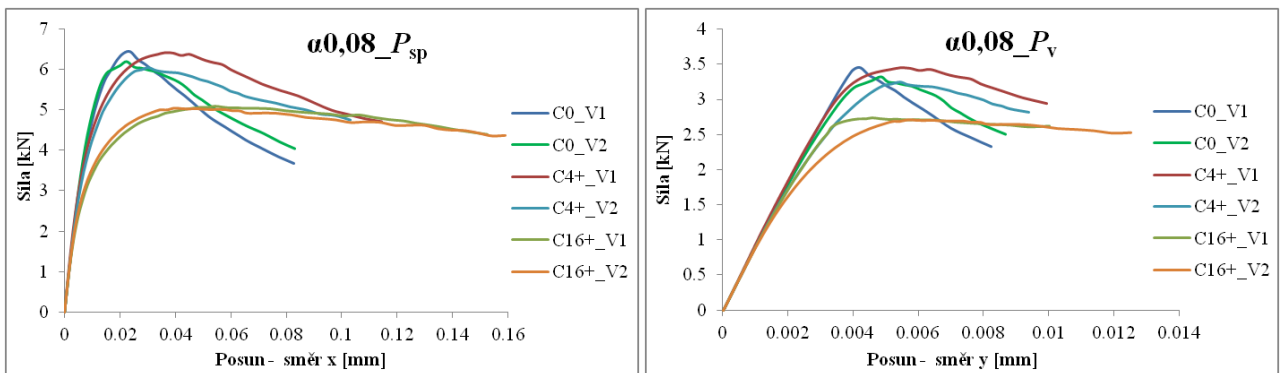
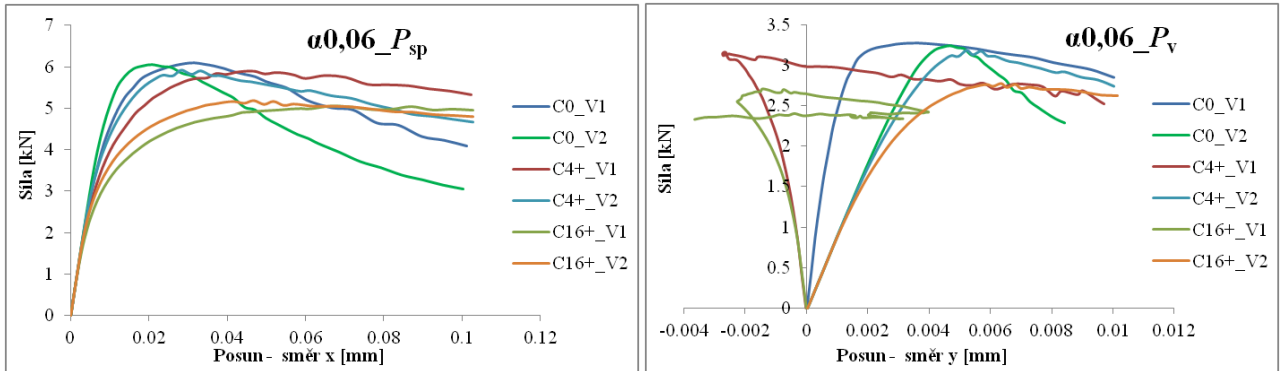
15-9 Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 1



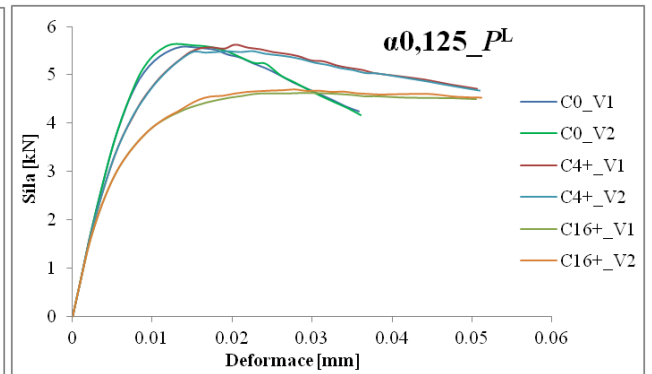
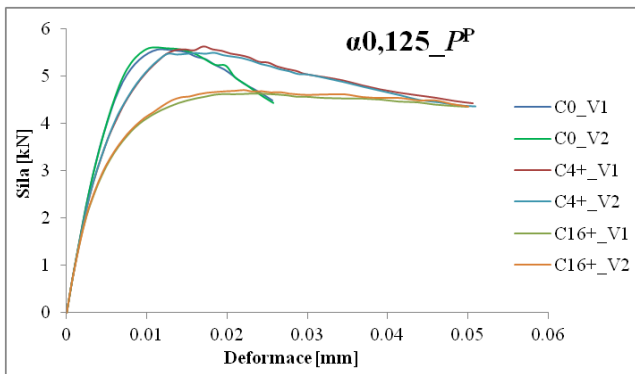
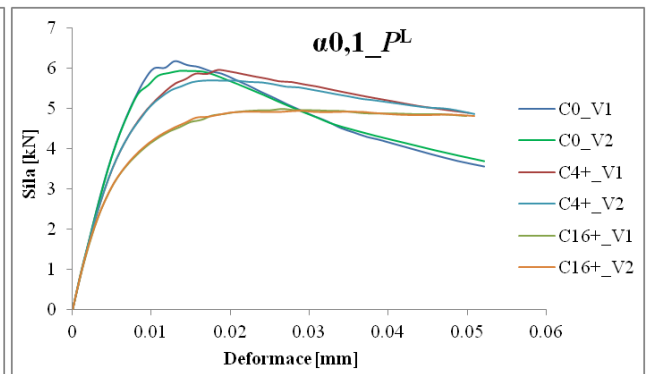
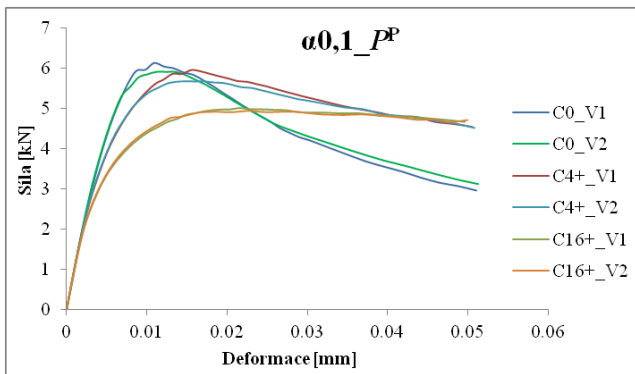
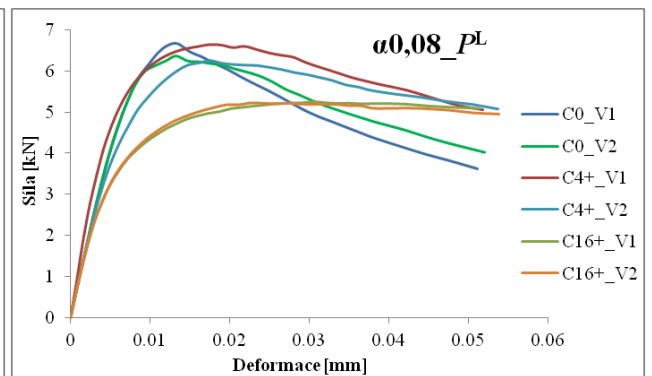
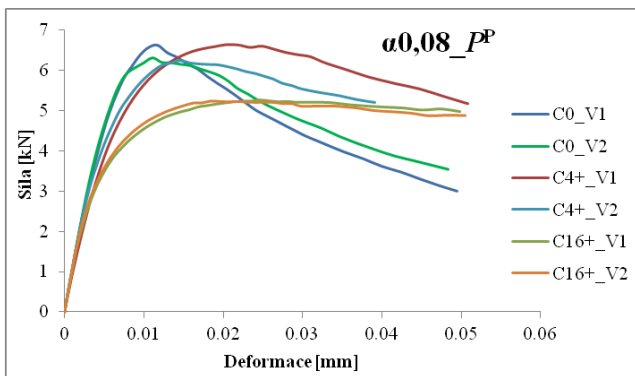
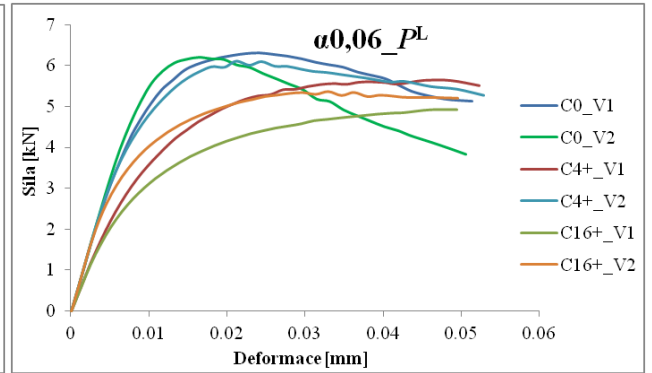
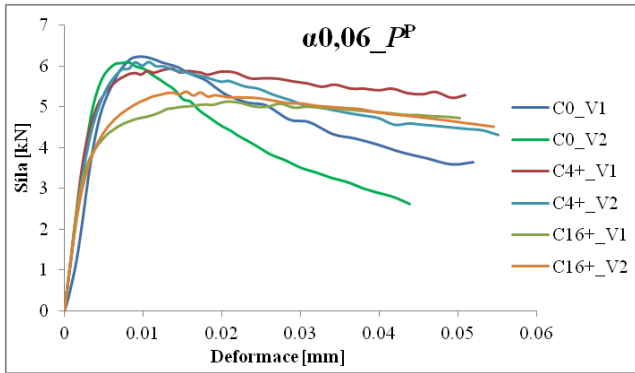
15-10 Srovnání obrazů trhlin V1 a V2 při maximálním zatížení – doplňující studie 1



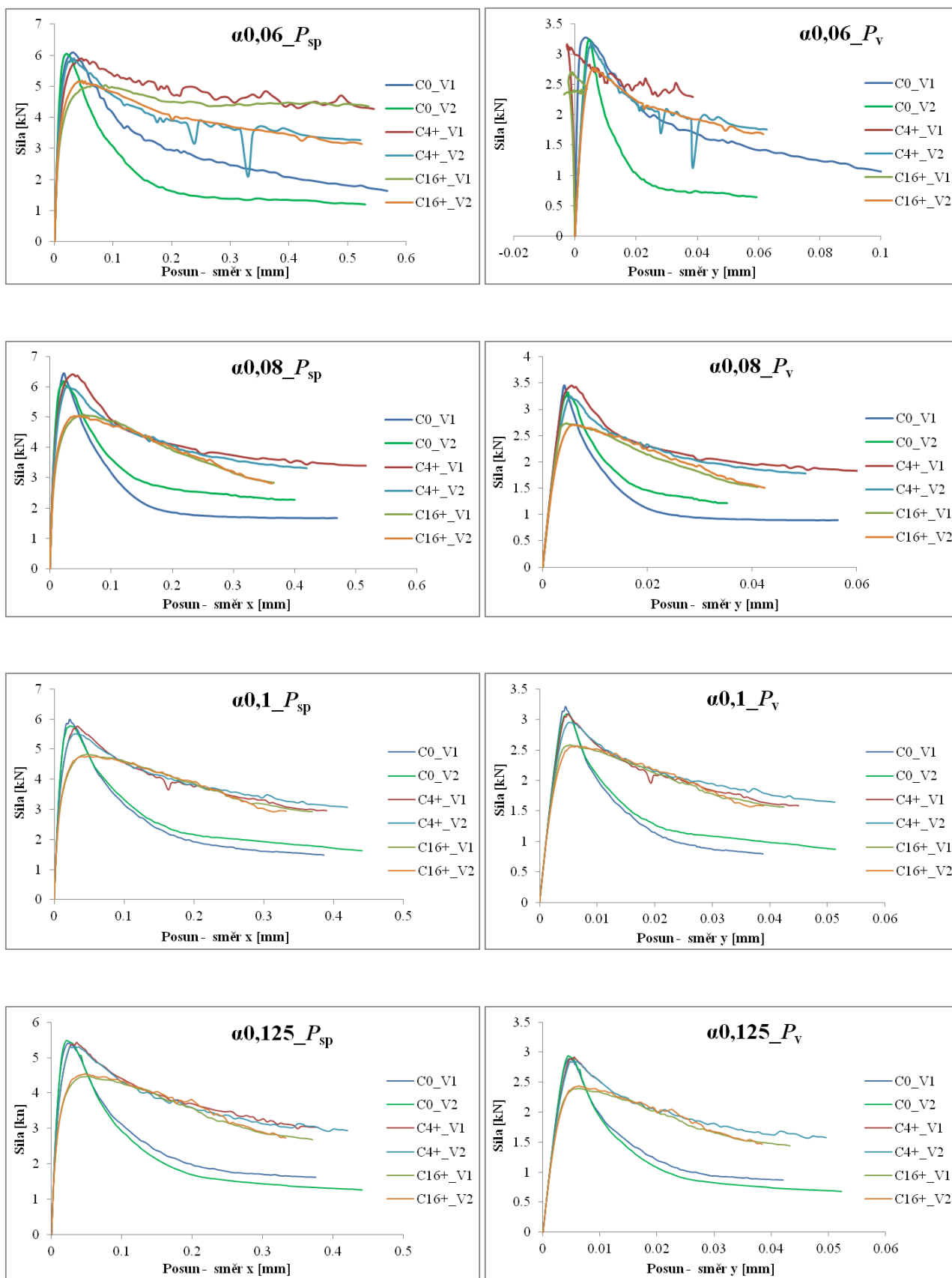
15-11 Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 2



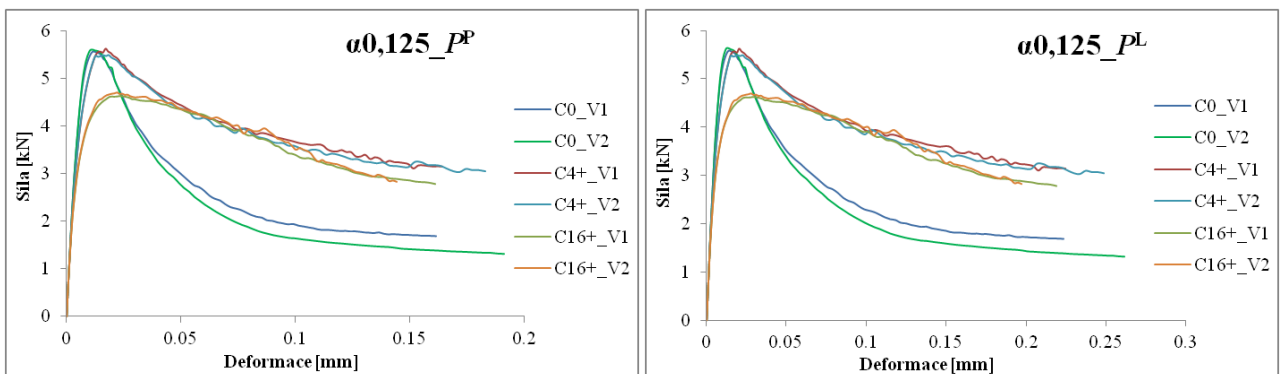
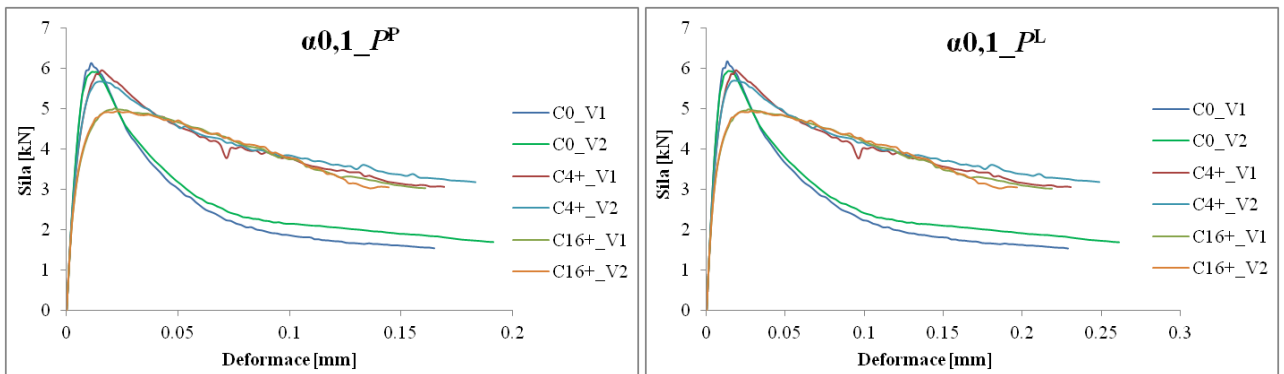
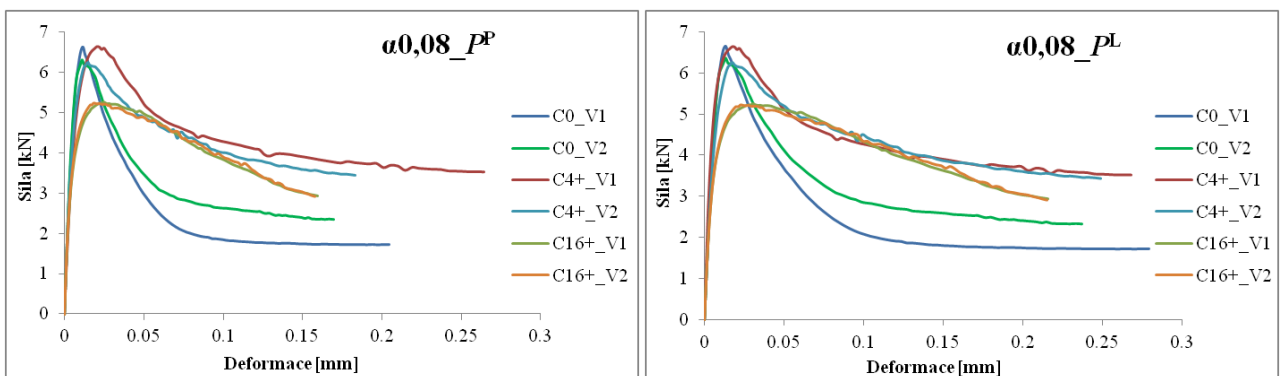
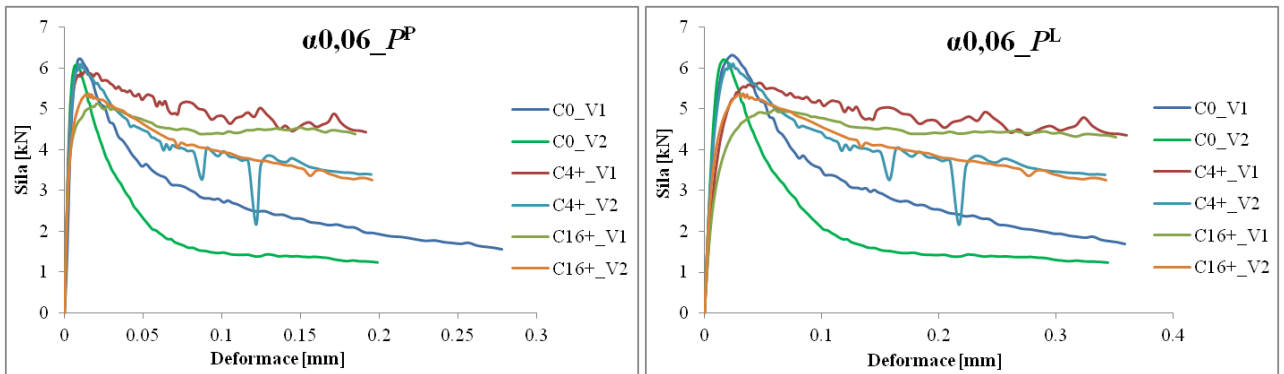
15-12 Zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 2



15-13 Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P_{sp} \times P_v$ – doplňující studie 2



15-14 Celkové zatěžovací diagramy pro způsob vyhodnocení $P^P \times P^L$ – doplňující studie 2



15-15 Srovnání obrazů trhlin V1 a V2 při maximálním zatížení – doplňující studie 2

