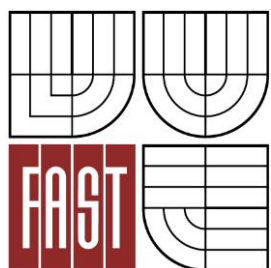




VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

NUMERICKÁ PODPORA PRO ANALÝZU ÚNAVOVÉHO CHOVÁNÍ CEMENTOVÝCH KOMPOZITŮ

NUMERICAL SUPPORT FOR ANALYSIS OF THE FATIGUE BEHAVIOR OF CEMENT BASED
COMPOSITES

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE
BACHELOR'S THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

VILIAM VISZLAY

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

Ing. STANISLAV SEITL, Ph.D.

BRNO 2014



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ FAKULTA STAVEBNÍ

Studijní program	B3607 Stavební inženýrství
Typ studijního programu	Bakalářský studijní program s prezenční formou studia
Studijní obor	3608R001 Pozemní stavby
Pracoviště	Ústav stavební mechaniky

ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

Student	Viliam Vízslay
Název	Numerická podpora pro analýzu únavového chování cementových kompozitů
Vedoucí bakalářské práce	Ing. Stanislav Seítl, Ph.D.
Datum zadání bakalářské práce	30. 11. 2013
Datum odevzdání bakalářské práce	30. 5. 2014

V Brně dne 30. 11. 2013

.....
prof. Ing. Drahomír Novák, DrSc.
Vedoucí ústavu

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

Podklady a literatura

- [1] Z. Bažant, W.F. Schell, Fatigue Fracture of High-Strength Concrete and Size Effect, ACI Materials Journal, No. 90-M50, (1993) 472–478.
- [2] Z. Bažant, K. Xu, Size Effect in Fatigue Fracture of Concrete, ACI Materials Journal, No. 88-M46, (1991) 390–399.
- [3] E. Brühwiler, F. H. Wittmann, The wedge splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics test. Engineering Fracture Mechanics, 35, (1990) 117–125.
- [4] G.V. Guinea, M. Elices, J. Planas, Stress intensity factors for wedge-splitting geometry. International Journal of Fracture, 81, (1996) 113–124.
- [5] Z. Knésl, K. Bednář, J.C. Radon, Influence of T-stress on the rate of propagation of fatigue crack. Physical Mesomechanics, (2000) 5–9.
- [6] M.K. Lee, B.I.G. Barr, An overview of the fatigue behaviour of plain and fibre reinforced concrete, Cement & Concrete Composites, 26 (2004) 299–305.
- [7] P. S. Leever, J. C. Radon, Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. International Journal of Fracture, 19, (1983) 311–325.
- [8] N.P. O'Dowd, C.F. Shih, Two-parameter fracture mechanics: theory and Applications. Fracture Mechanics, 24, (1994) 21–47.

Zásady pro vypracování (zadání, cíle práce, požadované výstupy)

- Vypracujte stručný přehled o lineární lomové mechanice a jejím rozšířením na dvouparametrovou lomovou mechaniku a popište výpočetní techniky používané dostupných softwarech.
- Vypracujte podrobné numerické modely testu v zadané zkušební konfiguraci.
- S odladěnými numerickými modely proveďte parametrické studie vlivu konstrukčních parametrů na lomově mechanické parametry.
- Na základě rozboru výsledků parametrické studie vytvořte pomůcky pro a vyhodnocování reálných experimentálních testů ve vybrané zkušební konfiguraci.

Struktura bakalářské/diplomové práce

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

1. Textová část VŠKP zpracovaná podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (povinná součást VŠKP).
2. Přílohy textové části VŠKP zpracované podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (nepovinná součást VŠKP v případě, že přílohy nejsou součástí textové části VŠKP, ale textovou část doplňují).

.....
Ing. Stanislav Seitzl, Ph.D.
Vedoucí bakalářské práce

Abstrakt

Táto práca sa zaoberá numerickou podporou stanovenia lomovo mechanických parametrov pri modifikovanej CT skúške. Táto skúška sa javí ako vhodná alternatíva klasickej CT skúšky pre únavové testovanie kvazikrehkých materiálov. Štandardná CT skúška sa v súčasnosti využíva pri zisťovaní lomovo mechanických parametrov kovových materiálov, zatiaľ čo jej geometria neumožňuje aplikáciu na telesá z materiálov na báze cementových kompozitov. Upravená verzia tejto skúšky vďaka kruhovému prierezu telesa toto testovanie umožňuje. V tejto práci bude postupne preskúmaný a vyhodnotený vplyv modifikácie CT skúšky na hodnoty lomovo mechanických parametrov a následne vplyv nepresností pri osadzovaní oceľových tyčí do skúšobného telesa, charakterizovaný polohou zaťažovacej sily. S ohľadom na vplyv modifikácie a polohy zaťažovacej sily budú ďalej navrhnuté kalibračné polynómy pre stanovenie lomovo mechanických parametrov pre jednotlivé geometrie.

Abstract

This thesis is focused on numerical analysis of fracture mechanics parameters in modified compact tension (CT) test. This CT test appears to be a suitable alternative to classic compact tension test for using for testing of quasi-brittle materials. The classic compact tension test is commonly used for fatigue testing of metallic materials and the geometry of used specimens does not allow using this test for quasi-brittle materials like cement based composites. The modified version of this test with cylindrical shape of the specimen allows us to test fatigue behaviour of quasi-brittle materials. In this thesis the influence of the modification of classic CT test on fracture mechanic parameters are determined. In the next step, the influence of the position of steel bars (the position of loading force) on fracture mechanic parameters are evaluated. Obtained values are presented in graphs and calibration polynomials for each geometry are proposed.

Klíčové slová

Dvojparametrová lomová mechanika, súčiniteľ intenzity napätia, B_1 faktor, B_2 faktor, T-napätie, skúška excentrickým ťahom, modifikovaná skúška excentrickým ťahom, Williamsov rozvoj, lomová húževnatosť, metóda konečných prvkov.

Keywords

Two-parameter fracture mechanics, stress intensity factor, B_1 factor, B_2 factor, T-stress, compact tension test, modified compact tension test, William's expansion, fracture toughness, finite element method.

Bibliografická citace VŠKP

Viliam Viszlay *Numerická podpora pro analýzu únavového chování cementových kompozitů*. Brno, 2014. 44 s., 7 s. příloh. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky. Vedoucí práce Ing. Stanislav Seitl, Ph.D.

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem bakalářskou práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 7.5.2014

.....
podpis autora
Viliam Viszlay

Poděkování:

Rád by som poďakoval najmä vedúcemu práce za čas, ochotu a plnú podporu počas jej spracovávaní.

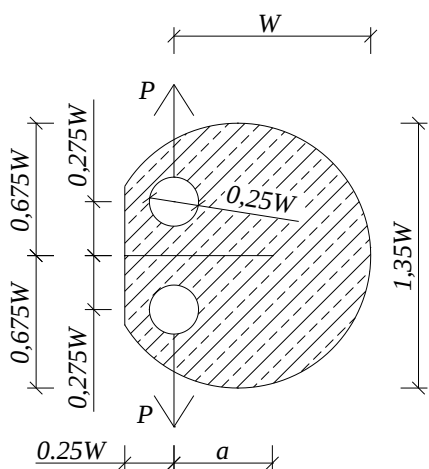
Obsah

1 Úvod.....	9
2 Súčasný stav poznania	12
3 Ciele práce	14
4 Metodika.....	15
4.1 Lomová mechanika.....	15
4.2 Dvojparametrová lomová mechanika	20
4.3 Výpočtové prostredie ANSYS.....	23
4.3.1 Modelovanie telies	23
4.3.2 Príkaz KCALC a KSCON.....	26
4.3.3 Geometrie skúšobných telies.....	27
5 Výsledky	28
5.1 Porovnanie výpočtu s literatúrou	28
5.2 Vplyv modifikácie skúšky na hodnoty lomovo-mechanických parametrov	29
5.3 Vplyv polohy zaťažovacej sily na hodnoty lomovo-mechanických parametrov pri modifikovanej CT skúške	31
6 Diskusia výsledkov	34
7 Záver	37
8 Literatúra	39
8.1 Zdroje.....	39
8.2 Zoznam prác autora.....	40
9 Zoznam použitých skratiek a symbolov.....	41
10 Zoznam obrázkov a tabuliek	42
10.1 Zoznam obrázkov.....	42
10.2 Zoznam tabuliek	43
11 Zoznam príloh	44
A Geometrie skúšobných telies	45
B Príklad vstupného súboru	47
C CV autora.....	50

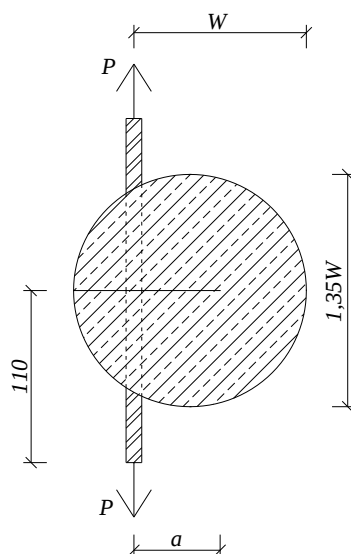
1 ÚVOD

Táto práca sa zaoberá skúmaním lomovo-mechanických parametrov na telesách z kvazikrehkých materiálov. Analýza únavového správania heterogénnych materiálov patrí k pomerne mladej problematike v rámci lomovej mechaniky. Medzi najčastejšie využívané skúšky pre stanovenie lomovo-mechanických vlastností týchto materiálov patrí skúška trojbodovým ohybom (3PB), štvorbodovým ohybom (4PB) a skúška klinovým štiepením (WST). Tieto skúšky porovnáva napríklad [13].

Skúška excentrickým ťahom, ďalej označovaná z anglického názvu compact tension test (skúška CT), sa využíva pri skúmaní únavového správania kovových materiálov [4], zatiaľ čo pre využitie s materiálmi na bázi cementových kompozitov sa javí vzhľadom na geometriu skúšobných telies ako nevhodná. V tejto práci budú preskúvané lomovo-mechanické parametre získané modifikovanou variantou CT skúšky, ktorá vďaka upravenej geometrii skúšobných telies už únavové testovanie kvazikrehkých materiálov (tj. betón, cementová pasta a.i.) umožňuje. Geometrie skúšobných telies pre klasickú CT skúšku a jej modifikovanú verziu pre kvazikrehké materiály sú zobrazené na Obr. 1 a Obr. 2.

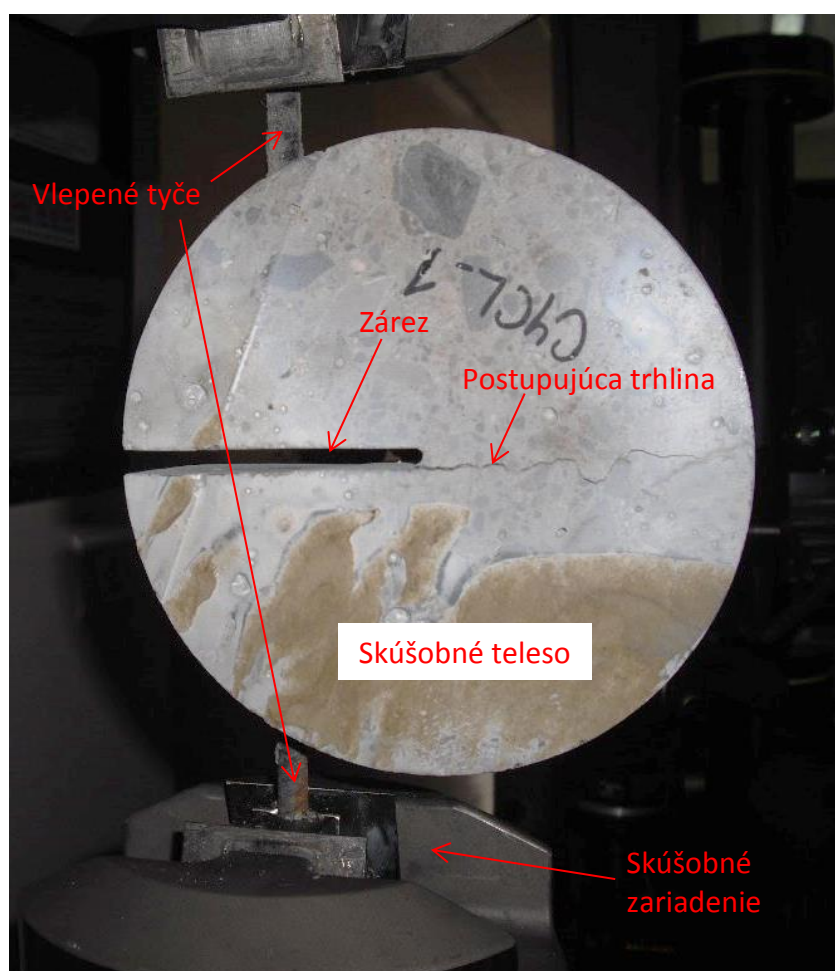


Obr. 1 Skúšobné teleso, štandardná CT skúška [1]



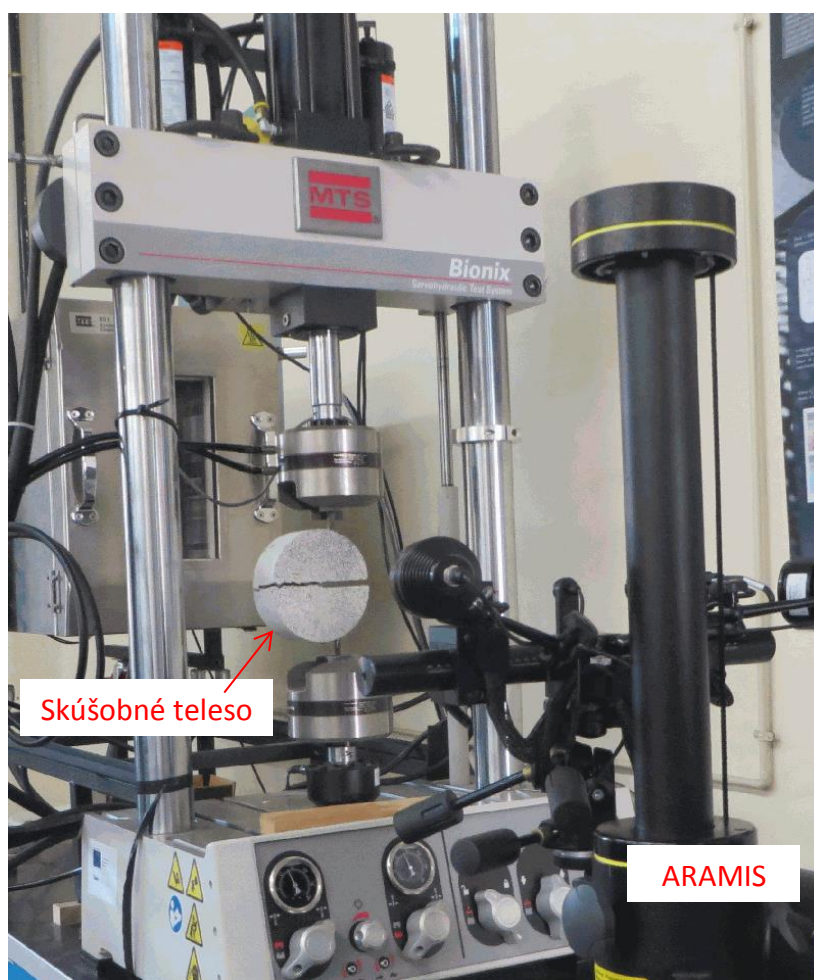
Obr. 2 Skúšobné teleso, modifikovaná CT skúška

Skúšobné telesá majú kruhový tvar, je teda možné ich jednoducho vyrobiť z jadrových vývrtov z hotových konštrukcií. Odvrt sa následne upraví tak, že sa do neho diamantovou pilou vyreže 2 až 3 mm široký iniciačný zárez požadovanej dĺžky a následne sú do telesa kolmo na zárez proti sebe vyvrtané dva otvory, do ktorých sa vhodným epoxidovým lepidlom vlepia oceľové tyče a pomocou nich je teleso následne uchytené do čelustí servo-hydraulického skúšobného zariadenia. Reálne skúšobné teleso pre modifikovanú CT skúšku je na fotografii na Obr. 3. Tieto skúšky boli realizované v spolupráci so španielskou univerzitou University of Oviedo v rámci vzájomného projektu a bližšie sa nimi zaoberá [10]. Meranie bolo realizované pomocou optického zariadenia ARAMIS [21], viď Obr. 4.



Obr. 3 Ukážka umiestnenia skúšobného telesa pri experimentálnom meraní,
modifikovaná CT skúška

Vzhľadom na to, že parametre modifikovanej skúšky nie sú známe, budú ako prvý krok vypočítané hodnoty jednotlivých parametrov pre modifikovanú CT skúšku porovnané s výsledkami získanými pri štandardnej CT skúške. Ešte predtým ale numerický model overíme pomocou známych výsledkov pre CT skúšku [1], čím sa zistí, s akou mierou presnosti model počíta a prípadne sa použitá sieť odladí. Pre numerickú simuláciu jednotlivých skúšok bolo využité softvérové prostredie ANSYS, využívajúce metódu konečných prvkov (MKP) [19].



Obr. 4 Skúšobná zostava pre experimentálne meranie, servohydraulický pulzátor a zariadenie ARAMIS

2 SÚČASNÝ STAV POZNANIA

V telese s prítomným koncentrátorom napätia typu trhlina, je možné popísať stav napätosti v ľubovoľnom bode telesa pomocou nekonečnej mocninnej rady, tzv. Williamsovho rozvoja [7].

Pre stanovenie lomovo-mechanických parametrov potrebujeme poznať rozloženie napätia, prípadne deformácie v okolí koreňa trhliny (kapitola 4.1). Klasická, jednoparametrová, lomová mechanika vychádza vo svojej podstate pri popise napätia a deformácie v tejto oblasti z prvého, vzhľadom k vzdialenosti od vrcholu trhliny singulárneho člena tohto rozvoja, zatiaľ čo všetky nasledujúce členy zanedbáva. Neuvažuje teda vplyv veľkosti telesa (deformácie a multiaxiality napätia) na hodnoty lomovo-mechanických parametrov. Postupnými meraniami sa ale ukázalo, že tento jednoparametrový popis napätia nie je vždy postačujúci a že takto zistené hodnoty kritických veličín v laboratórnych podmienkach nemusia byť vo všetkých prípadoch aplikovateľné na reálne konštrukcie.

Touto problematikou sa zaoberá dvojparametrová lomová mechanika, ktorá vplyv deformácie a spomínanej multiaxiality napätia v okolí koreňa trhliny zohľadňuje započítaním druhého, konštantného člena rozvoja (viď kapitola 4.2) [1] [18].

Vplyvom polohy tyče W a relatívnej dĺžky trhliny α z rovnice (1) na priebeh zaťažovacieho diagramu (závislosť zaťažovacej sily a COD (crack opening displacement) – rozovretie trhliny) a hodnoty lomovej energie pri modifikovanej CT skúške na kvazikrehkých materiáloch sa zaoberá [8]. Bolo zistené, že pri nezmenenej relatívnej dĺžke má zmena parametru W na výsledky zanedbateľný vplyv. V elastickej fáze sú diagramy takmer zhodné a v klesajúcej časti sú ich trendy približne rovnobežné. Na druhej strane ale odolnosť vzorku voči úplnému porušeniu sa už s parametrom W pri nezmenenej relatívnej dĺžke trhliny mení.

$$\alpha = \frac{a}{W} \tag{1}$$

V práci [9] je popísaný vplyv modelovania podpory, hustoty siete MKP a tým, či sa použijú podmienky rovinnej deformácie alebo rovinnej napätosti. Bolo zistené, že pre dosiahnutie výstižnejších výsledkov je lepšie v okolí koreňa trhliny sieť zahustiť (zmenšenie výpočtového elementu v blízkosti koncentrátora napätia). Ukázalo sa, že spôsob modelovania podpory nemá v rámci rovinnej napätosti (RN) príp. rovinnej deformácie (RD) zásadný vplyv (v zmysle Saint-Vénanta [14]). Na druhej strane, je potreba poriadne zvážiť v závislosti na pomere šírky a charakteristického rozmeru W skúšobného telesa, či sa v danom prípade použijú podmienky RN alebo RD, pretože na získané výsledky to malo pomerne veľký dopad.

3 CIELE PRÁCE

Cieľom tejto práce je prevedenie a vyhodnotenie numerickej podpory pre stanovenie lomovo mechanických parametrov na skúšobných telesách pri modifikovanej skúške excentrickým ťahom (modifikovaná CT skúška, viď [1] [4] [5]).

Na základe numerických simulácií bude vyhodnotený vplyv modifikácie skúšky na hodnoty lomovo-mechanických parametrov - faktorov biaxiality (popísané v kapitole 4.2, tiež B faktor), ktoré v sebe zahŕňajú vplyv geometrie telesa (veľkosť, okrajové podmienky).

Výpočet bude prevedený pre rôzne geometrické konfigurácie skúšobných telies vyjadrené pomerom α z rovnice (1), dĺžky trhliny a a polohy zaťažovacej sily W , zrejmých z Obr. 2. Pre vyhodnotenie vplyvu modifikácie skúšky budú pre obe typy skúšok (klasickú aj modifikovanú) modelované telesá s rôznou dĺžkou trhliny pre nemennú hodnotu polohy tyče W . V numerických simuláciách pre zistenie vplyvu polohy tyče sa prevezmú hodnoty α z prvej simulácie a aplikujú sa postupne na telesá s rôznymi hodnotami parametru W pri nezmenenom priemere.

Sledovať sa bude vplyv jednotlivých zmien na hodnoty B faktorov. Výsledné hodnoty budú vynesené v grafoch vyjadrujúcich závislosť sledovaných faktorov na geometrii telesa – pomeru α .

Cieľ práce je vyhodnotiť vplyv spomínaných zmien a v prípade zistenia nezanedbateľných odchýliek uviesť odpovedajúce kalibračné krivky pre hodnoty faktorov biaxiality. Štúdia je vytvorená na základe predpokladov vychádzajúcich z dvojparametrovej lomovej mechaniky (kapitola 4.2).

4 METODIKA

4.1 LOMOVÁ MECHANIKA

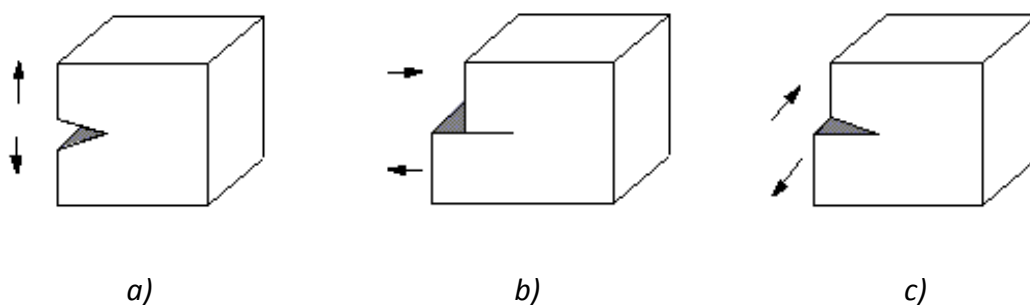
Lomová mechanika je relatívne mladý vedný odbor, ktorý v svojej teoretickej časti vychádza z predstavy telesa ako kontinua s trhlinou. Jeho výraznejšiemu rozvinutiu predchádzali havárie na reálnych konštrukciách rôzneho typu (najmä oceľových) [3], u ktorých namáhanie zďaleka nedosahovalo medze klzu. K týmto haváriám dochádzalo náhle, bez predchádzajúcej plastickej deformácie. Mali charakter krehkého lomu a boli spôsobené vysokým cyklickým namáhaním, ktoré viedlo k vzniku trhlín. Zavádza sa preto pojem únavová trhlina. Táto je v reálnych konštrukciách pomerne bežný jav a predstavuje koncentrátor napätia – teda miesto, v ktorom dosahuje napätie výrazne vyšších hodnôt než v neporušenom materiáli bez trhliny a je preto zdrojom možnej poruchy. Z tohto dôvodu nie sú klasické modely dimenzovania konštrukcií, založené na predpoklade materiálu ako homogenného izotropného kontinua, úplne dostačujúce. Lomová mechanika ako vedný odbor poskytuje odpovede na otázky [3]:

- zostatková pevnosť,
- prípustná veľkosť trhliny pre očakávané zaťaženie,
- potrebná doba pre nárast trhliny do jej kritickej veľkosti,
- dĺžky periód pravidelných kontrol zisťujúcich rast trhliny,
- voľba najvhodnejšieho materiálu pre požadované vlastnosti konštrukcie.

V priebehu svojho vývoja sa lomová mechanika rozdelila na dve hlavné oblasti - lineárne elastickú lomovú mechaniku a elastoplastickú lomovú mechaniku. V prípade lineárne elastickej lomovej mechaniky sa predpokladá, že rozsah plastickej deformácie v okolí koreňa trhliny je v porovnaní s rozmermi telesa zanedbateľný, zatiaľ čo elastoplastická lomová mechanika považuje vplyv plastických deformácií za výrazný a nezanedbateľný [1].

Každý z týchto prístupov využíva pre popis napätia v okolí koreňa trhliny iný parameter. V oblasti elastoplastickej lomovej mechaniky je lomové kritérium formulované na energetickom podklade a využíva napríklad koncepciu rozovretia trhliny (COD), J-integrálu (s kritickou hodnotou J_{IC}), ekvivalentnej energie a pod. [16]. V tejto práci sa vychádza z predpokladov lineárne elastickej lomovej mechaniky.

Lineárne elastická lomová mechanika využíva pre popis napätia a deformácie v okolí koreňa trhliny napäťové kritérium. Jedna z koncepcií možného popisu je koncepcia súčiniteľa intenzity napätia – K (anglicky stress intensity factor) s jednotkou $[MPa \cdot m^{-0.5}]$. Z hľadiska spôsobu zaťaženia trhliny sa môže súčiniteľ K nachádzať v jednom z troch módov znázornených na Obr. 5, prípadne v ich kombinácii [3].



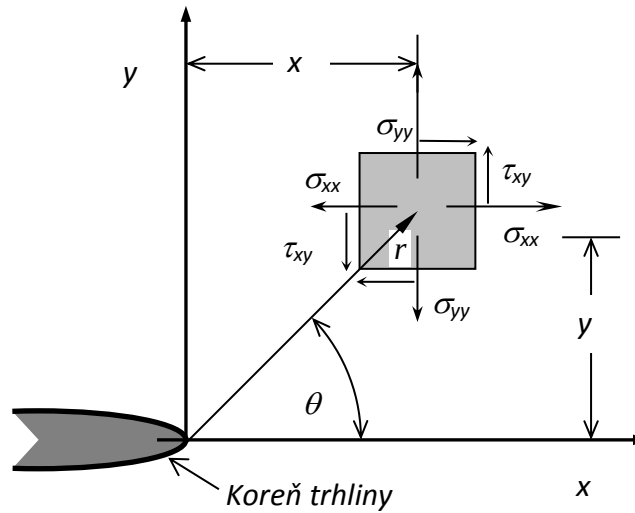
Obr. 5 Módy namáhania a) K_I - normálový, b) K_{II} - šmykový, c) K_{III} - antirovinný

V prevažnej väčšine prípadov reálnych konštrukcií sa vyskytuje mód I, jedná sa najmä o spodný okraj prvkov zaťažených ohybom, prvky namáhané normálovou silou, a pod. Tento prípad je z hľadiska praktického využitia najdôležitejší. Pre prax je podstatná jeho kritická hodnota K_{IC} - lomová húževnatosť. Je to materiálová charakteristika, ktorá má pre lomovú mechaniku veľký význam a vyjadruje odolnosť materiálu voči iniciácii nestabilného lomu za podmienok rovinnej deformácie (plain strain) [3].

Tenzor napätia v telese s trhlinou sa dá v oblasti elastických deformácií vyjadriť pomocou nekonečnej mocninnej rady, podľa jej autora, tzv. Williamsovho rozvoja, ktorý má nasledujúci tvar

$$\sigma_{ij} = \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_n \frac{n}{2} \right) r^{\frac{n}{2}-1} f_{ij}(n, \theta), \quad (2)$$

kde A_n je koeficient pre odpovedajúci mód namáhania, f_{ij} je bezrozmerná tvarová funkcia závislá na polárnom uhle θ . Súradnicový systém je polárny, so súradnicami (r, θ) a s počiatkom vo vrchole trhliny, znázornený na Obr. 6. Prvý člen rozvoja je vzhľadom k vzdialenosti od trhliny r singulárny ($r^{-0.5}$), druhý člen na vzdialenosti nezávisí (r^0). Ostatné členy rozvoja konvergujú pre $r \rightarrow 0$ k nule [1] a zanedbávajú sa.



Obr. 6 Polárny a kartézsky súradnicový systém s počiatkom v koreni trhliny

V prípade, že je trhlina orientovaná v smere osi x a (r, θ) polárne súradnice s počiatkom v koreni trhliny, môžeme pole napätia a posuvy pre prvý mód namáhania charakterizovať vzťahmi [7]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_n \frac{n}{2} \right) (r)^{\frac{n}{2}-1} \begin{Bmatrix} \left\{ 2 + (-1)^n + \frac{n}{2} \right\} \cos\left(\frac{n}{2} - 1\right)\theta - \left(\frac{n}{2} - 1\right) \cos\left(\frac{n}{2} - 3\right)\theta \\ \left\{ 2 + (-1)^n - \frac{n}{2} \right\} \cos\left(\frac{n}{2} - 1\right)\theta + \left(\frac{n}{2} - 1\right) \cos\left(\frac{n}{2} - 3\right)\theta \\ - \left\{ (-1)^n + \frac{n}{2} \right\} \sin\left(\frac{n}{2} - 1\right)\theta + \left(\frac{n}{2} - 1\right) \sin\left(\frac{n}{2} - 3\right)\theta \end{Bmatrix}, \quad (3)$$

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{2\mu} (r)^{\frac{n}{2}} \begin{Bmatrix} k \cos\left(\frac{n}{2}\right)\theta - \frac{n}{2} \cos\left(\frac{n}{2} - 2\right)\theta + \left\{ \frac{n}{2} + (-1)^n \right\} \cos\frac{n\theta}{2} \\ k \sin\left(\frac{n}{2}\right)\theta + \frac{n}{2} \sin\left(\frac{n}{2} - 2\right)\theta - \left\{ \frac{n}{2} + (-1)^n \right\} \sin\frac{n\theta}{2} \end{Bmatrix}, \quad (4)$$

kde pre rovinnú deformáciu $k = 3-4\nu$ a pre rovinnú napätosť $k = (3-\nu)/(1+\nu)$. A_n sú konštanty, μ a ν modul pružnosti v smyku a Poissonov súčiniteľ. Za predpokladu platnosti lineárne elastickej lomovej mechaniky, bude rozdelenie napätia v prvom móde nasledovné [7]:

$$\sigma_{ij} = \frac{A_1}{\sqrt{r}} f_{ij}^I(\theta) + A_2 f_{ij}^I(\theta) + A_3 f_{ij}^I(\theta) \sqrt{r} + \dots \quad (5)$$

Po dosadení tvarových funkcií do Williamsovho rozvoja (5) dostaneme konečné vzťahy pre zložky napätia [3]. Tvarové funkcie pre mód I majú nasledujúci tvar:

$$f_{xx}^I = \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right], \quad (6)$$

$$f_{yy}^I = \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right], \quad (7)$$

$$f_{xy}^I = \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}. \quad (8)$$

Súčiniteľ intenzity napätia K_I je daný konštantou úmernosti A_1 v prvom, vzhľadom k vzdialenosti r singulárnom člene. Pre hodnoty zložiek napätia potom platia vzťahy [5]:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \sigma_{x0} + O(\sqrt{r}) + \dots, \quad (9)$$

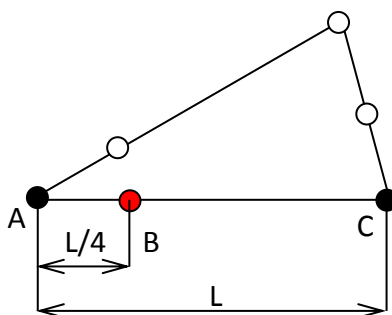
$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + O(\sqrt{r}) + \dots, \quad (10)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + O(\sqrt{r}) + \dots \quad (11)$$

Klasická (jednoparametrová) lomová mechanika uvažuje pri popise napätia a deformácie v okolí koreňa trhliny len jediný parameter a to prvý člen Williamsovho rozvoja – už spomínaný súčiniteľ intenzity napätia K_I . Kľúčovým tvrdením takto koncipovanej lomovej mechaniky je predpoklad, podľa ktorého kritická hodnota tohto parametra, K_{IC} , je materiálová konštanta nezávislá na geometrii telesa. Takýto

predpoklad umožňuje hodnoty namerané na skúšobných laboratórnych vzorkách prenášať na reálne konštrukcie a neuvažuje pri tom vplyv multiaxiality napätia na lomové chovanie. Rôzne merania ale naznačujú, že ako veľkosť telesa, tak aj multiaxialita napätia môže mať na chovanie trhliny vplyv. Tento jav sa nazýva constraint efekt a svojím spôsobom vyvoláva pochybnosti o prenose hodnôt kritických veličín nameraných v laboratórnych podmienkach na skutočné konštrukcie [1].

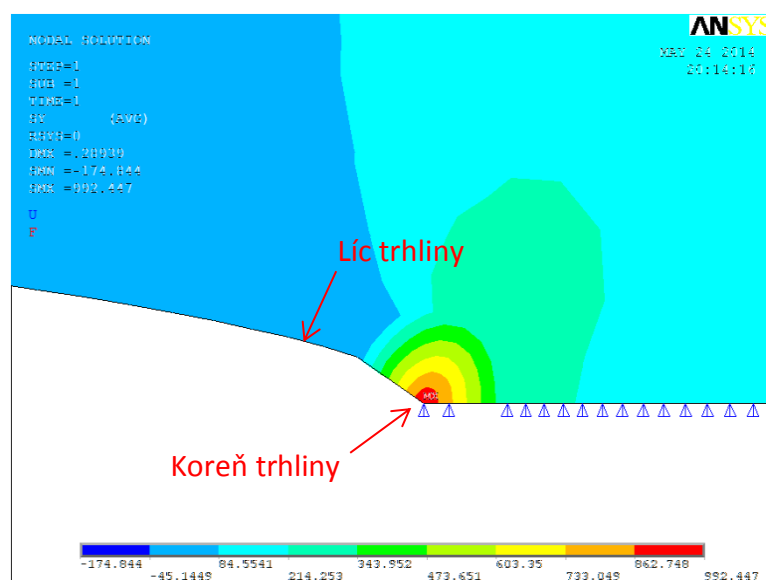
V prípade bežných, často sa opakujúcich geometrií telies, je možné hodnoty súčiniteľa intenzity napätia dohľadať v literatúre, napr. [4]. V prípade zložitejších geometrií a okrajových podmienok je nutné hodnotu súčiniteľa intenzity napätia dopočítať. Je možné použiť viaceré numerické metódy, z ktorých najvýhodnejšia je metóda konečných prvkov. Existuje rada postupov, ako sa z výsledkov získaných pomocou MKP stanoví hodnota súčiniteľa. Zhrnutie najčastejšie používaných postupov výpočtu pomocou MKP nájdeme v [11]. Pre výpočet faktoru intenzity napätia je vždy potrebné poznať hodnoty napätia a posunutia bodov v telese, hlavne v blízkom okolí vrcholu trhliny. Presnosť výpočtu potom závisí na množstve prvkov, a teda hustote použitej MKP siete. Pre účely tejto práce bol pre výpočet použitý príkaz KCALC obsiahnutý v prostredí ANSYS. Tento príkaz pracuje na základe metódy posunutých uzlových bodov (MPUB), bližšie je popísaný v kapitole 4.3.2. Táto metóda spočíva v posunutí uzlových bodov bezprostredne susediacich s vrcholom trhliny do jednej štvrtiny Obr. 7. Takto sa modeluje singularita prvého člena $1/\sqrt{r}$. T-napätie sa potom určí na takto modifikovanom prvku z uzlových posunov. Táto metóda je rýchla a dosahuje pomerne presné výsledky aj pri hrubšej sieti MKP [11].



Obr. 7 Posunutie uzlových bodov pri MPUB [2]

4.2 DVOJPARAMETROVÁ LOMOVÁ MECHANIKA

Dvojparametrová lineárne elastická lomová mechanika umožňuje zohľadniť vplyv constraintu uvážením ďalšieho, druhého člena vo Williamsovom rozvoji. Súčiniteľ intenzity napätia sa teda naďalej uvažuje, ale pribudne druhý, konštantný parameter, nazývaný tiež T-napätie. Potom sa predpokladá, že dve rôzne telesá majú zhodné lomovo mechanické vlastnosti (sú teda rovnako náchylné ku krehkému lomu) v prípade, že sa dá v oboch prípadoch trhlinka popísať rovnakou hodnotou súčiniteľa intenzity napätia K_I , aj parametra popisujúceho constraint, T-napätia. Nevyhnutnou podmienkou pre aplikáciu dvojparametrovej lomovej mechaniky je teda znalosť hodnôt faktoru intenzity napätia K_I , aj T-napätia. Pole napätia v okolí koreňa trhliny deformovaného telesa je znázornené na Obr. 8.



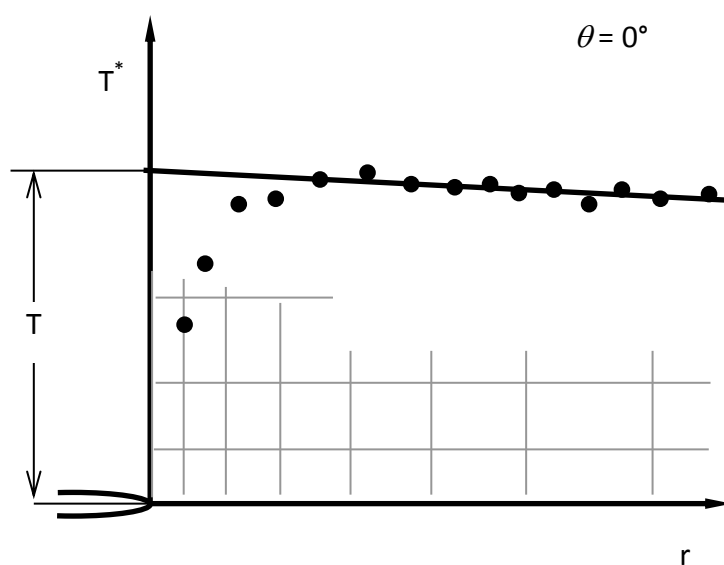
Obr. 8 Pole napätia v okolí koreňa trhliny

Rovnako ako v prípade faktoru intenzity napätia, aj hodnoty T-napätia sú pre najčastejšie používané geometrie telies spočítané a dajú sa dohľadať v literatúre (napr. pre klasickú skúšku excentrickým ťahom) [1]. V prípade zložitejších geometrií je znovu nutné hodnotu dopočítať. O rôznych postupoch výpočtu T-napätia pomocou metódy konečných prvkov pojednáva [12].

Kedže prostredie softvéru ANSYS príkaz na stanovenie hodnoty T-napätia neobsahuje, bolo nutné využiť jednu z možných metód. V tejto práci bola aplikovaná diferenčná metóda [15]. Patrí medzi priame metódy a využíva fakt, že parameter T-napätie sa vzťahuje iba k zložke napätia σ_{xx} [12]. Z analýzy rozloženia napätia podľa Williamsovho rozvoja potom plynú vzťah (za predpokladu pohybu po osi x , $\theta = 0^\circ$):

$$T = \sigma_{x0} = \lim_{r \rightarrow 0} (\sigma_{xx} - \sigma_{yy}). \quad (12)$$

Presnosť tejto metódy je závislá, rovnako ako u priamych metód pre výpočet súčiniteľa intenzity napätia [11], na voľbe siete MKP. Vzhľadom na to, že hodnoty napätia tesne za vrcholom trhliny sú zaťažené najväčšou chybou, prvé hodnoty sa do dosiahnutia vyhovujúcej presnosti ignorujú. Samotné stanovenie hodnoty T-napätia sa potom vykoná extrapoláciou lineárnej časti grafu (**Error! Reference source not found.**). Graf pozostáva z hodnôt T-napätia vynesných v diskretných bodoch za vrcholom trhliny. Tieto hodnoty boli v pracovnom prostredí MS Excel [22] extrapolované preložením lineárnou trendovou spojniciou. Nevýhodou tejto metódy je, že spolu s ostatnými priamymi metódami patrí medzi menej presné. Pre porovnanie s inými metódami viď [12].



Obr. 9 Stanovenie hodnoty T-napätia extrapoláciou rozdielov hodnôt napätia z rovnice (12) do vrcholu trhliny

Používaný ekvivalent T-napätia charakterizujúci constraint je bezrozmerný faktor biaxiality B_2 . Ako sa uvádza v [6], faktor intenzity napätia a T-napätie je možné pre jednotlivé konfigurácie skúšobných telies normalizovať na bezrozmerný tvar podľa nasledujúcich vzťahov:

$$K_0 = \frac{P}{t \sqrt{W}}, \quad (13)$$

$$B_1 = \frac{K_I}{K_0}, \quad (14)$$

$$B_2 = \frac{T \sqrt{\pi a}}{K_I}, \quad (15)$$

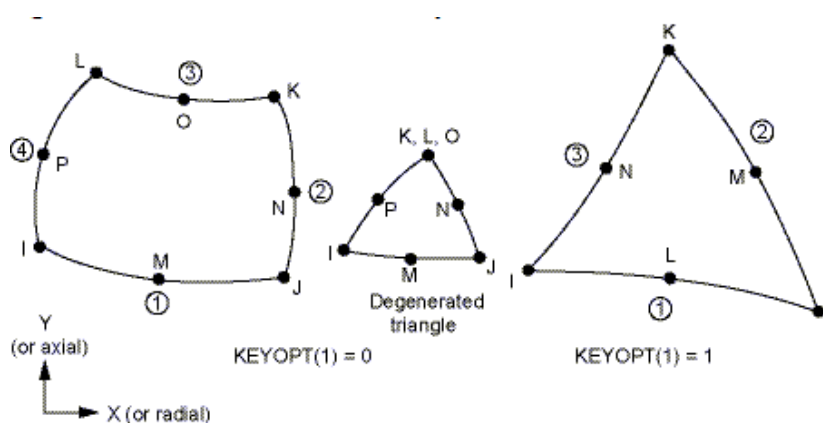
pričom v rovniciach je P zaťažovacia sila, t hrúbka telesa a parametre a a W sú dĺžka trhliny a poloha pôsobiska sily, znázornené na Obr. 1 a Obr. 2. Hodnoty faktorov biaxiality B_1 až B_4 boli pre základné typy lomovo-mechanických skúšobných telies spočítané a uvádza ich literatúra [1].

4.3 VÝPOČTOVÉ PROSTREDIE ANSYS

Výpočtové prostredie ANSYS [19] prevádza výpočet pomocou metódy konečných prvkov (tiež anglicky FEM – finite element method). Pre jednotlivé geometrie skúšobných telies boli vytvorené vstupné súbory s parametrizovanými hodnotami jednotlivých rozmerov, vďaka čomu bolo možné jednoducho nastaviť požadovanú úpravu telesa. Príklad vstupného súboru je uvedený v prílohe (B). Z dôvodu ušetrzenia časového kroku výpočtu využijeme symetrickitu telesa a modeluje sa len jedna polovica telesa.

4.3.1 MODELOVANIE TELIES

Pred modelovaním telesa je nutné zvoliť typ elementu z knižnice v ANSYS. Pre výpočty v tejto práci je vhodný typ podľa manuálu ANSYS PLANE183, jedná sa o 2D, 8-uzlový alebo 6-uzlový element. Tvar elementu môže byť trojuholníkový alebo štvorcový podľa Obr. 10, v našich výpočtoch bol použitý štvorcový.

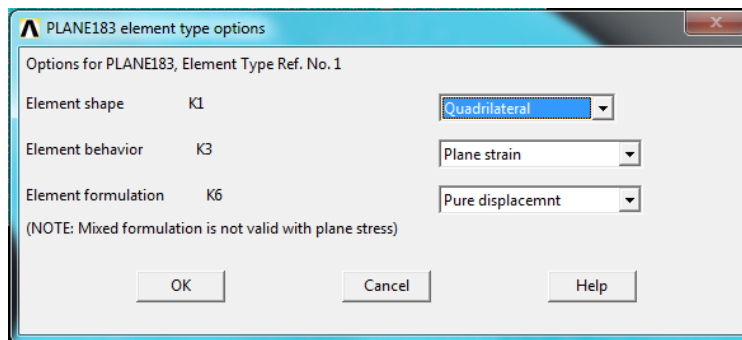


Obr. 10 Tvar elementu pre typ PLANE183, prevzaté z [20]

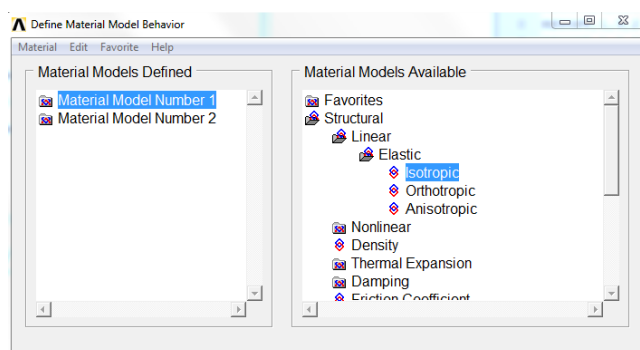
Typ elementu spolu s materiálovými konštantami sú potom pridelené jednotlivým použitým materiálom. Nastavenie typu elementu je znázornené na Obr. 11. Uvažovaný materiálový model pre použité materiály je štruktúrally, lineárny, elastický, izotropný (Obr. 12). Hodnoty materiálových charakteristík pre lineárne elastický výpočet, teda Youngov modul E a Poissonovo číslo ν sú uvedené v Tab. 1.

Tab. 1 Použité materiálové charakteristiky, Youngov modul E a Poissonovo číslo ν

	E [MPa]	ν [-]
Betón	44 000	0,2
Oceľ	210 000	0,3

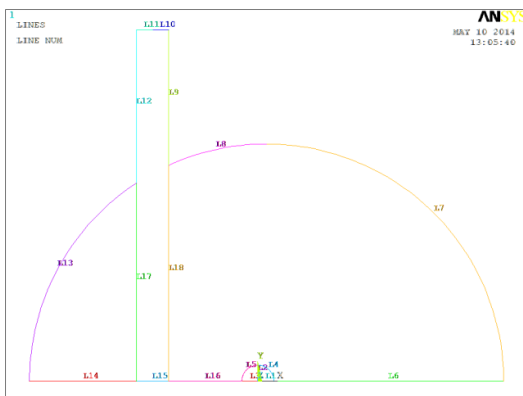


Obr. 11 Nastavenie typu elementu v prostredí ANSYS

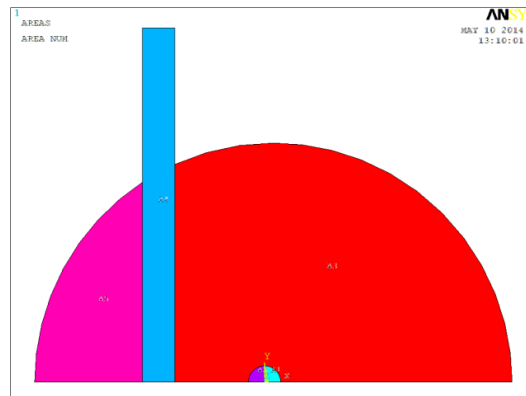


Obr. 12 Vlastnosti pre materiálový model

Geometria telies sa ukladá do databázy a pozostáva z entít, ktoré na seba navzájom nadväzujú. Základný modelový prvok je uzel (keypoint), bodmi sú vynesené línie (line), ktoré ďalej vymedzujú plochy (area). Pri riešení 3D objektu sú z plôch vytvorené objemy. Tvorba geometrie je znázornená na Obr. 13 a Obr. 14. Takto vymodelované teleso je možné vyplniť sieťou konečných prvkov (meshing).

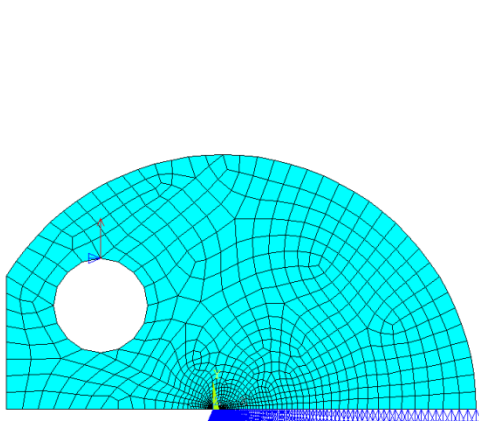


Obr. 13 Model obsahující uzly a línie

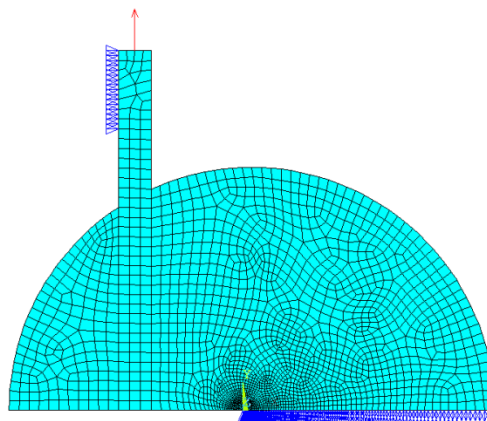


Obr. 14 Model vyplnený plochami, pripravený na generovanie MKP siete

Sieť konečných prvkov bola v blízkom okolí koreňa trhliny 5x zahustená z dôvodu získania presnejších výsledkov v oblasti s vysokou koncentráciou napätia pri použití priamych metód výpočtu parametrov, vid' kap. 4.2. Chýbajúca symetrická polovica telesa je modelovaná ako lineárna podpora, zamedzujúca zvislému posuvu v mieste „roztrhnutia“. Uchytenie tyče do čelustí skúšobného zariadenia je modelované ako podpora brániaca posuvu v horizontálnom smere, aplikovaná na plochu tyče do vzdialenosti 3 cm od jej okraja tak, aby odpovedala reálnemu uchyteniu do čelustí pulzátoru podľa Obr. 4. Na telesách pre štandardnú skúšku CT sú okrajové podmienky riešené obdobným spôsobom. Zaťažovacia sila pôsobiaca na tyč je modelovaná ako bodová sila v mieste výslednice - uprostred. Okrajové podmienky oboch skúšobných telies sú znázornené na Obr. 15 a Obr. 16.



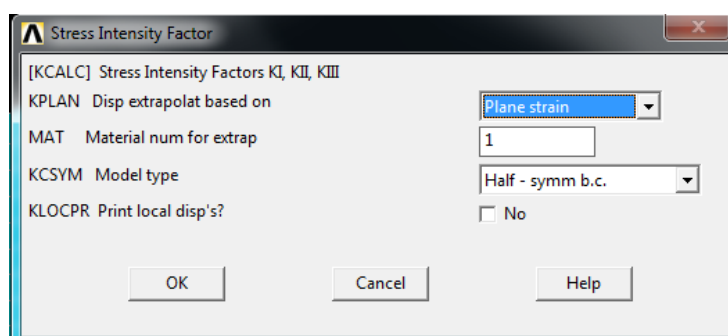
Obr. 15 Sieť MKP a okrajové podmienky, štandardné CT



Obr. 16 Sieť MKP a okrajové podmienky, modifikované CT

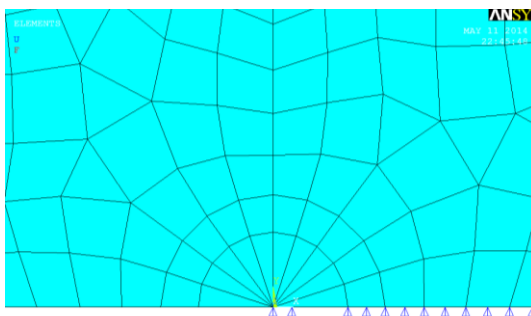
4.3.2 PRÍKAZ KCALC A KSCON

Softvérové prostredie ANSYS umožňuje priame stanovenie hodnoty súčiniteľa intenzity napätia pomocou príkazu KCALC. Tento príkaz vyžaduje nastavenie štyroch parametrov (Obr. 17). Je treba zadať že sa jedná o rovinnú deformáciu a že pracujeme len s polovicou telesa (je symetrické). Z toho potom vyplýva, že množina bodov pre výpočet bude trojprvková a to jeden bod v koreni trhliny a dva na jej povrchu. Tento príkaz pracuje na metóde posunutých uzlových bodov a vyžaduje, aby bol počiatok súradnicového systému nastavený v koreni trhliny a aby bola trhlinka rovnobežná s osou x.

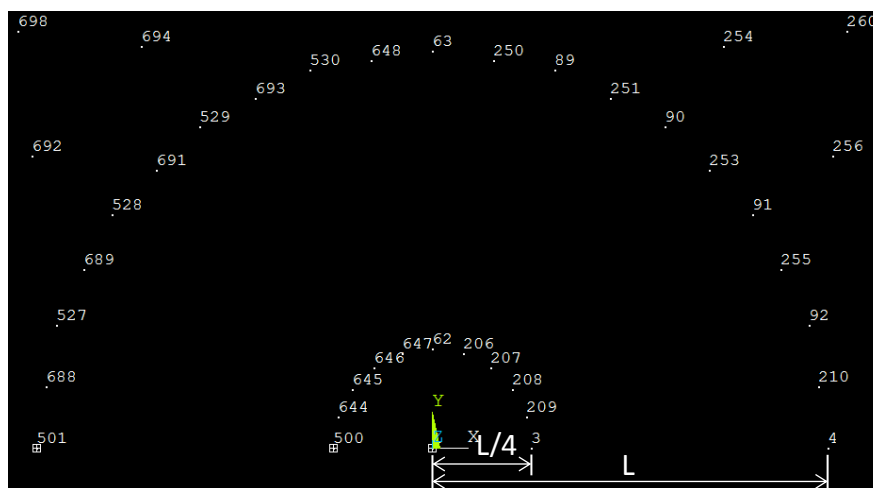


Obr. 17 Okno s nastavením príkazu KCALC

K tejto príprave je vhodné použiť príkaz KSCON, ktorý posunie stredový uzol do vzdialenosti $1/4L$ v okolí koreňa (Obr. 18). Na takto upravenej sieti MKP je možné aplikovať metódu výpočtu pomocou posunutých uzlových bodov. Uzly v bezprostrednom okolí trhliny a „cesta“ pre vyhodnotenie K_I sú znázornené na Obr. 19.



Obr. 18 Vytvorenie rozetky okolo miesta koncentrácie napätia pomocou príkazu KSCON



Obr. 19 Poloha uzlov vytvorená príkazom KSCON

4.3.3 GEOMETRIE SKÚŠOBNÝCH TELIES

Výpočty boli prevedené na skúšobných telesách s hodnotami pomeru α uvedenými v Tab. 1, pričom a je dĺžka trhliny a W je poloha tyče, vid' Obr. 1 a Obr. 2. Obvykle uvažovaný pomer priemeru vzorku D a polohy sily W pre CT telesá je $D/W = 1,35$. Práca sa zaoberá nie len štandardným telesom, ale predpokladá aj istú nepresnosť vzniknutú pri umiestňovaní železných tyčí. Z tohto dôvodu sa pri skúmaní vplyvu tejto nepresnosti bude meniť umiestnenie sily W pri zachovaní priemeru telesa $D = 150$ mm.

Pre porovnanie štandardnej a modifikovanej skúšky CT boli modelované telesá s polohou tyče $W = 110$ mm a zvyšnými rozmermi dopočítanými v súlade s literatúrou [1] podľa Obr. 1. V tomto prípade bol použitý materiál oboch telies (CT a modifikované CT) betón. Obrázky jednotlivých modelov s rozmermi sú v prílohe A.

Tab. 2 Hodnoty geometrických parametrov skúšobných telies

a [mm]	α [-]					
W [mm]	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
100	30	40	50	60	70	80
110	33	44	55	66	77	88
120	36	48	60	72	84	96

5 VÝSLEDKY

5.1 POROVNANIE VÝPOČTU S LITERATÚROU

Boli modelované telesá pre štandardnú CT skúšku podľa Obr. 15 s hodnotou parametru $W = 110$ mm a odpovedajúcimi hodnotami dĺžky trhliny a pre jednotlivé pomery α podľa Tab. 1. Geometria telesa v tomto prípade presne odpovedala literatúre [1] podľa Obr. 1. Vypočítané hodnoty parametrov B_1 a B_2 boli porovnané s hodnotami uvedenými v literatúre [1] pre zistenie, s akou presnosťou model počíta. Všetky hodnoty a vypočítané odchýlky sú uvedené v Tab. 3 a Tab. 4.

Tab. 3 Porovnanie vypočítaných hodnôt B_1 s tabuľkovými hodnotami

α	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
B_1 - výpočet	5,633	7,509	10,177	14,539	22,834	42,786
B_1 - literatúra	5,682	7,533	10,208	14,561	22,833	42,738
Odchýlka [%]	0,9	0,3	0,3	0,2	0,0	0,1

Tab. 4 Porovnanie vypočítaných hodnôt B_2 s tabuľkovými hodnotami

α	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
B_2 - výpočet	0,149	0,340	0,519	0,682	0,803	0,921
B_2 - literatúra	0,149	0,326	0,509	0,655	0,788	0,951
Odchýlka [%]	0,0	4,3	2,0	4,1	1,9	3,2

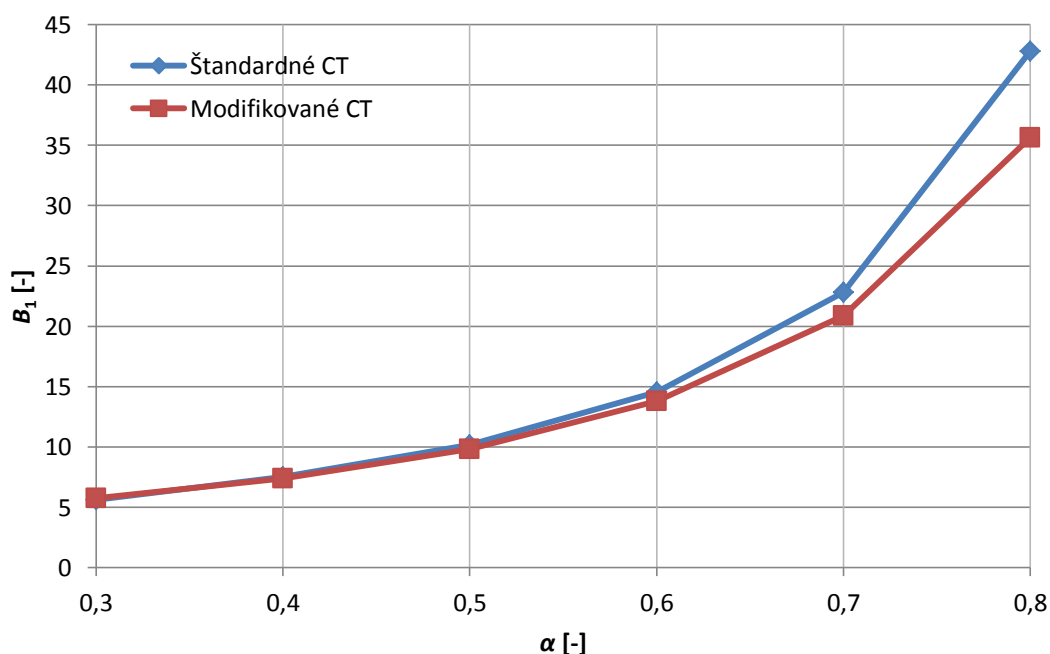
V prevažnej väčšine prípadov odchýlka vypočítanej hodnoty od hodnoty uvádzanej v literatúre nepresiahne 2%. Model teda počíta presne a je ho možné použiť pre ďalšie simulácie.

5.2 VPLYV MODIFIKÁCIE SKÚŠKY NA HODNOTY LOMOVO-MECHANICKÝCH PARAMETROV

Hodnoty pre štandardnú skúšku boli vypočítané a overené v kap. 5.1. Je možné overiť vplyv modifikácie skúšky pri rovnakom umiestnení sily $W = 110$ mm. Vypočítané hodnoty B_1 a B_2 faktorov pre štandardnú a modifikovanú variantu CT skúšky sú uvedené v Tab. 5 a Tab. 6 s vynesением do grafov na Obr. 20 a Obr. 21. Telesá boli v tomto prípade modelované tak, aby rozmery odpovedali rozmerom telesa štandardnej CT skúšky uvažovanom v kap. 5.1. Na teleso z Obr. 2 boli teda aplikované rozmery podľa Obr. 1.

Z grafu pre hodnotu B_1 faktoru je vidieť, že krivky sú odlišné hlavne pre vyššie hodnoty pomeru α . Pre vyhodnotenie lomovo mechanickej skúšky na modifikovanom telese je potom nutné pre súčiniteľ intenzity napätia použiť nasledujúci polynóm:

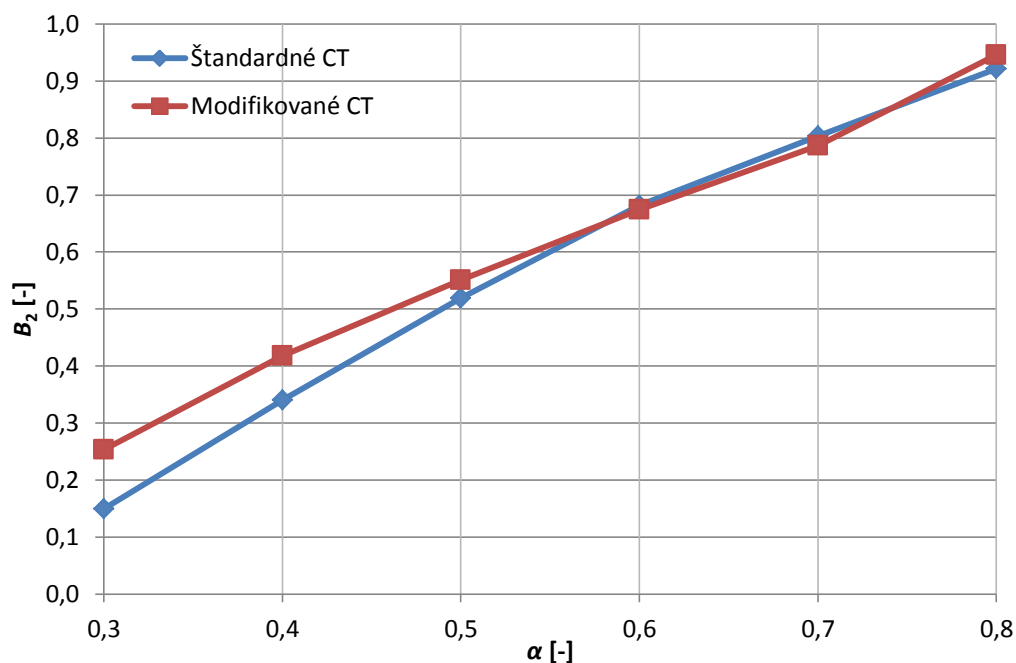
$$B_1 = -27,391 + 347,63\alpha - 1503,8\alpha^2 + 3310,5\alpha^3 - 3587,5\alpha^4 + 1592,5\alpha^5$$



Obr. 20 Graf závislosti hodnôt B_1 faktoru na pomere α pre CT a MCT teleso

Z grafu pre hodnoty B_2 faktoru je vidieť, že krivky sú odlišné hlavne v menších hodnotách pomeru α . Pre vyhodnotenie lomovo mechanickej skúšky na modifikovanom telese je potom nutné pre T-napätie použiť nasledujúci polynóm:

$$B_2 = -2,622 + 25,529\alpha - 93,283\alpha^2 + 179,42\alpha^3 - 171,67\alpha^4 + 65\alpha^5$$



Obr. 21 Graf závislosti hodnôt B_2 faktoru na pomere α pre CT a MCT teleso

Tab. 5 Vypočítané hodnoty faktoru B_1

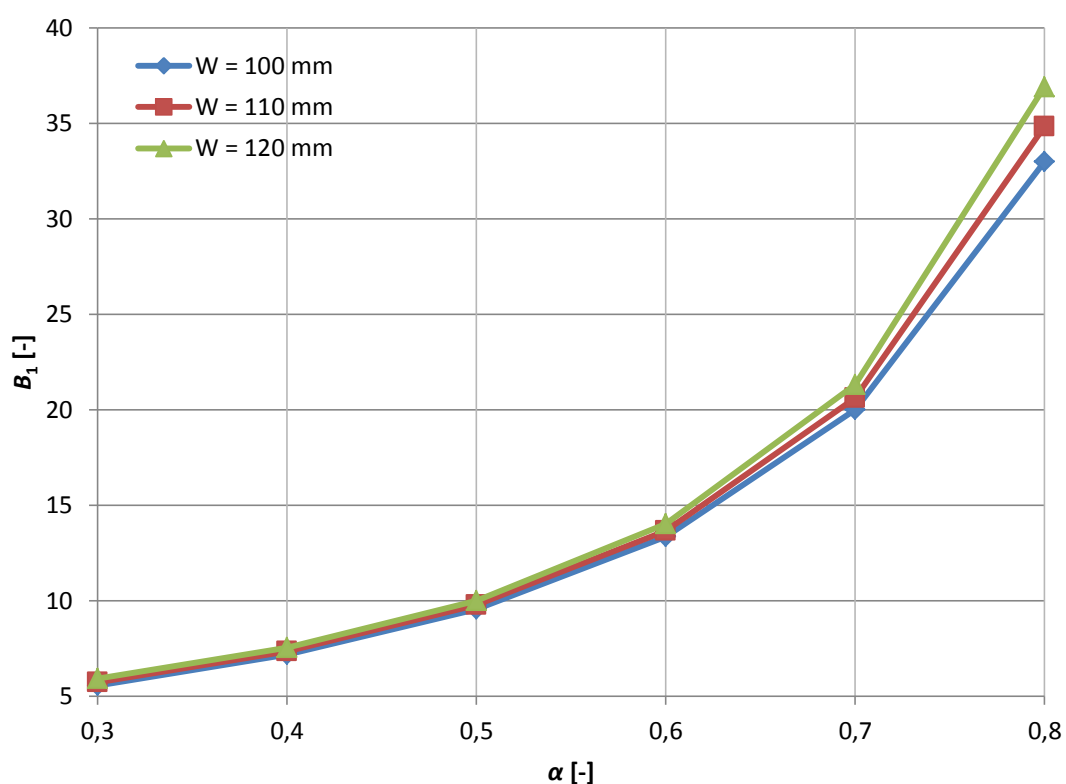
α	CT	Mod. CT
0,3	5,63	5,75
0,4	7,51	7,39
0,5	10,18	9,83
0,6	14,54	13,78
0,7	22,83	20,88
0,8	42,79	35,65

Tab. 6 Vypočítané hodnoty faktoru B_2

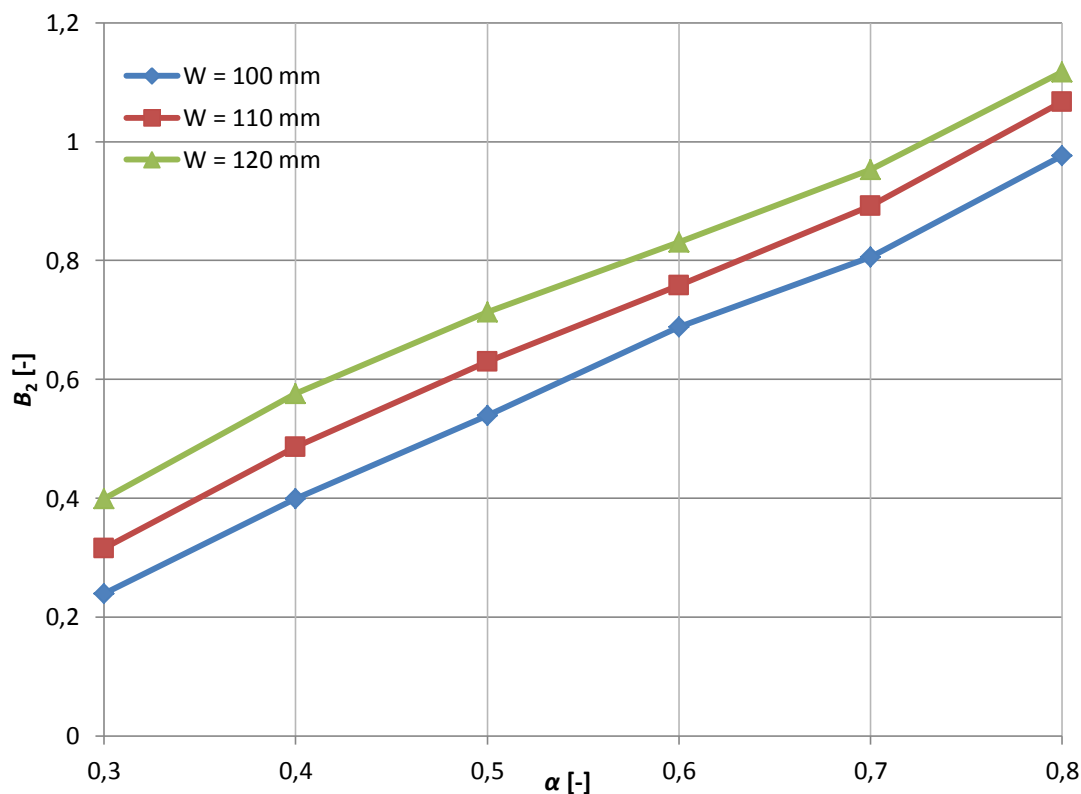
α	CT	Mod. CT
0,3	0,15	0,25
0,4	0,34	0,42
0,5	0,52	0,55
0,6	0,68	0,67
0,7	0,80	0,79
0,8	0,92	0,95

5.3 VPLYV POLOHY ZAŘAŽOVACEJ SILY NA HODNOTY LOMOVO-MECHANICKÝCH PARAMETROV PRI MODIFIKOVANEJ CT SKÚŠKE

Vypočítané hodnoty faktorov biaxiality B_1 a B_2 pre jednotlivé uvažované rozmery skúšobného telesa sú uvedené v Tab. 7 a graficky vynesené na Obr. 22 a Obr. 23. Okrem základnej polohy tyče $W = 110$ mm sa práca zaoberá hodnotami o 10 mm vyššou a nižšou, teda $W = 100$ mm a $W = 120$ mm pri nezmenenom rozmere telesa $D = 150$ mm a zachovaní pomeru α .



Obr. 22 Graf závislosti B_1 faktoru na pomere α pre všetky sledované geometrie



Obr. 23 Graf závislosti B_2 faktoru na pomere α pre všetky sledované geometrie

Z oboch grafov plynie, že vplyv polohy zaťažovacej sily má dominantný vplyv a to hlavne na druhý parameter. Opäť platí, že v prípade hodnôt B_1 je vplyv výraznejší pre vyššie hodnoty α . Pre hodnoty B_2 zostáva rozdiel s meniacim sa pomerom α približne rovnaký. Pre priemer skúšobného telesa $D = 150$ mm majú potom kalibračné polynómy nasledujúce tvary:

- Poloha tyče $W = 100$ mm

$$B_1 = -15,931 + 218,91\alpha - 944,64\alpha^2 + 2114,4\alpha^3 - 2324,9\alpha^4 + 1062,2\alpha^5$$

$$B_2 = -5,6217 + 57,617\alpha - 226,15\alpha^2 + 444\alpha^3 - 425,27\alpha^4 + 158,99\alpha^5$$

- Poloha tyče $W = 110$ mm

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

$$B_2 = -0,5292 + 4,2833\alpha - 7,463\alpha^2 + 11,791\alpha^3 - 12,619\alpha^4 + 6,3384\alpha^5$$

- Poloha tyče $W = 120$ mm

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

$$B_2 = -0,5877 + 5,1245\alpha - 8,6388\alpha^2 + 11,044\alpha^3 - 10,299\alpha^4 + 5,1823\alpha^5$$

Tab. 7 Vypočítané hodnoty faktorů biaxiality pro jednotlivé hodnoty W

W [mm]	α	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
100	B_1	5,564	7,174	9,555	13,350	19,996	32,998
	B_2	0,240	0,399	0,540	0,689	0,806	0,976
110	B_1	5,719	7,349	9,768	13,666	20,624	34,831
	B_2	0,316	0,487	0,630	0,758	0,892	1,066
120	B_1	5,919	7,557	10,009	14,013	21,310	36,892
	B_2	0,400	0,576	0,714	0,831	0,953	1,117

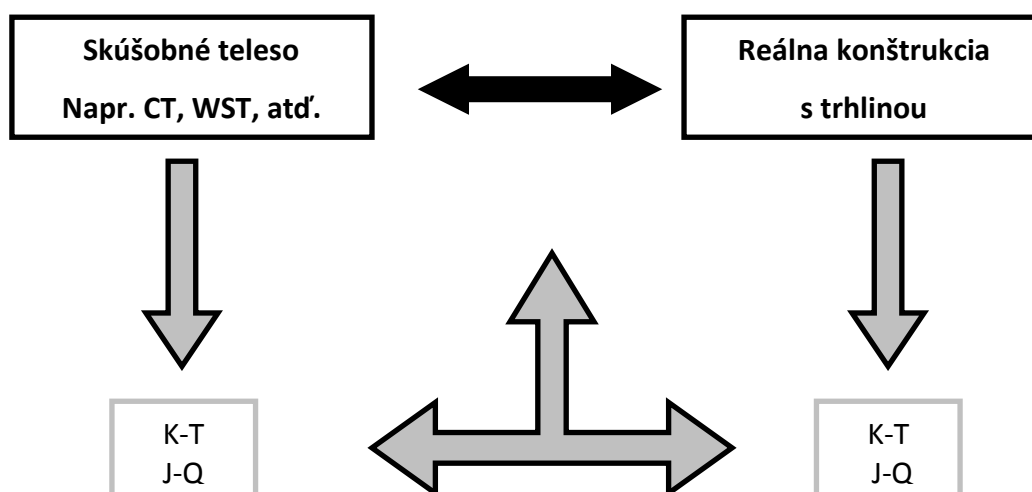
6 DISKUSIA VÝSLEDKOV

Predkladaná práca je venovaná aplikácii dvojparametrovej lomovej mechaniky na vyhodnotenie šírenia trhlín. Pozornosť je venovaná najmä štúdiu chovania trhliny v modifikovanom telese pre skúšku excentrickým ťahom. V tejto kapitole sú stručne zhrnuté výsledky dosiahnuté počas štúdia uvedenej problematiky.

V prípade dvojparametrového popisu sa stále jedná o fenomenologický popis, ktorý je založený na rovnakých základných predpokladoch ako jednoparametrový popis. Nejde teda od dvojparametrovej lomovej mechaniky čakať vyriešenie otázok, ktoré nie je možné riešiť metódami mechaniky kontinua. Na druhej strane, výsledky dvojparametrového popisu umožňujú uvážiť vplyvy spojené s multiaxialitou napätia a tak vysvetliť už skôr pozorované javy, ktoré sú v rozpore s klasickou (jednoparametrovou) lomovou mechanikou. Klasickým príkladom je závislosť veľkosti plastickej zóny na čele trhliny na geometrii telesa pri rovnakej nominálnej hodnote súčiniteľa intenzity napätia.

Metodológia dvojparametrovej lineárne elastickej lomovej mechaniky je teda založená na predpoklade, podľa ktorého sa trhliny v rôznych telesách správajú rovnako, keď sú polia napätí pred ich vrcholmi popísané rovnakými hodnotami K a T (v prípade elastoplastickej lomovej mechaniky J a Q), viď Obr. 24.

Prevažná väčšina aplikácií dvojparametrovej lomovej mechaniky popísaná v literatúre sa sústreďuje na popis vplyvu constraintu na hodnoty lomovej húževnatosti K_{IC} . V tejto súvislosti sa dá uviesť, že pre $T > 0$ nie je hodnota lomovej húževnatosti príliš ovplyvnená, zatiaľ čo pre $T < 0$ je skutočne hodnota K_{IC} väčšia než pre $T = 0$. Tento trend odpovedá zmene veľkosti plastickej zóny s hodnotou T -napätia. Poznamenajme, že v prípade určovania lomovej húževnatosti na vzorkoch, kde $T < 0$, príp. $T = 0$ a následnou aplikáciou na konštrukcie s hodnotou $T > 0$ budú odhady kritického stavu konzervatívne, ale budú ležať na bezpečnej strane. Je si ale možné predstaviť aj opačnú situáciu. Z uvedeného rozboru vyplýva nevyhnutnosť analýzy ako skúšobných vzorkov, tak aj strojníckych súčastí z hľadiska constraintu, tj. nutnosť výpočtu T -napätia.



Obr. 24 Metodológia dvojparametrovej lineárne elastickej lomovej mechaniky

Metódy výpočtu T-napätia (príp. Q-parametru) uvedené v kap. 4.2, ukazujú na možnosť stanovenia týchto veličín aj pomocou štandardných, komerčne dostupných systémov MKP a to ako s využitím priamych metód, tak aj prípadne na použitie sofistikovanejších postupov založených na integrálnych formuláciách. Je však nutné poukázať, že, najmä priame metódy výpočtu T-napätia, vyžadujú určité skúsenosti pri extrapolácii a získané výsledky je vhodné konfrontovať s výsledkami získanými inými postupmi, prípadne na podobných konfiguráciách. Na druhej strane hodnoty T-napätia nie je obvykle nutné určovať s veľkou presnosťou, hlavne v prípade stanovenia lomovej húževnatosti sa jedná skôr o tendencie vplyvu geometrie na sledované hodnoty.

Vlastná téma bakalárskej práce je podrobne popísaná nižšie, výsledky sú uvedené v kap. 5. Boli študované typy rôznych testovacích konfigurácií, ktoré sa bežne používajú pre stanovenie lomovo mechanických parametrov a následne prevedená modifikácia pre použitie na možné šírenie únavovej trhliny v kvazikrehkom materiále.

Numerický model bol pred samotnou simuláciou modifikovanej skúšky odladený tak, aby počítal s dostatočnou presnosťou. Vďaka voľbe dostatočne hustej siete konečných prvkov, ktorá bola v blízkom okolí koncentrátoru napätia ešte viac zhustená, sa vypočítané hodnoty skúmaných faktorov od hodnôt uvádzaných v literatúre líšili takmer vo všetkých prípadoch o menej než 4%. Tým bola simulácia vyhodnotená ako dostatočne presná a pokračovalo sa porovnaním klasickej a modifikovanej skúšky.

Rozmery telesa boli dopočítane tak, aby odpovedali telesu prevzatému z literatúry [1] a mohli tak byť spočítané hodnoty lomovo mechanických parametrov porovnané.

Získané hodnoty boli v ďalšom výpočte porovnané s hodnotami vypočítanými pre modifikované CT teleso s odpovedajúcou geometriou. Odchýlka v hodnotách B_1 faktora sa v tomto prípade zväčšuje s rastúcim pomerom α , pričom na modifikovanom telese dosahuje faktor B_1 v celom rozsahu uvažovaných hodnôt α hodnoty nižšie. Tento rozdiel predstavuje vplyv zmeny uchytenia geometricky podobného telesa a je viditeľný najmä pre dlhšie trhliny. Odchýlka je spôsobená prídavným momentom od tyče. V prípade hodnôt faktoru B_2 je vplyv modifikácie menej výrazný, väčšie rozdiely v hodnotách sú pre nižšie hodnoty α .

Simuláciou telies s rôznym umiestnením tyče W sa zistilo, že poloha tyče má na lomovo mechanické parametre dominantný vplyv. V prípade B_1 faktora sú odchýlky medzi prípadmi s rôznou polohou tyče opäť vyššie pre väčšiu relatívnu dĺžku trhliny. U hodnôt B_2 faktora dôjde pri zväčšení ramena zaťažovacej sily približne k rovnomernému nárastu bez ohľadu na pomer α .

7 ZÁVER

Predložená práca je zameraná na problematiku dvojparametrovej lomovej mechaniky a to hlavne na jej aplikáciu na tvarovo rôzne telesá. Na základe prezentovaných výsledkov je možné formulovať nasledujúce závery, ktoré dokumentujú, že ciele bakalárskej práce uvedené v kapitole 3 boli splnené.

Ako výstižný ukazateľ bol použitý bezrozmerný faktor biaxiality B_1 a B_2 , ktorý je ekvivalent súčiniteľa intenzity napätia a T-napätia, druhého parametra, s ktorým dvojparametrová lomová mechanika pracuje.

V práci bola prevedená numerická analýza pre podporu stanovenia vybraných lomových parametrov pri modifikovanej CT skúške. Modely boli vytvorené a spočítané v softvérovom prostredí ANSYS pracujúcim na princípe metódy konečných prvkov. Skúška sa od štandardnej CT skúšky (compact tension test) líši tvarom skúšobného telesa, ktorý je kruhový s plným prierezom a vďaka tomu je využiteľná na testovanie kvazikrehkých materiálov.

Poznamenajme, že tieto hodnoty sú pre najbežnejšie tvary skúšobných telies spočítané a dajú sa dohľadať v literatúre [1]. Patrí medzi ne aj štandardná CT skúška, ktorou sa bežne zisťujú lomovo mechanické vlastnosti na telesách z materiálov na báze kovu. Dosiahnuté výsledky je možné zhrnúť nasledovne:

- Bolo overené, či výsledky simulácií odpovedajú známym geometriám. Za týmto účelom boli modelované štandardné CT telesá a výsledky sa porovnali s tabuľkovými hodnotami. Model bol vyladený tak, aby počítal s dostatočnou presnosťou a mohlo sa prejsť k simulácii modifikovanej verzie skúšky.
- Bol vyhodnotený vplyv modifikácie skúšky na hodnoty faktorov biaxiality B_1 a B_2 . Modifikované telesá mali kruhový prierez a boli modelované tak, aby ich geometrické parametre (spôsob zaťažovania) odpovedali štandardným telesám a mohli tak byť výsledky skúšok porovnané. Bolo zistené, že na hodnoty T-napätia,

charakterizovaného ako B_2 faktora, má modifikácia skúšky menej výrazný vplyv ako na hodnoty faktora B_1 . Pre kalibráciu hodnôt boli navrhnuté polynómy:

$$B_1 = -27,391 + 347,63\alpha - 1503,8\alpha^2 + 3310,5\alpha^3 - 3587,5\alpha^4 + 1592,5\alpha^5$$

$$B_2 = -2,622 + 25,529\alpha - 93,283\alpha^2 + 179,42\alpha^3 - 171,67\alpha^4 + 65\alpha^5$$

➤ V práci bol vyhodnotený vplyv zmeny polohy zaťažovacej sily (v tomto prípade umiestnenie tyče v telese) na hodnoty faktorov B_1 a B_2 pri nezmenom priemere telesa. Pri tomto výpočte bol uvažovaný jednotný priemer telies $D = 150$ mm a menila sa hodnota parametru W , čím sa reprezentovala možná nepresnosť pri osadzovaní tyčí do telesa. Výpočet bol prevedený pre rovnaké hodnoty pomeru α ako v predchádzajúcich prípadoch. Zistilo sa, že umiestnenie sily v telese má dominantný vplyv a to hlavne na hodnoty faktora B_2 , kedy je rozdiel v hodnotách pre všetky hodnoty pomeru α približne konštantný. V prípade B_1 faktora je vplyv zmeny polohy tyče W s rastúcim pomerom α výraznejší. Pre jednotlivé hodnoty polohy sily boli navrhnuté nasledujúce kalibračné polynómy:

■ Poloha tyče $W = 100$ mm

$$B_1 = -15,931 + 218,91\alpha - 944,64\alpha^2 + 2114,4\alpha^3 - 2324,9\alpha^4 + 1062,2\alpha^5$$

$$B_2 = -5,6217 + 57,617\alpha - 226,15\alpha^2 + 444\alpha^3 - 425,27\alpha^4 + 158,99\alpha^5$$

■ Poloha tyče $W = 110$ mm

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

$$B_2 = -0,5292 + 4,2833\alpha - 7,463\alpha^2 + 11,791\alpha^3 - 12,619\alpha^4 + 6,3384\alpha^5$$

■ Poloha tyče $W = 120$ mm

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

$$B_2 = -0,5877 + 5,1245\alpha - 8,6388\alpha^2 + 11,044\alpha^3 - 10,299\alpha^4 + 5,1823\alpha^5$$

8 LITERATÚRA

8.1 ZDROJE

- [1] KNÉSL, Z., BEDNÁŘ, K. *Dvouparmetrová lomová mechanika: výpočet parametrů a jejich hodnoty*. Brno: ÚFM AVČR, 1998, 48 s.
- [2] SEITL, S. *Dvouparmetrová lomová mechanika: popis krátkých únavových trhlin*. Dizertační práce: ÚMT FSI VUT v Brně, UFM AVČR, 2003.
- [3] POKLUDA, J. *Mechanické a strukturní materiálové charakteristiky*. Skriptum VUT Brno, 1990.
- [4] MURAKAMI, Y. *Stress intensity factors hand book*. Pergamon Press, 1987.
- [5] TADA, H., PARIS, P. C., IRWIN, R. G. *The Stress Analysis of Cracks Handbook (3rd Edition)*. New York: ASM International. 2000, 696 s.
- [6] LEEVERS, P. S., RADON, J. C. *Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries*. International Journal of Fracture, 1982, s. 311 – 325.
- [7] WILLIAMS, M. L. *On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack*. ASME Journal of Applied Mechanics V. 24, 1957, s. 109 – 114.
- [8] SEITL, S., CANTELI-FERNANDÉZ, A., HOLUŠOVÁ, T. *Modified compact tension test: the influence of the steel bars position*. Proceeding of Conference Engineer mechanics, 2014, 4 s.
- [9] SEITL, S., HOLUŠOVÁ, T. *Numerical support for a modified compact tension test for concrete: The influence of selected parameters*. Structural and Physical Aspects of Civil Engineering, 2013.
- [10] SEITL, S., CANTELI-FERNANDÉZ, A., HOLUŠOVÁ, T. *Numerical Simulation of Modified Compact Tension Test depicting of Experimental Measurement by ARAMIS*. Key Engineering Materials 2015, V tisku.
- [11] KNÉSL, Z., HUTAŘ, P., SEITL, S. *Výpočet faktoru intenzity napětí metodou konečných prvků*. Brno: UFM AVČR, 2002, 12 s.
- [12] SEITL, S., HUTAŘ, P., KNÉSL, Z. *Stanovení hodnot T-napětí metodou konečných prvků*. Brno, 2003, s. 113 – 122.

- [13] SEITL, S., CANTELI-FERNANDÉZ, A., HOLUŠOVÁ, T. *Comparsion of fracture energy values obtained from 3PB, WST and CT test configuraions*. Special issue of Advanced Material Research, 2014.
- [14] ŠMIRÁK, S. *Pružnost a plasticita I*. Skriptum VUT Brno, 1995.
- [15] YANG, B., RAVI-CHANDAR, K. *Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 64, 1999, s. 589 – 605.
- [16] KUNZ, J. *Základy lomové mechaniky*. ČVUT v Praze, 1994.
- [17] BEDNÁŘ, K. *Dvoupárametrová lomová mechanika: výpočet parametrů a jejich význam při popisu chování únavových trhlin*. Dizertační práce UFM AV ČR a VUT v Brně, 1999.
- [18] ANDERSON, T. L. *Fracture Mechanics*. CRC Press, 1995.
- [19] ANSYS, www.ansys.com
- [20] ANSYS User's manual version 13.0, Swanson Analysis System, Inc, Houston, 2010.
- [21] ARAMIS – Optical 3D Deformation Analysis, www.gom.com
- [22] Microsoft Office Excel, office.microsoft.com

8.2 ZOZNAM PRÁC AUTORA

- [A1] VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S. *Numerická analýza vplyvu modifikácie skúšky excentrickým ťahom na hodnoty súčiniteľov biaxiality*. Konferencie Juniorstav 2014, Brno. ISBN 978-80-214-4851-3.
- [A2] VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T. *Modified compact tension test: calibration curve for evaluating the crack growth*. Bilateral German/Czech symposium, Wuppertal 2014, V tisku.

9 ZOZNAM POUŽITÝCH SKRATIEK A SYMBOLOV

CT	Skúška excentrickým ťahom (z angličiny compact tension test)
MCT	Modifikovaná skúška excentrickým ťahom
RD	Rovinná deformácia
RN	Rovinná napätosť
MKP	Metóda konečných prvkov
E	Youngov modul pružnosti [MPa]
ν	Poissonov súčiniteľ [-]
$K_{I,II,III}$	Súčiniteľ intenzity napätia pre mód I, II a III [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]
θ	Uhol, prvá zložka v polárnych súradniciach [rad]
r	Polomer, druhá zložka v polárnych súradniciach [mm]
B_1	Faktor biaxiality, ekvivalent súčiniteľa intenzity napätia [-]
B_2	Faktor biaxiality, ekvivalent T-napätia [-]
K_0	Normalizačná konštanta zohľadňujúca zaťažovaciu silu, hrúbku telesa a pôsobisko sily [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]
P	Zaťažovacia sila [kN]
t	Hrúbka telesa [mm]
T	T-napätie [MPa]
W	Poloha tyče vzhľadom k okraju telesa [mm]
a	Skutočná dĺžka trhliny [mm]
α	Relatívna dĺžka trhliny [-]
σ_{xx}	Napätie v smere osi x [MPa]
σ_{yy}	Napätie v smere osi y [MPa]
τ_{xy}	Šmykové napätie [MPa]
f_{ij}	Bezrozmerná funkcia polárneho uhlu θ (tiež tvarová funkcia)

10 ZOZNAM OBRÁZKOV A TABULIEK

10.1 ZOZNAM OBRÁZKOV

- Obr. 1 Skúšobné teleso, štandardná CT skúška
- Obr. 2 Skúšobné teleso, modifikovaná CT skúška
- Obr. 3 Ukážka umiestnenia skúšobného telesa pri experimentálnom meraní, modifikovaná CT skúška
- Obr. 4 Skúšobná zostava pre experimentálne meranie, servohydraulický pulzátor a zariadenie ARAMIS
- Obr. 5 Módy namáhania a) normálový, b) šmykový, c) antirovinný
- Obr. 6 Polárny a kartézsky súradnicový systém s počiatkom v koreni trhliny
- Obr. 7 Posunutie uzlových bodov pri MPUB
- Obr. 8 Pole napätia
- Obr. 9 Stanovenie hodnoty T-napätia extrapoláciou rozdielov hodnôt napätia z rovnice (12) do vrcholu trhliny
- Obr. 10 Tvar elementu pre typ PLANE183, prevzaté z [20]
- Obr. 11 Nastavenie typu elementu v prostredí ANSYS
- Obr. 12 Vlastnosti materiálového modelu
- Obr. 13 Model obsahujúci uzly a línie
- Obr. 14 Model vyplnený plochami, pripravený na generovanie konečnoprvkovej siete
- Obr. 15 Sieť MKP a okrajové podmienky, štandardné CT
- Obr. 16 Sieť MKP a okrajové podmienky, modifikované CT
- Obr. 17 Okno s nastavením príkazu KCALC
- Obr. 18 Zošíkmenie siete MKP pomocou príkazu KSCON
- Obr. 19 Poloha uzlov vytvorená príkazom KSCON
- Obr. 20 Graf závislosti hodnôt B_1 faktoru na pomere α pre CT a MCT teleso
- Obr. 21 Graf závislosti hodnôt B_2 faktoru na pomere α pre CT a MCT teleso
- Obr. 22 Graf závislosti hodnôt B_1 faktoru na pomere α pre všetky sledované W
- Obr. 23 Graf závislosti hodnôt B_2 faktoru na pomere α pre všetky sledované W
- Obr. 24 Metodológia dvojparametrovej lineárne elastickej lomovej mechaniky

10.2 ZOZNAM TABULIEK

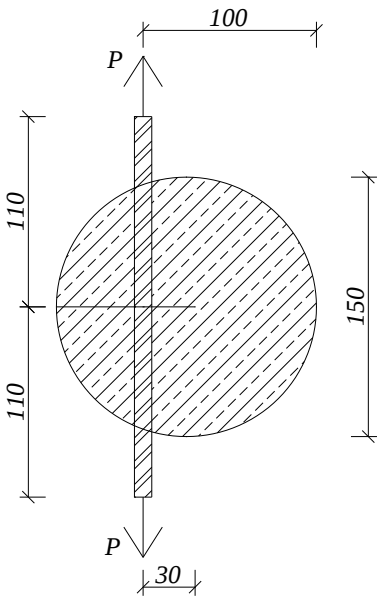
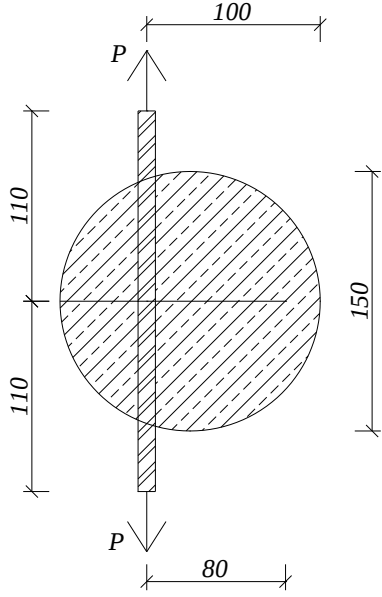
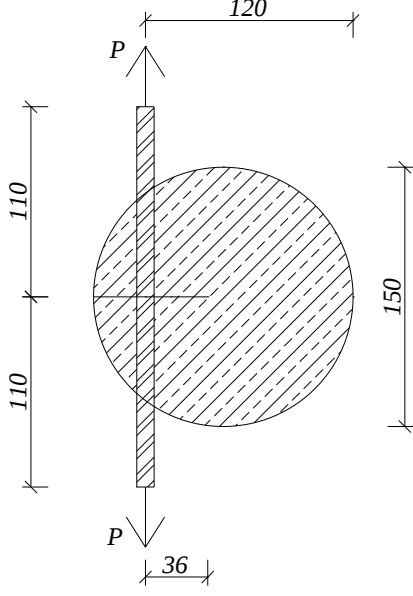
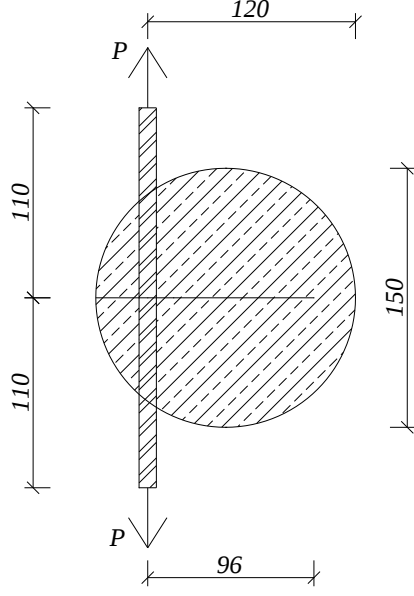
- Tab. 1 Použité materiálové charakteristiky, Youngov modul E a Poissonovo číslo ν
- Tab. 2 Hodnoty geometrických parametrov skúšobných telies
- Tab. 3 Porovnanie vypočítaných hodnôt B_1 s tabuľkovými hodnotami
- Tab. 4 Porovnanie vypočítaných hodnôt B_2 s tabuľkovými hodnotami
- Tab. 5 Vypočítané hodnoty faktoru B_1
- Tab. 6 Vypočítané hodnoty faktoru B_2
- Tab. 7 Vypočítané hodnoty faktorov biaxiality pre jednotlivé hodnoty W

11 ZOZNAM PRÍLOH

- A PRÍKLADY GEOMETRIE SKÚŠOBNÝCH TELIES
- B PRÍKLAD VSTUPNÉHO SÚBORU MCT
- C CV AUTORA

A PRÍKLADY GEOMETRIE SKÚŠOBNÝCH TELIES

	$\alpha = 0,3$	$\alpha = 0,8$
CT, $W = 110 \text{ mm}$, $D = 1,35 W$		
MCT, $W = 110 \text{ mm}$, $D = 1,35 W$		

	$\alpha = 0,3$	$\alpha = 0,8$
MCT, $W = 100 \text{ mm}$, $D = 150 \text{ mm}$		
MCT, $W = 120 \text{ mm}$, $D = 150 \text{ mm}$		

B PŘÍKLAD VSTUPNÉHO SÚBORU MCT

Príklad vstupného súboru pre výpočet súčiniteľa intenzity napätia pri skúške MCT a geometrickej konfigurácii $D = 150$ mm, $W = 110$ mm a $\alpha = 0,3$. Použitý je tzv. ANSYS Parametric Design Language (APDL), jazyk pre zadávanie príkazov v softvérovom prostredí ANSYS. Týmto spôsobom sa dá vyhnúť práci s grafickým rozhraním, čím sa výpočty značne zefektívnia.

```
/CLEAR,START
/PREP7

!voľba typu elementu
ET,1,PLANE183

KEYOPT,1,1,0
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,6,0

!BETON - material MAT1
MP,EX,1,44000      !modul pružnosti [MPa]
MP,PRXY,1,0.2      !Poissonovo číslo [-]

!OCEL - material MAT2
MP,EX,2,210000     !modul pružnosti [MPa]
MP,PRXY,2,0.3      !Poissonovo číslo [-]

!PREMENNE - GEOMETRIA
a_w=0.3            !relativná dĺžka trhliny alfa
w=110              !poloha tyče
d=150              !priemer telesa
s=10               !priemer tyče
p=1000             !zatažovacia sila

!tvorba modelu - keypoints (uzly)
k,1,0,0,0
k,2,5,0,0
k,3,0,5,0
k,4,-5,0,0
k,5,-a_w*w+0.5*s,0,0
k,6,-a_w*w-0.5*s,0,0
k,7,w-a_w*w,0,0
k,8,w-a_w*w-0.5*d,0.5*d,0
temp1=d*w+s*w-w*w
k,9,-a_w*w+0.5*s,SQRT(temp1-0.5*d*s-0.25*s*s),0
k,10,-a_w*w+0.5*s,110,0
k,11,-a_w*w,110,0
k,12,-a_w*w-0.5*s,110,0
temp2=d*w-s*w-w*w
k,13,-a_w*w-0.5*s,SQRT(temp2+0.5*d*s-0.25*s*s),0
k,14,w-a_w*w-d,0,0
k,15,w-a_w*w-75,0,0
```

```

!tvorba modelu - line (usecky)
1,1,2 !11
1,1,3 !12
1,1,4 !13
1,arc,2,3,1,5 !14
1,arc,3,4,1,5 !15
1,2,7 !16
1,arc,7,8,15,0.5*d !17
1,arc,8,9,15,0.5*d !18
1,9,10 !19
1,10,11 !110
1,11,12 !111
1,12,13 !112
1,arc,13,14,15,0.5*d !113
1,14,6 !114
1,6,5 !115
1,5,4 !116
1,6,13 !117
1,5,9 !118

!velkost elementu okolo korena trhliny
ok=0.2

!velkost elementu na okraji telesa
te=1

!NASTAVENIE VELKOSTI SIETE MKP V OKOLI KEYPOINTOV
kesize, 2, ok
kesize, 3, ok
kesize, 4, ok
kesize, 5, te
kesize, 6, te
kesize, 7, te
kesize, 8, te
kesize, 9, te
kesize, 10, te
kesize, 11, te
kesize, 12, te
kesize, 13, te
kesize, 14, te

!vytvorenie rozetky okolo KP1
kscon, 1, 0.5, 1, 5,

!tvorba modelu - area (plochy)
a1,1,2,4 !a1
a1,3,2,5 !a2
a1,4,6,7,8,18,16,5 !a3
a1,15,18,9,10,11,12,17 !a4
a1,14,17,13 !a5

!TVORBA SIETE MKP - BETONOVE CASTI
type,1 !typ elementu
mat,1 !material

amesh,1
amesh,2
amesh,3
amesh,5

!TVORBA SIETE MKP - OCELOVA CAST
type,1 !typ elementu
mat,2 !material

amesh,4

!NASTAVENIE OKRAJOVYCH PODMIENOK
/SOL

!LINIA ZA KORENOM TRHLINY - uy = 0
nse1,s,loc,x,0,w-a_w*w
nse1,r,loc,y,0,0
d,a11,,0,, , ,uy,, , , ,

```

```
allsel, all

!PLOCHA TYCE - ux = 0
nset,s,loc,x,-a_w*w-0.5*s,-a_w*w-0.5*s
nset,r,loc,y,85,110
d,all, ,0, , , ,ux, , , , ,

allsel, all

!UMIESTNENIE ZATAZOVACEJ SILY
FK,11,FY,p

!SPUSTENIE VYPOCTU
solve
eplot

/POST1

!DEFINOVANIE CESTY PRE KCALC - TRHLINA
LPATH,1,469,470

!VYPOCET SUCINITELA INTENZITY NAPATIA
KCALC,0,1,0,0
```

A. CV AUTORA

Osobné údaje

Meno: Viliam Viszlaj

Miesto narodenia: Bardejov

Dátum narodenia: 18.7.1990

Národnosť: slovenská

Trvalá adresa: L. Svobodu 20, 085 01 Bardejov, SK

Adresa prechodná: Vranovská 31, 614 00 Brno, CZ

Kontakt: +420 774 379 271

e-mail: viszlajv@study.fce.vutbr.cz



Vzdelanie

2010 – súčasnosť Fakulta stavební, VUT v Brně, posledný ročník bakalárskeho štúdia

2009 – 2011 Fakulta informačních technologií, VUT v Brně

2005 – 2009 Gymnázium L. Stockela, Bardejov

Pracovné skúsenosti

2014 Ústav fyziky materiálů, Akademie věd ČR

2012 PPL CZ, expedícia

2011 MI Agency, komunikácia so zákazníkom

2010 VF Factory outlet, logistika, skladník

Publikačná činnosť

- 2014 Bakalárska práca zameraná na numerickú podporu lomovo-mechanických parametrov kvazikrehkých materiálov, Ústav stavební mechaniky, FAST VUT v Brně, vedúci práce Ing. Stanislav Seitl, Ph.D.
- 2014 Viszlai, V., Holušová, T., Seitl, S., *Modified compact tension test: calibration curve for evaluating the crack growth*, Bilateral German/Czech symposium, Wuppertal 2014
- 2014 Viszlai, V., Holušová, T., *Numerická analýza vplyvu modifikácie skúšky excentrickým ťahom na hodnoty súčiniteľov biaxiality*, Konferencie Juniorstav 2014, ISBN 978-80-214-4851-3

Znalosti

- Jazyky: Anglický, slovom aj písmom, skúška úrovne B2
- Software: MS Office, ANSYS, Atena, Scia Engineer, AutoCAD
- Vodičský preukaz: B
- Záľuby: šport, hudba, film