



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

**ANALÝZA POLE NAPĚTÍ V OKOLÍ ÚNAVOVÉ
TRHLINY V IPE PROFILU VYROBENÉ Z NEREZOVÉ
OCELI**

DIPLOMOVÁ PRÁCE

DIPLOMA THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Tereza Juhászová

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. STANISLAV SEITL, Ph.D.

BRNO 2022



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

FAKULTA STAVEBNÍ

Studijní program	NPC-SIK Stavební inženýrství – konstrukce a dopravní stavby
Typ studijního programu	Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia
Specializace	bez specializace
Pracoviště	Ústav stavební mechaniky

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Student	Bc. Tereza Juhászová
Název	Analýza pole napětí v okolí únavové trhliny v IPE profilu vyrobené z nerezové oceli
Vedoucí práce	doc. Ing. Stanislav Seitl, Ph.D.
Datum zadání	31. 3. 2021
Datum odevzdání	14. 1. 2022

V Brně dne 31. 3. 2021

prof. Ing. Drahomír Novák, DrSc.
Vedoucí ústavu

prof. Ing. Miroslav Bajer, CSc.
Děkan Fakulty stavební VUT

PODKLADY A LITERATURA

- [1] GARDNER, L.: The use of stainless steel in structures, *Progress in Structural Engineering and Materials* 7(2), 45–55 (2005).
- [2] BADDOO, N.R.: Stainless steel in construction: A review of research, applications, challenges and opportunities, *J. Constructional Steel Research* 64(11), 1199–1206 (2008).
- [3] GEDGE, G.: Structural uses of stainless steel — buildings and civil engineering, *Journal of Constructional Steel Research* 64(11), 1194–1198 (2008).
- [4] TADA, Hiroshi, Paul C. PARIS and George Rankin IRWIN. *The stress analysis of cracks handbook*. 3rd ed. New York: ASME Press, c2000. ISBN 0791801535.
- [5] MURAKAMI, Y. *Stress Intensity Factors Handbook*. Oxford, UK: Pergamon Pr, December 1, 1986. ISBN 978-0080348094.
- [6] POOK, L. P. *Linear Elastic Fracture Mechanics for Engineers: Theory and Applications*. 1. London: WIT Press, 2000. ISBN 978-1853127038.
- [7] JAIME, P., BAŽANT, Z. P., ed. *Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials: Structural Application and Numerical Calculation*. 1. Boca Raton: CRC Press, 1992. ISBN 978-0849382840.
- [8] KNÉSL, Z., SEITL, S., HUTAŘ, P., NÁHLÍK, L. *Dvoupárametrová lomová mechanika: Vliv constraint na rychlost a směr šíření únavových trhlin*. Strečno, 2006
- [9] ANSYS, Inc. *Ansys® Academic Mechanical APDL [software]*. Release 19.2, [cit. 2021-07-27]

ZÁSADY PRO VYPRACOVÁNÍ

Diplomová práce bude vypracována v úzké spolupráci s vedoucím specialistou Ing. Petrem Miarkou.

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

STRUKTURA DIPLOMOVÉ PRÁCE

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

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

doc. Ing. Stanislav Seidl, Ph.D.

Vedoucí diplomové práce

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá analýzou pole napětí v okolí koncentrátoru napětí v IPE nosníku z nerezové oceli v tříbodovém ohybu. V teoretické části je stručně představená lomová mechanika jako obor se základními pojmy, principy a veličinami používanými na popis únavového chování materiálů. Jsou zde uvedené teoretické základy lomových zkoušek, kterými se bude práce zabývat, metody používané ve výpočetním prostředí a použitý materiál. Součástí je rovněž popis modelů, které byly použité k analýze a metody použité k dosažení numerických výsledků. Praktická část představuje porovnání výsledků dvou a tří rozměrných numerických modelů v tříbodovém ohybu, modelu IPE s různými čely trhliny a velikosti plastické zóny. Numerické modely byly sestaveny v programu Ansys Mechanical APDL. Práce rovněž obsahuje výsledky experimentálního provedení únavových zkoušek s vyhodnocením pomocí výpočetního prostředí.

KLÍČOVÁ SLOVA

IPE nosník, tříbodový ohyb, lomová mechanika, Ansys Mechanical APDL, trhlina, únavové chování, nerezová ocel, lomové experimenty

ABSTRACT

The master thesis is focused on analysis of stress field in the vicinity of stress concentration of stainless steel IPE beam loaded in tree point bending. Theoretical part includes introduction to fracture mechanics with basic terms, principles and variables used to describe fatigue behaviour of material. It concludes teoretical grounds of fracture tests which are future focus of the thesis, methodes used by numerical softwares and methodes used to obtain numerical results. Practical part includes comparision between two and three dimensional numerical models in three point bending, IPE model with different crack front shapes and plastic zone size. Numerical modelling was processed in Ansys Mechanical APDL. Thesis also involves results of experimental testing evaluated using numerical model.

KEYWORDS

IPE beam, three-point bending, fracture mechanics, Ansys Mechanical APDL, crack, fatigue behavior, stainless steel, fracture testing

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

Bc. Tereza Juhászová *Analýza pole napětí v okolí únavové trhliny v IPE profilu vyrobené z nerezové oceli*. Brno, 2021. 76 s., 77 s. příl. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky. Vedoucí práce doc. Ing. Stanislav Seitl, Ph.D.

PROHLÁŠENÍ O SHODĚ LISTINNÉ A ELEKTRONICKÉ FORMY ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že elektronická forma odevzdané diplomové práce s názvem *Analýza pole napětí v okolí únavové trhliny v IPE profilu vyrobené z nerezové oceli* je shodná s odevzdanou listinnou formou.

V Brně dne 14. 01. 2022

Bc. Tereza Juhászová
autor práce

PROHLÁŠENÍ O PŮVODNOSTI ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci s názvem *Analýza pole napětí v okolí únavové trhliny v IPE profilu vyrobené z nerezové oceli* zpracoval(a) samostatně a že jsem uvedl(a) všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 14. 01. 2022

Bc. Tereza Juhászová
autor práce

PODĚKOVÁNÍ

Ráda bych poděkovala vedoucímu diplomové panu doc. Ing. Stanislavovi Seitlovi, Ph.D. za odborné vedení, k, trpělivost a věnovaný čas. Dále bych chtěla poděkovat panu Ing. Petrovi Miarkovi, Ph.D. za podklady, konzultace a podnětné návrhy k práci. Poděkování za finanční podporu GAČR projekt číslo 21-14886S- Vliv materiálových vlastností vysokopevnostních ocelí na trvanlivost inženýrských staveb a mostů a GAČR projekt číslo 20-00761S- Vliv materiálových vlastností korozivzdorných ocelí na spolehlivost mostních konstrukcí. Děkuji také své rodině a blízkým za podporu v průběhu studia.

Obsah

Úvod	17
Teoretická část	19
1.1 Lineárně elastická lomová mechanika	19
1.1.1 Součinitel intenzity napětí	20
1.1.2 Plastická zóna	21
1.1.3 Parisův zákon	23
1.2 Únavové experimenty	25
1.2.1 Tříbodový ohyb	25
1.2.2 J-integrál pro stanovení součinitele intenzity napětí	26
1.2.3 Výpočetní metody používané ve výpočetním prostředí	27
1.3 Materiál	30
1.3.1 Chemické složení a zatřídění	30
1.3.2 Mechanické vlastnosti	31
1.3.3 Tvarování oceli	32
1.4 Modelovací prostředí	33
1.4.1 2D modelování a kalibrace	33
1.4.2 3D modelování	36
1.5 Experimentální provedení lomových zkoušek	41
1.6 Členění numerické studie	45
Výsledky studentské práce	47
2.1 Programové řešení	47
2.1.1 Kalibrace numerického modelu	47
2.1.2 Modely s nekonečným čelem trhliny	48
2.1.3 Různé tvary čela trhliny	49
2.1.4 Plastická zóna	50
2.2 Výsledky experimentálního měření	53
2.2.1 Těleso zatěžováno silou 75 kN	53
2.2.2 Těleso zatěžováno silou 80 kN	59
2.2.3 Diskuze	63
Závěr a další výhledy výzkumu	65
Literatura	67
Seznam symbolů a zkratek	75

Seznam obrázků

1	Příklady konstrukcí z nerezové oceli [3], [13], [14]	18
1.2	Módy porušení tělesa; a – tahový mód, b – rovinný smykový mód, c – antirovinný smykový mód [20]	21
1.3	Plastická zóna a průběh napětí před vrcholem trhliny	22
1.4	Závislost délky trhliny na počtu cyklů zatěžování [30]	23
1.5	Závislost rychlosti růstu trhliny na rozkmitu součinitele napětí	24
1.6	Schéma tělesa s trhlinou v tříbodovém ohybu	26
1.7	Křivka pro výpočet J-integrálu	27
1.8	Znázornění veličin pro výpočet metodou extrapolace posunů	29
1.9	Znázornění veličin v pro symetrickou trhlinu v 2D úloze	30
1.10	Grafické znázornění použití metody extrapolace posunů	30
1.11	Porovnání pracovních diagramů uhlíkové a nerezové oceli [64]	31
1.12	Dvourozměrný model s okrajovými podmínkami z modelovacího prostředí	33
1.13	Detail sítě konečných prvků v okolí trhliny	34
1.14	Použití metody nejmenších čtverců k zjištění hodnoty K_I v čele trhliny	35
1.15	Model tělesa konstantního průřezu s okrajovými podmínkami	37
1.16	Konfigurace geometrie prvku SOLID 186	38
1.17	Geometrie nosníku IPE 80	38
1.18	IPE z modelovacího prostředí s aplikovanými okrajovými podmínkami	39
1.19	Detail sítě konečných prvků v okolí trhliny	40
1.20	Tvary čel trhlin modelované v IPE	40
1.21	Deformace nevyztuženého nosníku na konci experimentu	41
1.22	Deformace vyztuženého nosníku na konci experimentu	41
1.23	Vibrophone 250	43
1.24	Upravený výpočetní model	43
1.25	Zkušební aparatura lomových testů	44
1.26	Detail měřiče otevření trhliny	44
2.27	Porovnání různých metod použitých k dosažení hodnot K	47
2.28	Porovnání různých modelů s rovným čelem trhliny	49
2.29	Porovnání modelů IPE s různým tvarem čela trhliny	50
2.30	Velikost plastické zóny v závislosti na poměrné délce trhliny	51
2.31	Izohladiny napětí v okolí čela trhliny z výpočetního programu	52
2.32	Závislost CMOD na počtu cyklů- celý průběh měření	53
2.33	Závislost CMOD na počtu cyklů- detail počátku růstu trhliny	54
2.34	Závislost CMOD na počtu cyklů- oblast prudkého růstu trhliny	55

2.35	Porovnání posunů získaných experimentálně a z výpočetního prostředí; $E=190$ GPa	56
2.36	Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny pro celý průběh růstu	56
2.37	Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny; $E=190$ GPa	57
2.38	Porovnání posunů získaných experimentálně a z výpočetního prostředí; $E=197$ GPa	58
2.39	Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny; $E=197$ GPa	58
2.40	Závislost CMOD na počtu cyklů- celý průběh měření	59
2.41	Závislost CMOD na počtu cyklů- detail počátku růstu trhliny	60
2.42	Závislost CMOD na počtu cyklů- oblast výrazného růstu trhliny	61
2.43	Porovnání posunů získaných experimentálně a z výpočetního prostředí	62
2.44	Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny	62
2.45	Detail nosníku v místě porušení trhlinou	66

Seznam tabulek

1	Příklady nejčastěji používaných nerezových ocelí [11] [12]	18
1.2	Chemické složení oceli z materiálových listů výrobce IPE nosníků [61]	31
1.3	Mechanické vlastnosti oceli použité pro výrobu IPE nosníku [61] . . .	32
2.4	Velikost zatížení aplikovaného na jednotlivé modely	48
2.5	Výsledné hodnoty koeficientů a exponentů Parisova vztahu	63

Úvod

Od počátku tisíciletí se vzhledem ke svým výhodám dostává použití nerezové oceli do popředí. Variabilita tvarů a jejich spojení, mechanické vlastnosti a rovněž i estetické hledíště jsou faktory sehrávající roli při výběru nerezové oceli za konstrukční materiál rozsáhlých struktur [1]. Z nejnámějších lze zmínit mosty a lávky jako jsou Celtic Gateway Bridge v Británii, Helix Bridge v Singapuru, Puerto Arrupe v Bilbao, nebo Sölvesborgsbron, které jsou unikátními stavbami využívající tvarovou rozmanitost, kterou lze dosáhnout použitím tohoto materiálu. Použití nerezové oceli je však výhodné nejen pro mosty, rovněž je rozšířené spojení se skelnými strukturami, kde poskytují stabilitní podporu pomocí vnitřního nebo vnějšího ztužení s minimálním dopadem na vizuální charakter stavby. Příkladem stavby využívající skleněné zdi s ocelovým nosním systémem je Národní knihovna v Aténách, Berlínské hlavní nádraží nebo unikátní Beirut Terraces v Libanonu [2]. Obvyklým je rovněž použití nerezové oceli jako materiálu střešního, buď ve spojení se sklem, kde za zmínění stojí Chadstone shopping centre v Melbourne [3], nebo pro výrobu samotného střešního pláště, který je typický ve formě trapézových nebo profilovaných plechů. Běžné je také využití pro zábradlní systémy, schodiště a eskalátory. Za výhodné se pokládá použití nerezové oceli také pro budovy a zařízení energetického průmyslu [4]. V oblasti jaderné energetiky se pracuje s možností ocelových jaderných reaktorů, kterými by se umožnilo snížení doby výstavby a umožnění tenčích konstrukcí, které by nahradili železobetonové systémy. V solárních systémech se zas využívají na rámy panelů, neleštěné konektory a výměníky. Nezanedbatelné je využití nerezů pro bioplynové stanice, kde se využívá k potřebám uskladnění, reaktorů, chladících věží a pro výměníky tepla [5]. Běžně používané nerezové oceli s příkladem použití jsou uvedeny v tabulce 1

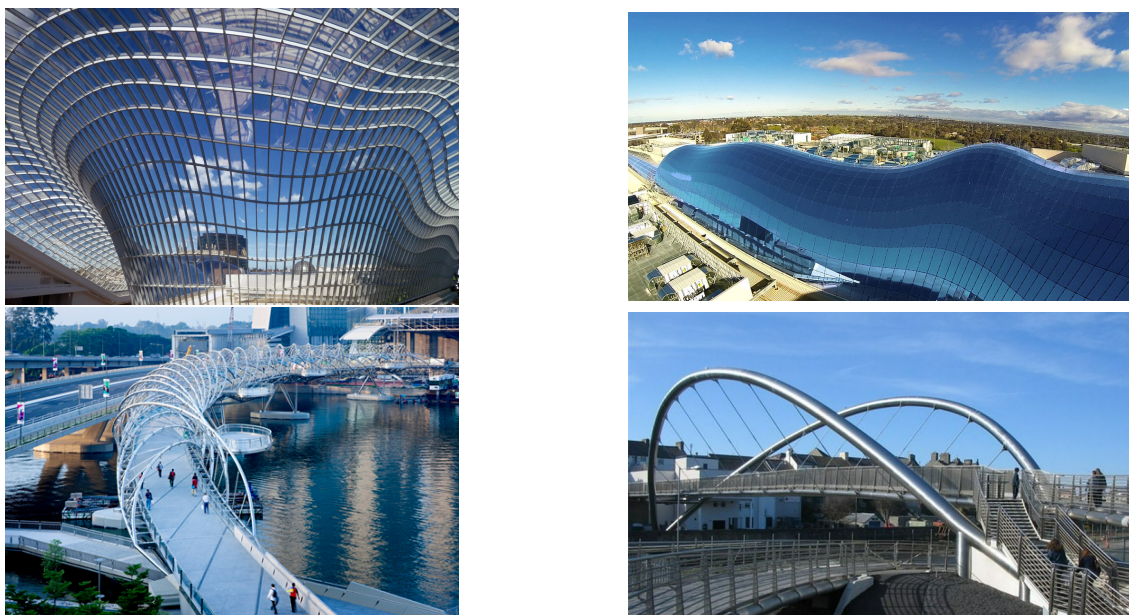
Ve mnohých ze zmíněných případů dochází k cyklickému namáhání od proměnného namáhání jakým jsou účinky větru nebo zatížení dopravou. V současnosti je rozvinutý výzkum únavového chování běžných konstrukčních ocelí, například [6], [7]. Co se týče nerezové oceli, jedná se zejména o únavové chování například za různých podmínek okolí [8] nebo po tepelné úpravě [9]. Předmětem únavového zkoušení nerezové oceli jsou často součástky a tělesa rozměrů v řádech milimetrů. Vzhledem na vysoké hodnoty houževnatosti a pevnosti ocelí jsou pro rozměrnější tělesa požadavky na výkonnější zkušební aparaturu [10]. Pro účely použití ve stavebnictví jsou časté válcované nebo svařované ocelové profily. Tvoří nosné prvky štíhlých rozměrů namáhané nejčastěji tahovým napětím.

Hlavním cílem práce je proto únavová analýza nosníku typického I průřezu zatíženého tahem za ohybu. K dosažení komplexní analýzy bude zpracovaný teoretický přehled o základech lomové mechaniky, které zahrnují i veličiny popisující únavové

Značení	EN	AISI	Příklad použití
	1.4462	S32304/S32305	Most Cala Galdana Menorca Chemické a mořské prostředí
	1.4401	316	Památník US Air Force Memorial, Washington Uskladňovací nádoby, rozvodné systémy
	1.4301	304	Památník Westchester Memorial, New York Nejpoužívanější pro stavebnictví Pro zařízení v kontaktu s mořskou vodou
	1.451	439	Pocínované pro střešní systémy
	1.4541	321	Energetický průmysl
	1.4016	430	Interiér budov

Tab. 1: Příklady nejčastěji používaných nerezových ocelí [11] [12]

chování a metody použité pro získání a zpracování výsledků. Následně bude sestaven 2D model tříbodového ohybu, který bude kalibrován pomocí podkladů z literatury. Mezikrokem bude model tříbodového ohybu konstantní tloušťky modelován ve třech rozměrech. Následně bude vytvořen model IPE nosníku, který je hlavním předmětem studie. Pro analýzu únavového chování bude v nosníku vytvořena diskontinuita s čelem různého tvaru. Model bude následně použitý k vyhodnocení lomových experimentů a analýze rychlosti šíření trhliny v nerezové oceli. Výsledky únavových zkoušek budou porovnány s již známými hodnotami pro konstrukční i nerezovou ocel.



Obr. 1: Příklady konstrukcí z nerezové oceli [3], [13], [14]

Teoretická část

1.1 Lineárně elastická lomová mechanika

Lomovou mechaniku je možno obecně charakterizovat jako aplikovanou mechaniku zabývající se chováním těles s trhlinou [18]. Pro kvantitativní popis chování se používá několik metod. Griffithovo kritérium [19] pro popis křehkých materiálů pracuje s povrchovou energií trhliny délky $2a$ v nekonečném tělese zatíženém tahovým napětím. Disipační energii W_γ popisuje tehdy pouze jako energii povrchovou [20]

$$W_\gamma = \frac{2\gamma S}{B}, \quad (1.1)$$

kde γ je specifická energie trhliny, B tloušťka tělesa a S velikost lomové plochy; $S = aB$ z čeho vyplývá

$$W_\gamma = 2\gamma a. \quad (1.2)$$

Vyjádříme-li rychlost deformace dle Griffitha, tehdy změnu energie po délce trhliny dostaneme

$$G = -\frac{\partial U}{\partial a} = 2\gamma. \quad (1.3)$$

Griffith dále vyjádřil napětí σ ve vrcholu trhliny potřebné k vytvoření nových lomových ploch jako

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E'\gamma_s}{\pi a}}, \quad (1.4)$$

kde $E' = E$, neboli Youngův modul, pro rovinnou napjatost a pro rovinnou deformaci $E' = \frac{E}{(1-\nu^2)}$, kde ν je Poissonův součinitel. Energie U uvolněná v procesu šíření trhliny vzhledem na působícím napětí byla kvantifikována jako [21]

$$U = \frac{\sigma^2 \pi a^2 B}{2E'} \quad (1.5)$$

a rychlost uvolňování deformační energie při jednotkové tloušťce B možno vyjádřit vztahem

$$-\frac{\partial U}{\partial a} = \frac{\sigma^2 \pi a}{E'} = G. \quad (1.6)$$

Porovnáním rovnic 1.4 a 1.6 opět dostaneme

$$G = 2\gamma_s. \quad (1.7)$$

Griffithovo (energetické) kritérium tedy popisuje, že k šíření trhliny dojde pouze za splnění tzv. *globálního kritéria* [22]. Hnací síla trhliny na jednotku plochy nově vytvořené trhliny $G > G_c$, kde G_c je tzv. lomová houževnatost, neboli materiálová charakteristika. Energie uvolněná při růstu trhliny teda musí být větší než energie potřebná k vytvoření nových lomových ploch.

Kritická hodnota rychlosti uvolňování napětí vyjadřuje lomovou houževnatost materiálu, neboli odolnost vůči křehkému lomu. Z uvedených vztahů po dosažení kritických hodnot možné vyjádřit kritické napětí

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{G_c E'}{\pi a}}. \quad (1.8)$$

Dalším pojmem, popisující šíření trhliny teorií dle Griffitha je kritická délka a_C :

$$a_c = \frac{G_C E'}{\pi \sigma^2}. \quad (1.9)$$

Souhrnně možno shrnout Griffithovo kritérium do troch podmínek, při porušení kterékoliv trhlina ztrácí stabilitu:

$$G < G_c, \quad a < a_c, \quad \sigma < \sigma_c .$$

Irwinova modifikace Griffithove teorie řeší problémy rozsahu použitelnosti řešení na křehké materiály [23]. Vyjadřuje tedy disipační energii $\gamma = \gamma_s + \gamma_p$, kde γ_p je energie plastické deformace ve vrcholu trhliny. S Irwinovou modifikací je $G_c = 2(\gamma_s + \gamma_p)$. Irwin [24] postavil základy lomové mechaniky zavedením *faktoru intenzity napětí*. Rozvinul tak Griffithovu teorii na materiály, u kterých se objevila v okolí vrcholu trhliny tzv. plastická zóna. Další zobecnění nastalo tím, že umožnil vzít v úvahu konečné rozměry tělesa.

1.1.1 Součinitel intenzity napětí

Obecně lze faktor intenzity napětí vyjádřit vztahem

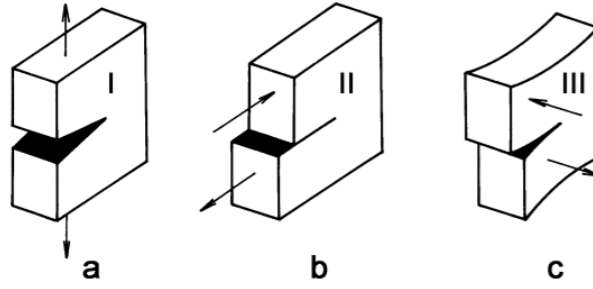
$$K_I = \sigma \sqrt{(\pi a)} f(a/W, S/W, ..), \quad (1.10)$$

kde $f(a/W, S/W, ..)$ je tvarová funkce zohledňující geometrii tělesa [26] a okrajové podmínky. Pro nekonečné těleso zatížené tahem se $f(a) = 1$ a můžeme proň vyjádřit závislost mezi K a G pro mód I následovně

$$G_I = \frac{1}{E'} K_I^2. \quad (1.11)$$

Mód I, takzvaný *otevřací mód* znamená, že těleso je zatíženo tahovým namáháním kolmo na rovinu čela trhliny. Mód II, *rovinný smykový mód*, vyjadřuje namáhání tělesa v rovině čela trhliny ve směru jejího růstu a mód III, *antirovinný smykový mód* kolmo na směr růstu trhliny. Módy se znázorněným namáháním jsou vyobrazeny na obrázku 1.2 .

Matematicky lze zapsat závislost mezi součinitelem intenzity napětí a působícím napětím vzhledem na jeho charakter následovně [25]



Obr. 1.2: Módy porušení tělesa; a – tahový mód, b – rovinný smykový mód, c – antirovinný smykový mód [20]

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right], \quad (1.12a)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right], \quad (1.12b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}, \quad (1.12c)$$

kde σ_{xx} a σ_{yy} jsou hlavní normálové napětí ve směru souřadných os, τ_{xy} je smykové napětí, r a θ vyjádří polární souřadnice s počátkem souřadného systému ve vrcholu trhliny. Nejběžnější vyjádření vztahu pro výpočet K_I je pro úhel 0° , kdy se rovnice regulují na

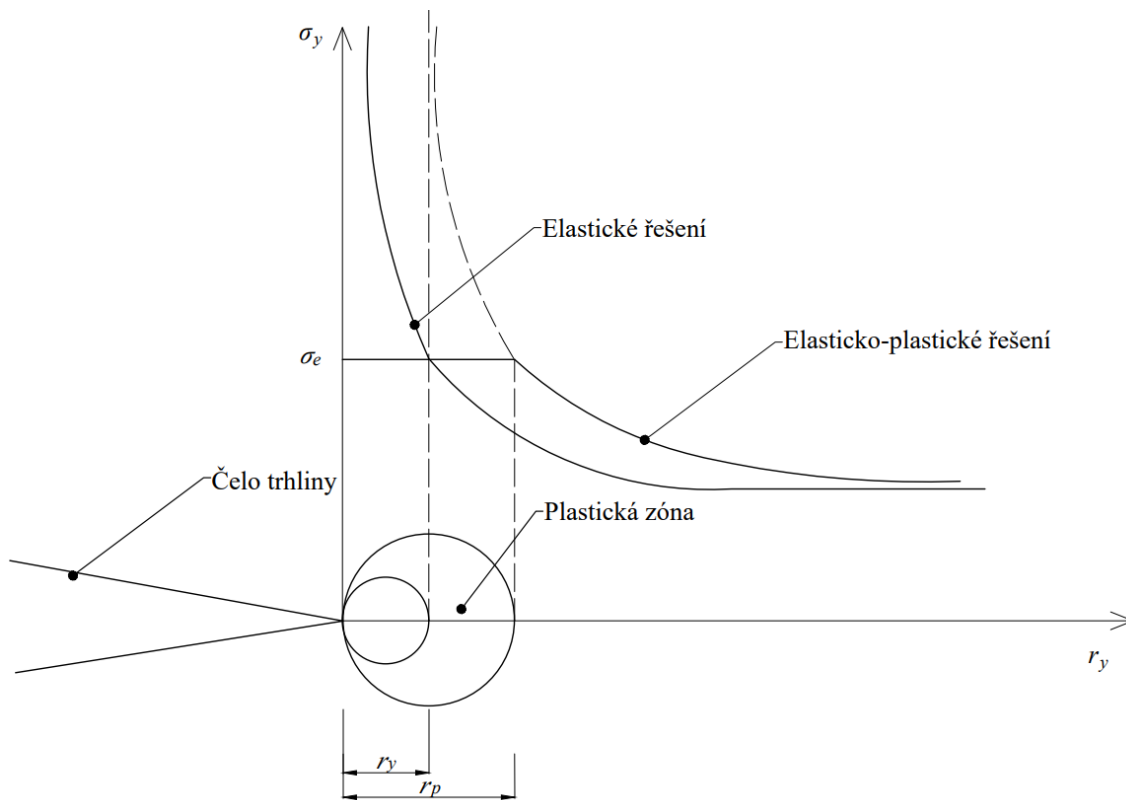
$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}. \quad (1.13)$$

1.1.2 Plastická zóna

Oblast lineárně elastické lomové mechaniky je použitelná za určitých předpokladů. Jsou to následovné [18]:

- Předpoklad homogenity materiálu, se stejnými vlastnostmi ve všech směrech (izotropií), lineárně elastickým chováním, malými posuny a deformacemi.
- Předpoklad nezátíženosti materiálu zbytkovými vnitřními objemovými silami ani zbytkovým vnitřním napětím velkého rozsahu.
- Předpoklad rovinného charakteru počáteční trhliny, mód zatěžování je I, tzv. otevírací mód, růst trhliny probíhá v původní rovině.
- Předpoklad konstantní tloušťky tělesa.

Uvedené předpoklady jsou však použitelné pouze v oblastech dvourozměrných analýz. Rovněž se předpokládá čistě elastické chování materiálu. V blízkosti čela trhliny dochází k prudkému nárůstu napětí, což by za předpokladu elastického chování vedlo



Obr. 1.3: Plastická zóna a průběh napětí před vrcholem trhliny

k napěťové singularitě $\sigma \rightarrow \infty$ [27]. Singularita u běžných materiálů, které vykazují mez kluzu, není fyzikálně možná. Velikost napětí v okolí čela trhliny překračuje uvedenou mez kluzu a způsobuje plastickou deformaci [26]. Napětí v okolí trhliny tehdy vykazuje menší hodnoty než je elastický předpoklad, naopak deformace v tudíž oblasti hodnoty větší. Oblast v okolí čela trhliny, ve které tento jev nastává se nazývá *plastická zóna* [28]. Graficky je průběh napětí v okolí trhliny v závislosti na vzdálenosti od vrcholu znázorněn na Obrázku 1.3.

Poprvé velikost plastické zóny kvantifikoval Irwin [24] a to následovně:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \text{ pro stav rovinné napjatosti a} \quad (1.14)$$

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \text{ pro stav rovinné deformace,} \quad (1.15)$$

kde σ_e je mez kluzu. Ve skutečnosti je však velikost plastické zóny zhruba dvojnásobná [18], zmíněné vztahy možno považovat za velikost "poloměru" plastické zóny. Vztahy 1.14 1.15 platí pouze pro rozměr plastické zóny ve směru růstu. Rozměr a tvar ve všech směrech nemusí být pro daný materiál konstantou, plastická zóna tehdy nevykazuje kruhovou tendenci. Aplikací Von Misesove teorie [29], dostaneme

vztah pro výpočet velikosti plastické zóny pro různé uhly v závislosti na Poissonově součiniteli materiálu

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \left[\frac{1}{2}(1 + \cos \theta) + \frac{3}{4} \sin^2 \theta \right] \quad \text{pro rovinnou napjatost,} \quad (1.16)$$

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \left[\frac{1}{2}(1 + \cos \theta)(1 - 2\nu)^2 + \frac{3}{4} \sin^2 \theta \right] \quad \text{pro rovinnou deformaci.} \quad (1.17)$$

Pokud uvedené vztahy vyjádříme pro úhel $\theta = 0^\circ$ dostaneme

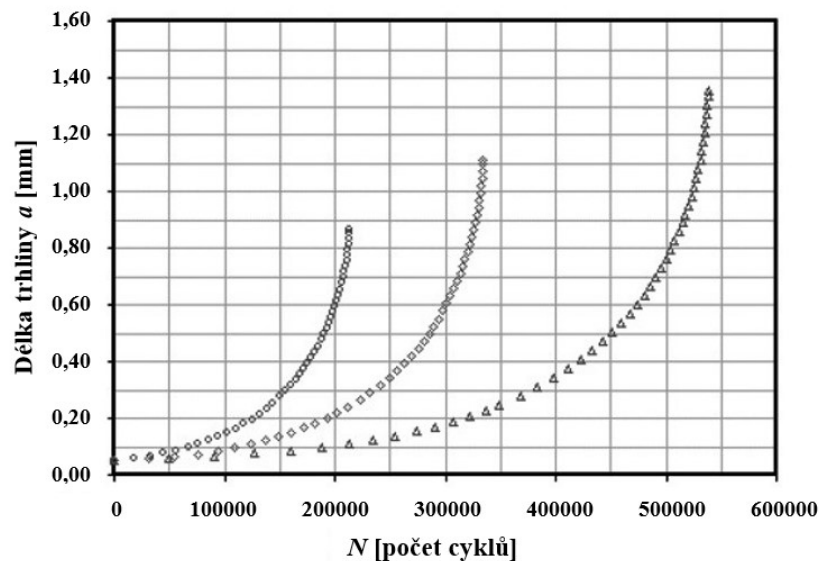
$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{pro rovinnou napjatost,} \quad (1.18)$$

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 (1 - 2\nu)^2 \quad \text{pro rovinnou deformaci.} \quad (1.19)$$

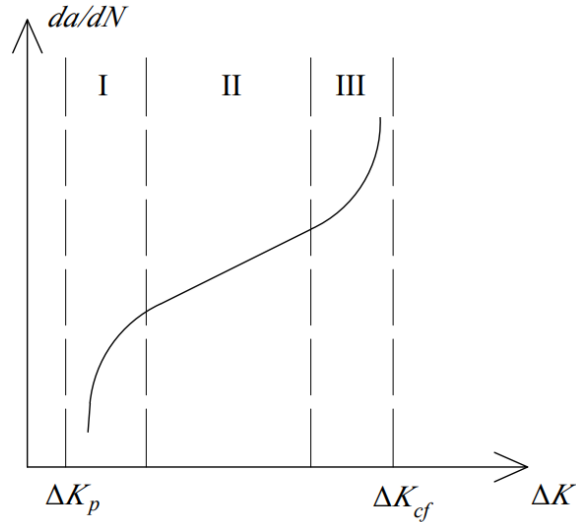
Z uvedených vztahů je vidět závislost velikosti plastické zóny na materiálových charakteristikách pouze u stavu rovinné deformace. Pro rovinnou napjatost je vyjádření identické s rovnicí 1.14.

1.1.3 Parisův zákon

Vyjádříme-li závislost délky trhliny na počtu cyklů v průběhu cyklického zatěžování dostaneme závislost připomínající exponenciální křivku. Příklad závislosti je znázorněn na obrázku 1.4.



Obr. 1.4: Závislost délky trhliny na počtu cyklů zatěžování [30]



Obr. 1.5: Závislost rychlosti růstu trhliny na rozkmitu součinitele napětí

Poměrem změny délky trhliny na konci a začátku zatěžovacího cyklu ∂a a počtu cyklů pro dosažení této změny ∂N získáme důležitou veličinu pro popis únavového chování materiálu *rychlost šíření únavové trhliny*, kterou možno vyjádřit jako

$$v = \frac{\partial a}{\partial N}. \quad (1.20)$$

Rychlost růstu trhliny je závislá na mnoha faktorech, jakým jsou způsob zatížení, geometrické a materiálové vlastnosti zkoumaného prvku nebo části a rovněž prostředím, ve kterém se nachází [31]. Pokud rychlost vyjádříme v závislosti rozkmitu součinitele intenzity napětí ΔK , což je veličina závislá na rozkmitu napětí v průběhu cyklu, dostaneme graf znázorněn na obrázku 1.5. Proces šíření trhliny je možno pomocí něj rozdělit na tři úseky [34].

I. oblast nízké rychlosti šíření trhliny a prahových hodnot ΔK

II. oblast středních rychlostí a lineární závislosti v na ΔK

III. oblast vysokých rychlostí a hodnot ΔK blížících se lomové houževnatosti
 Omezení hodnot definičního oboru funkce ΔK je zdola prahovou hodnotou ΔK_p , po dosažení které dojde k stabilnímu šíření únavové trhliny a seshora hodnotou ΔK_{cf} , hodnotou únavové lomové houževnatosti, po překročení které trhlina ztrácí stabilitu a nastává lom materiálu. Obecně její hodnota není totožná s hodnotou lomové houževnatosti K_{IC} , což je hodnota lomové houževnatosti u statického zatížení. Poměr $\frac{K_{cf}}{K_{IC}}$ může nabývat hodnoty i výrazně nižší než 1 [31].

Paris [32] poprvé vyjádřil závislost mezi rychlostí šíření trhliny a součinitelem intenzity napětí ve střední části rovnici

$$\frac{\partial a}{\partial N} = C(\Delta K)^m, \quad (1.21)$$

kde hodnoty m a C jsou konstanty určené empiricky. Tento vztah je použitelný pouze pro II. oblast, kterou lze aproximovat lineární závislostí. Uvedená závislost se používá k vyhodnocování lomových zkoušek a jejich aplikaci v praxi [26]. Použitelnost uvedené závislosti se ukázala být dobrým prostředkem k vyhodnocování únavových zkoušek kovových materiálů [18].

1.2 Únavové experimenty

K zjišťování a ověřování předpokladů a lomově- mechanických parametrech je nutné provádět experimentální ověření. Typickými jsou testy na vzorcích s iniciačním vrubem, který simuluje původní trhlinu v materiálu [35]. Lomovými zkouškami se sledují parametry jako je *lomová houževnatost*, např.[36],[37] nebo *kritické otevření čela trhliny*, např. [38]. Pro účinné vyhodnocení parametrů je nutno zabezpečit efektivnost testu, co znamená že i malé hodnoty zatížení vyvolají vysoké hodnoty intenzity napětí a musí být zabezpečena stabilita šíření trhliny, tedy její růst v původní rovině růstu [18]. Nejběžnějšími lomovými zkouškami jsou zkouška excentrickým tahem (CT-compact tension) a těleso s vrubem zatíženo tříbodovým ohybem (SENB-Single-edge notch bending) [39].

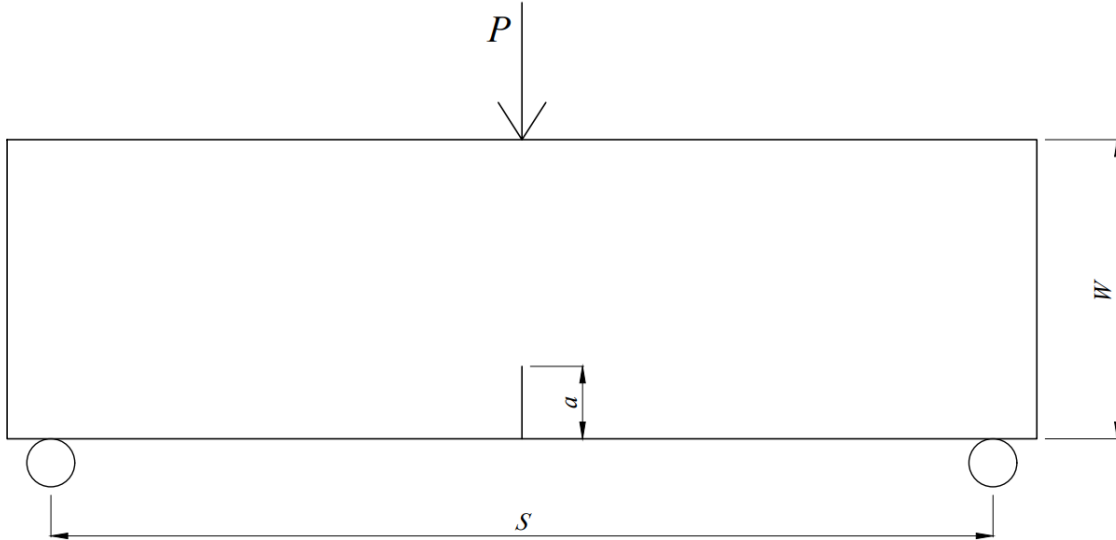
1.2.1 Tříbodový ohyb

Vysoká míra provádění zkoušek tříbodovým ohybem na tělese s vrubem je vysvětlitelná nenáročností aparatury, jelikož je možné použít přístrojové vybavení pro klasickou zkoušku v tahu za ohybu. Vyvození tahového namáhání je rovněž jednodušší, než u tahové zkoušky, jelikož není nutno řešit složité upevnění k přístroji vyvazujícímu tah [40].

V současnosti existuje množství publikací zabývajících se zkoumáním lomových parametrů na tělesech zatížených tříbodovým ohybem, např [41], [42], [43] nebo [44]. Nejpoužívanější opory pro výpočet součinitele intenzity napětí na tělesech s jednostranným vrubem v tříbodovém ohybu na dvourozměrných tělesech vytvořil Tada [45], Murakami [46], nebo Pook [18]. Tada kvantifikoval SIF (stress intensity factor- součinitel intenzity napětí) ve vrcholu trhliny pomocí rovnice (1.10). Působící napětí σ vyjádřil rovnicí

$$\sigma = \frac{6M}{W^2}, \quad (1.22)$$

kde $M = \frac{PS}{4}$. W značí svislý rozměr tělesa, S rozpětí podpor a P bodovou sílu způsobující zatížení. Všechny z uvedených veličin jsou graficky znázorněny na obrázku 1.6. Pro poměr rozpětí k svislému rozměru tělesa $S/W = 4$ byla tvarová funkce



Obr. 1.6: Schéma tělesa s trhlinou v třibodovém ohybu

určená rovnicí

$$f(\alpha = a/W) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \frac{1,99 - \alpha(1 - \alpha)(2,15 - 3,93\alpha + 2,7\alpha^2)}{(1 + 2\alpha)((1 - \alpha)^{\frac{3}{2}})} \quad (1.23)$$

Pook vyjádřil vztah pro určení SIF následovně

$$K = \frac{PY}{BW^{\frac{1}{2}}}, \quad (1.24)$$

kde tvarovou funkci zastupuje proměnná Y a pro stejné podmínky, jak už byli zmíněné je vyjádřena jako

$$Y(\alpha) = \frac{6\alpha^{\frac{1}{2}}[1,99 - \alpha(1 - \alpha)(2,15 - 3,93\alpha + 2,7\alpha^2)]}{(1 + 2\alpha)(1 - \alpha^2)}. \quad (1.25)$$

Hodnoty SIF zjištěné dosazením poměru a/W do obou rovnic se shodují.

1.2.2 J-integrál pro stanovení součinitele intenzity napětí

Riceův J-integrál [47] je způsobem jako stanovit deformační energii uvolněnou na jednotku povrchu v materiálu. Za podmínek LELM (lineárně-elastické lomové mechaniky) je ho možné kalkulovat následující rovnicí

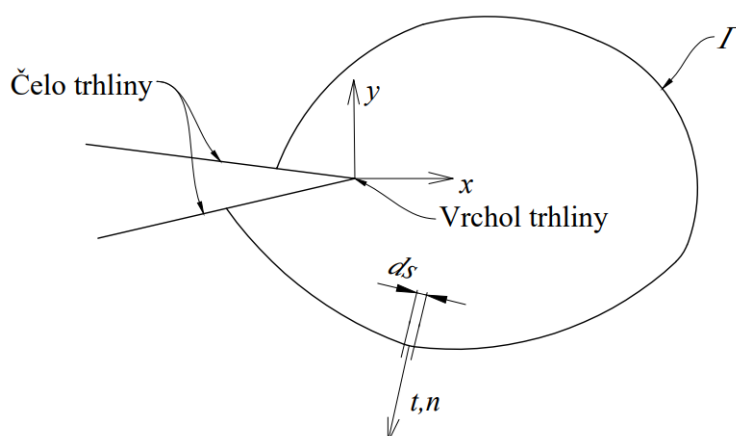
$$J = \frac{K^2}{E'}, \quad (1.26)$$

kde $E' = E$ pro rovinnou napjatost a $E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ pro rovinnou deformaci [49]. Z porovnání vztahů (1.11) a (1.26) pak lze specifikovat J- integrál jako hnací sílu působící na trhlinu a plastickou zónu, pohybující-li se jako jeden celek [26]. Koncept

J-integrálu nabízí lomový parametr nezávislý na integrační cestě a na rozdíl od G je použitelný nejen v oblasti elastické analýzy [51]. Vezmeme-li do úvahy křivku Γ , která ohraničuje vrchol trhliny, jejíž koneční body leží na čele trhliny, J-integrál charakterizuje energii uvolněnou následkem růstem trhliny následovně

$$J = \int_{\Gamma} (U dy - t \frac{\partial d}{\partial x} ds), \quad (1.27)$$

kde U je hustota deformační energie, t vektor povrchového tahového napětí v rovině definované vnější normálou n křivky Γ , d vektor posunů a ds prvek oblouku podél křivky [50]. Grafické znázornění jednotlivých veličin je viditelné na obrázku 1.7.



Obr. 1.7: Křivka pro výpočet J-integrálu

Kriterium stability trhliny pro J-integrál

$$J < J_C$$

možné použít i u přítomnosti výraznějších plastických deformací a proto je univerzálnější než kriterium pro hnací sílu trhliny G . J-integrál je využíván také ve výpočetních programech na principu metod konečných prvků jako je ANSYS nebo ABAQUS.

1.2.3 Výpočetní metody používané ve výpočetním prostředí

Integrační metoda interakce

Ansyes Mechanical využívá na výpočet součinitele intenzity napětí takzvanou *integrační metodu interakce*. Základem této metody je integrační integrál, který vzniká odvozením z J-integrálu pro dva přípustné případy, a to pro skutečné a přídavné pole [52]. Interakční integrál je interpretován jako

$$I_0 = - \int_V q_{i,j} [\sigma_{k,l} \epsilon_{k,l}^{aux} \delta_{i,j} - \sigma_{k,j}^{aux} u_{k,i} - \sigma_{k,j} u_{k,i}^{aux}] dV \text{ pro třírozměrné tělesa} \quad (1.28)$$

$$I_0 = \int_S \delta q_n dS \text{ pro dvourozměrné tělesa,} \quad (1.29)$$

kde q_i je vektor růstu trhliny, $\sigma_{i,j}, \epsilon_{i,j}$ a $u_{i,j}$ jsou složky vektoru napětí, přetvoření a posunů, $\sigma_{i,j}^{aux}, \epsilon_{i,j}^{aux}, u_{i,j}^{aux}$ jsou složky vektoru napětí, přetvoření a posunů na přidavném poli [53]. Vztah mezi integračním integrálem a součinitelem intenzity napětí je pak

$$I = \frac{2}{E'} (K_I K_I^{aux}), \quad (1.30)$$

kde K_I je součinitel intenzity napětí pro mód I a K_I^{aux} přidavný součinitel intenzity napětí.

Přídavné pole zmíněné v předchozích výpočetních rovnicích je specifikováno na základě lokálního souřadného systému s počátkem ve vrcholu trhliny. Přídavné pole vrcholu trhliny jsou asymptotická pole napětí a přetvoření pro konfigurace módu I, II a III. Požadavky na přesnost kalkulace součinitele intenzity napětí lokálního souřadného systému pro přidavného pole jsou následovné:

- souřadná osa x musí být ve směru růstu trhliny
- souřadná osa y musí být ve směru normály k povrchu nebo okraji trhliny
- souřadná osa z musí být v tangenciálním směru k povrchu trhliny

Metoda extrapolace posunů

Pro lineárně elastické výpočty může být součinitel intenzity napětí ve vrcholu trhliny kvantifikován taky pomocí *metody extrapolace posunů*. Skutečný posun ve vrcholu a jeho blízkosti byl určen Parisem [32] jako

$$u = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa - 1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa + 3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right), \quad (1.31)$$

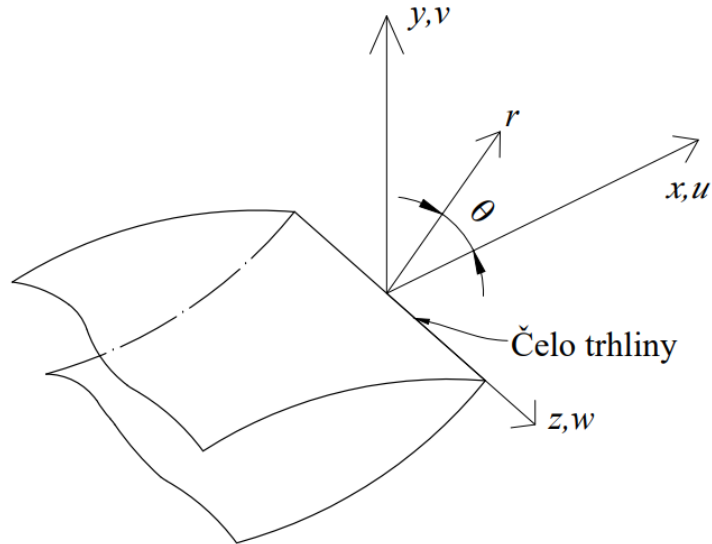
$$v = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa - 1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa + 3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right), \quad (1.32)$$

$$w = \frac{K_{III}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2}, \quad (1.33)$$

kde u, v jsou posuny v lokálním kartézském souřadném systému, r, θ jsou polární souřadnice v lokálním cylindrickém souřadném systému, G je modul pružnosti ve smyku, K_I, K_{II} součinitele intenzity napětí pro mód I a II a III a $\kappa = 3 - \nu$ pro rovinnou deformaci a $\kappa = \frac{3-\nu}{1+\nu}$ pro rovinnou napjatost, kde ν je Poissonův součinitel.

Pokud z uvedených vztahů vyjádříme součinitel intenzity napětí pro úhel $\theta = 180^\circ$ dostáváme

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{2G}{1 + \kappa} \frac{v}{\sqrt{r}}, \quad (1.34)$$



Obr. 1.8: Znázornění veličin pro výpočet metodou extrapolace posunů

$$K_{II} = \sqrt{2\pi} \frac{2G}{1 + \kappa} \frac{u}{\sqrt{r}}, \quad (1.35)$$

$$K_{III} = \sqrt{2\pi} 2G \frac{w}{\sqrt{r}}. \quad (1.36)$$

Uvedené veličiny jsou pro lepší znázornění uvedené na obrázku 1.8. Vezmeme-li do úvahy podobnost rovnic 1.34, 1.35 a 1.36, můžeme vyjádřit proměnné pro mód I poměrem $\frac{v}{\sqrt{r}}$, závislým na přemístění a souřadnicích konkrétního uzlu sítě konečných prvků [55]. Nahradíme-li tento poměr za předpokladu lineární funkce rovnicí

$$\frac{v}{\sqrt{r}} = A + Br \quad (1.37)$$

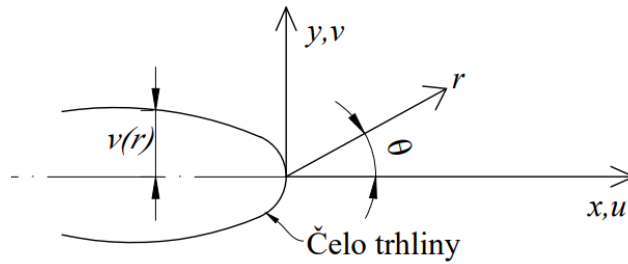
dostáváme pro vrchol trhliny

$$\lim_{r \rightarrow 0} \frac{v}{\sqrt{r}} = A \quad (1.38)$$

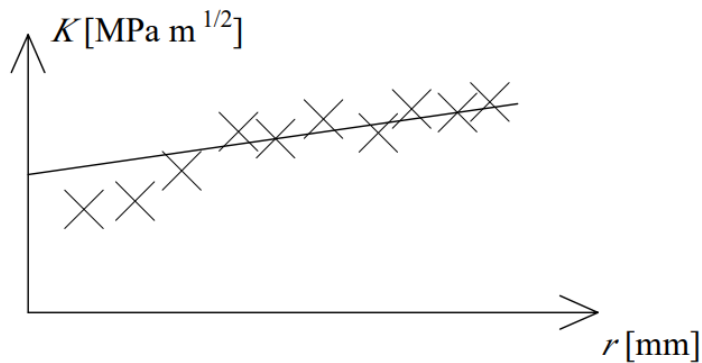
a součinitel intenzity napětí ve vrcholu trhliny lze kvantifikovat jako [56]

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{2GA}{1 + \kappa}. \quad (1.39)$$

Pro lepší vizualizaci je příklad závislosti hodnoty K_I na r a určení hodnoty ve vrcholu trhliny znázorněn na obrázku 1.10.



Obr. 1.9: Znázornění veličin v pro symetrickou trhlinu v 2D úloze



Obr. 1.10: Grafické znázornění použití metody extrapolace posunů

1.3 Materiál

1.3.1 Chemické složení a zatřívání

Nerezová ocel je obecné pojmenování každé slitiny železa odolné vůči korozi, s minimálním obsahem chromu 10,5 %. Kromě něj obsahují také nikl, chrom, karbon a molybden. Vzhledem na metalurgické složení se v stavebnictví uplatňují dvě hlavní třídy, kterými jsou *austenitická* a *duplexní*, které se odlišují právě na základě procentuálního zastoupení jednotlivých složek. Přesné požadavky na chemické složení jsou uvedené v normě ČSN EN 10088-1 (420927) [58]. Austenitická ocel obsahuje typicky 18 % chromu, který zabezpečuje charakteristickou odolnost vůči vnějším podmínkám, 8 – 11 % niklu, který zabezpečuje typickou mikrostrukturu a mechanické vlastnosti oceli a kolem 2 % molybdenu. Mikrostruktura duplexní oceli má díky vyššímu podílu chromu, který zastupuje 21 – 25 % a 4 – 6 % niklu austeniticky-feritický charakter. Obsah molybdenu je porovnatelný s ocelí austenitickou [59],[12]. Duplexní ocel není u návrhů konstrukcí i navzdory lepší korozi-odolnosti natolik frekventovaná jako ocel austenitická, důvodem čeho je vyšší nákladnost na použití [60].

Označení oceli jsou podle tří systémů, dle evropské normy jako například EN 1.4301 nebo EN 1.4401, německého systému DIN, nebo známého systému AISI, kde jsou ekvivalentem zmíněných AISI 304 a AISI 316. První z nich byla zvolena za materiál studovaného IPE nosníku, který je předmětem této studie. Chemické procentuální složení oceli nosníku je uvedeno v tabulce 1.2.

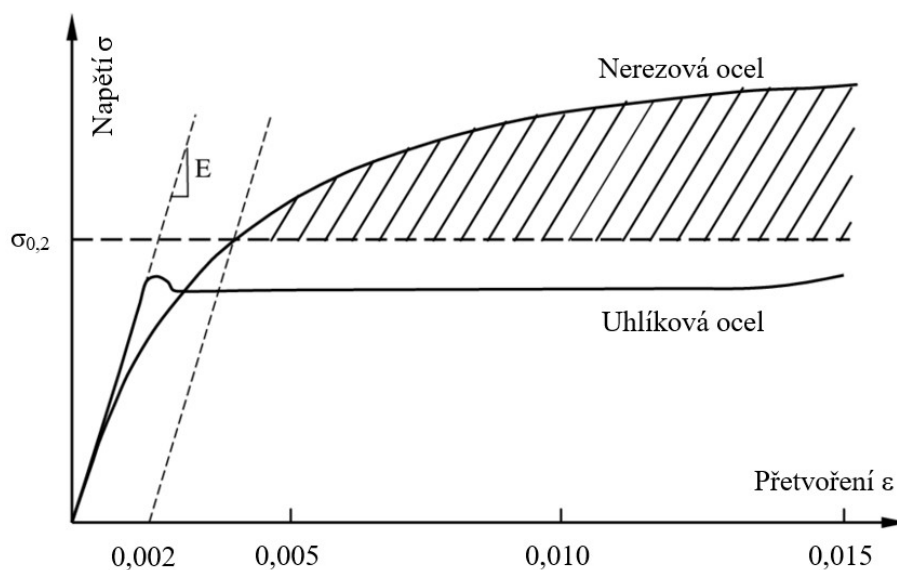
Vzorek	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	N
1	0,017	0,44	1,55	0,27	0,002	8	18,2	0,05

Tab. 1.2: Chemické složení oceli z materiálů výrobce IPE nosníků [61]

1.3.2 Mechanické vlastnosti

Základní vztah mezi napětím a přetvořením vykazuje odlišný průběh oproti klasické uhlíkaté oceli, jak je vidět na obrázku 1.11. Zatím co je pracovní diagram uhlíkaté oceli bilineární, ostře omezen mezí kluzu s následným tahovým změkčením, které vyvrcholí v tahové zpevnění, diagram pro nerezovou ocel má diagram zaoblený s vysokou duktilitou a bez výrazné meze kluzu [63]. V porovnání s uhlíkatou ocelí je duktilita tohoto materiálu až dvojnásobná. Smluvní mez kluzu se stanoví jako hodnota způsobující 0,2% prodloužení z celkového poměrného přetvoření.

Vzhledem na absenci meze kluzu, která se dá učit přímo, je u nerezové oceli zavedena takzvaná 0,2% smluvní mez kluzu, neboli sečná mez kluzu, která je rovněž používána jako návrhová únosnost materiálu [62]. Mechanické vlastnosti oceli po-



Obr. 1.11: Porovnání pracovních diagramů uhlíkové a nerezové oceli [64]

užité ve studii jsou uvedeny v tabulce 1.3. Dalšími mechanickými vlastnostmi proč je nerezová ocel materiálem používaným nejen pro oblast stavebnictví jsou [4]

- *odolnost vůči korozi*; zapříčiněná hlavně podílem chromu, který v kontaktu se vzduchem vytvoří na povrchu oceli film, který ji chrání před neželenými účinky vnějšího prostředí
- *funkčnost v extrémních teplotách*; v porovnání s uhlíkovou ocelí pevnost oceli nerezové za výrazně nízkých a vysokých teplot vykazuje vyšší hodnoty
- *životnost*; ovlivněna správným návrhem bez dalších požadavků na ochranné nátěry jsou konstrukce schopné se v plné funkčnosti dožít až více než 100 let
- *svařitelnost a tvářitelnost*; díky které je možné vytvořit také tenkostěnné a tvarově rozmanité profily složené z více úhelníků
- *houževnatost*; jako opak křehkosti využitelná hlavně pro konstrukce v nárazuvzdorných bariérách, pobřežních strukturách a seizmických oblastech
- *vysoký level izotropie*

Vzorek	Mez pevnosti v tahu [MPa]	0,2 % smluvní mez kluzu [MPa]	1,0% mez kluzu [MPa]	Poměrné přetvoření [%]
1	628	255	319	58

Tab. 1.3: Mechanické vlastnosti oceli použité pro výrobu IPE nosníku [61]

1.3.3 Tvarování oceli

Výroba konečných ocelových produktů z polotovarů používaných v stavebnictví se podle způsobu zpracování polotovarů (plechů, sviteků, drátů) rozděluje na několik kategorií. První je *tvarování za studena*, která představuje zpracování za běžných teplot. Patří do ní lisování z tažených plechů nebo válcování s použitím forem. Výsledkem takovýchto procesů jsou tažené kruhové, čtverečné nebo vícehranné nebo ploché tyče, ohýbané tenkostěnné C a L profily nebo válcované U profily. Spojením takovýchto profilů svařením nebo spoji mechanickými je možno dostat také uzavřené obdélníkové, čtverečné, L nebo T profily nebo profily otevřené, jako dvíjí C. Tvarováním za studena je možno hlavně v rozích dosáhnout lepší mechanické vlastnosti oceli. Naopak do kategorie druhé, kde dochází k *tvarování za tepla*, jsou profily vyrobené válcováním za tepla nebo svařováním. Rovněž tímto způsobem je možné produkovat kruhové nebo haněné tyče, L, U, nebo C profily, ale rovněž i profily průřezu I a H, nebo T. Svařováním lze dosáhnout taky složitější tvary složené z více úhelníků nebo zakládaných profilů [65], [66], [67].

1.4 Modelovací prostředí

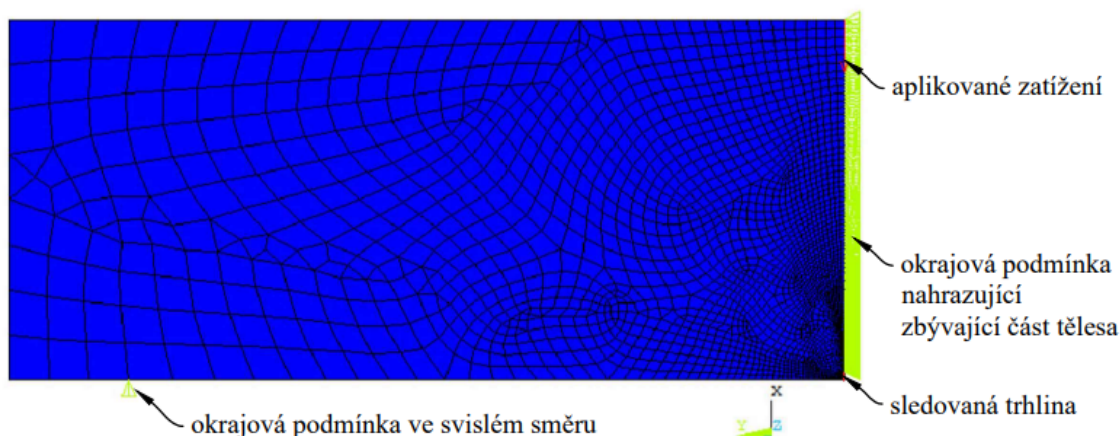
Výpočetním prostředím zvoleným k analýze byl program Ansys Mechanical APDL, který pracuje na principu metody konečných prvků.

1.4.1 2D modelování a kalibrace

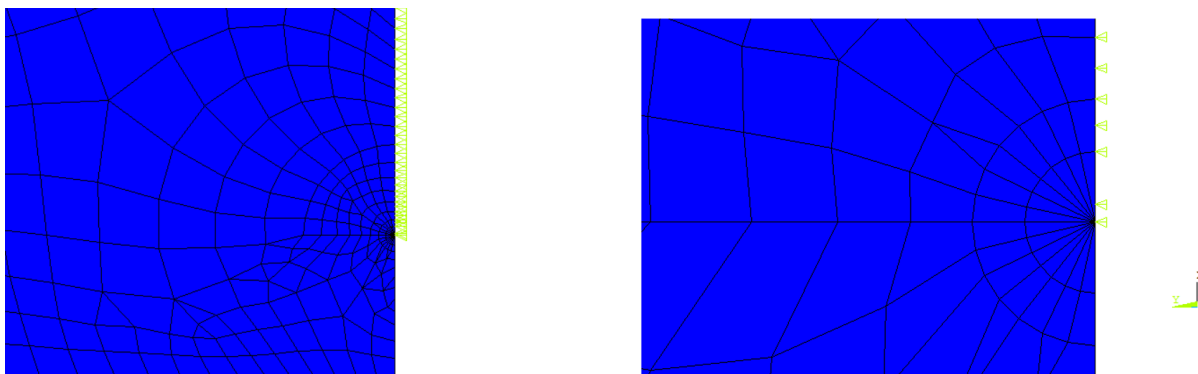
Geometrie a okrajové podmínky

Prvním krokem analýzy bylo vytvoření dvourozměrného modelu třibodového ohybu a jeho porovnání s analytickými výpočty z dostupné literatury. Rozměry tělesa podle schémata zkušební konfigurace na obrázku 1.6 byli zvoleny jako výška tělesa $W = 80$ mm a poměr rozpětí podpěr k výšce $S/W = 4$. Toto rozpětí bylo však modelováno pouze pro potřeby porovnání s oporami, pro potřeby studie a porovnání s dalšími modely byl určen poměr $S/W = 3$. Zatížení bylo vyvozeno bodovou silou P o velikosti 1000 N. V modelovacím prostředí byl vytvořen model pouze tělesa polovičního, využívající symetrie tělesa nahrazením zbývající části okrajovými podmínkami zabraňujícími posunu ve směru chybějící poloviny. To mělo za následek urychlení modelování a výpočtů. Model s okrajovými podmínkami a zatížením je pro lepší vysvětlení znázorněn na obrázku 1.12. Okrajová podmínka ve směru svislém simulovala bodové kloubové podepření reálného tělesa při třibodovém ohybu.

Trhlina byla modelovaná jako liniová, bez okrajových podmínek, pobíhající od spodního okraje svisle v ose symetrie tělesa. Jelikož bude model sloužit k porovnání s IPE, délka trhliny a byla vyjádřena poměrem k výšce stojiny t v rozmezí $< 0,1 \div 0,95 >$. Jelikož se však ve tvarové funkci používá poměr a/W , byli tyto hodnoty rovněž přepočtené na interval $a/W \in < 0,0065 \div 0,06175 >$.



Obr. 1.12: Dvourozměrný model s okrajovými podmínkami z modelovacího prostředí



Obr. 1.13: Detail sítě konečných prvků v okolí trhliny

Sít konečných prvků

K vytvoření sítě konečných prvků byl zvolen typ prvku zvaný *Plane 183*. Je to 2D element vyššího řádu vhodný k vytvoření nepravidelné sítě konečných prvků. Jde o 6 nebo 8 uzlový prvek, který má dva stupně volnosti a to posun ve směru osy x a y a je vhodný modelování rovinných úloh [53]. Sít KP byla nejvíce zjemněná v okolí sledované trhliny. Detail sítě z modelování okolí vrcholu trhliny je znázorněné na obrázku 1.13. Se zvyšující se vzdáleností od vrcholu trhliny byla velikost prvků zvětšována.

Materiálové charakteristiky byly v modelu charakterizovány modelem pružnosti E , který má pro ocel velikost 190 GPa a Poissonovým součinitelem ν s velikostí 0,3.

Získání hodnot lomových veličin

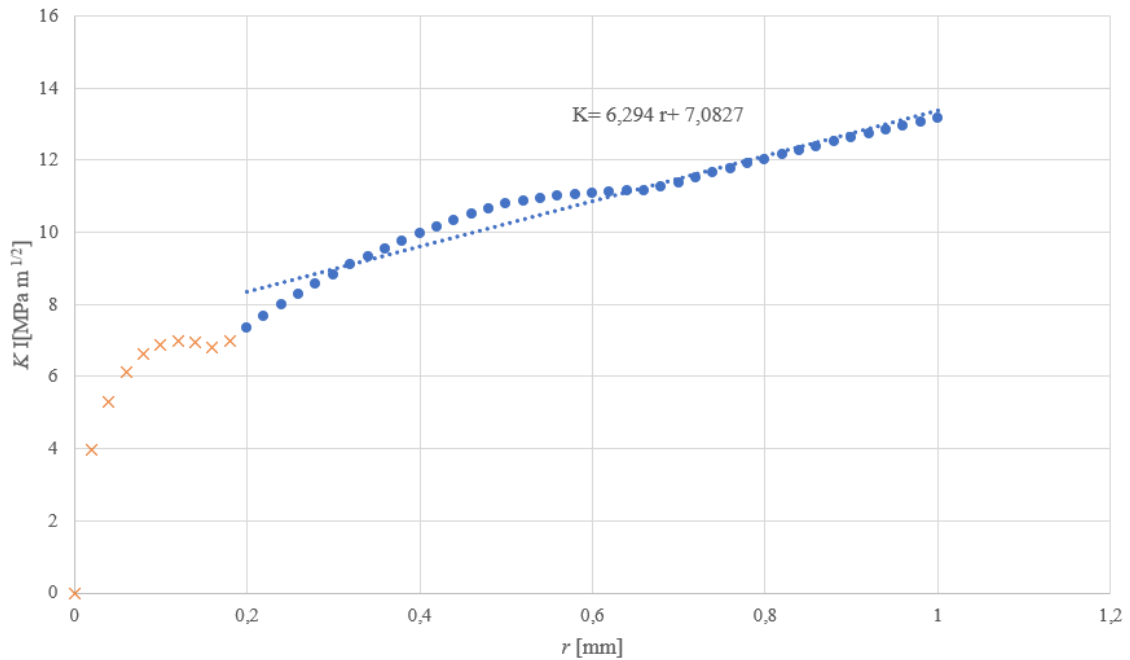
K získání hodnot součinitele intenzity napětí z výpočetního prostředí byly použity dvě metody výpočtu. První bylo použití příkazu přímo v softwarovém prostředí *CINT*, který funguje na principu integračního integrálu. Pomocí něj je možné získat z Ansys hodnoty K_I a dalších lomových parametrů po specifikování uzlu, který představuje vrchol trhliny, například pomocí souřadnic. Je nezbytné rovněž specifikovat symetrii a počet kontur kolem vrcholu, ze kterých má dojít k výpočtu hodnot.

Dalším způsobem výpočtu byla *metoda nejmenších čtverců*. V okolí vrcholu trhliny se určila cesta délky 1 mm, počáteční bod které začínal ve vrcholu trhliny a která směřovala do neporušené části tělesa. Na této cestě byly pomocí software-u určeny výsledné hodnoty otevíracího napětí a za pomoci rovnice 1.13 byly vyčísleny hodnoty K v jednotlivých úsecích cesty. Závislost součinitele intenzity napětí K na vzdálenosti bodu r od vrcholu trhliny byla proložena lineární rovnicí ve které konstantní člen určil hodnotu K_I ve vrcholu trhliny. Matematicky lze tedy výpočet vyjádřit jako

$$K_I = \sigma\sqrt{2\pi r} = Ar + B \quad (1.40)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} K_I = B \quad (1.41)$$

Příklad určení hodnoty K_I ve vrcholu trhliny je znázorněn na obrázku 1.14. Oranžová barva znázorňuje část nejbližší k vrcholu trhliny, která byla ve výpočtu zanedbána, vzhledem k předpokladu výskytu plastické zóny a nelineárního chování materiálu v tudíž oblasti.



Obr. 1.14: Použití metody nejmenších čtverců k zjištění hodnoty K_I v čele trhliny

Kalibrace výsledků

Ověření správnosti modelování a získaných hodnot lomových parametrů proběhlo pomocí porovnání s analytickými výpočty pomocí vztahů dle Tady [45]. Působící napětí pak získáme dosazením do rovnice 1.22

$$\sigma = \frac{\frac{3}{2}PS}{W^2} = \frac{\frac{3}{2} \cdot 2000 \cdot 320}{80^2} = 150 \text{ MPa} \quad (1.42)$$

Vzhledem k modelování pouze tělesa polovičního, zatíženého silou $P = 1000 \text{ N}$, byla síla ve výpočtu zdvojnásobena. Vypočtená hodnota napětí byla pak dosazena do rovnice 1.10, kde tvarová funkce byla funkce poměru délky trhliny k výšce tělesa a/W dle rovnice 1.23.

1.4.2 3D modelování

Dalším krokem v modelování bylo vytvoření dvou třírozměrných modelů a to modelu tříbodového ohybu konstantního průřezu a modelu IPE nosníku. Geometrie obou modelů byla zvolená tak, aby se co nejvíc přibližovala vzhledem k účelům studie. Rovněž byly zachovány materiálové charakteristiky, které byly do softwarového prostředí zadané stejným způsobem jako u modelu dvourozměrného.

3D model konstantního průřezu

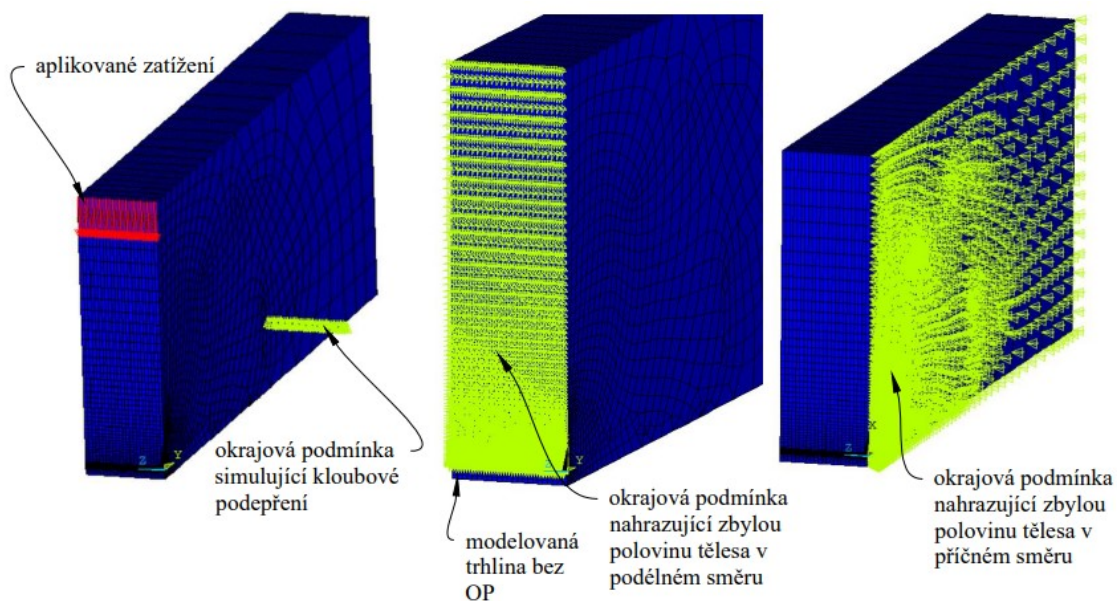
Dvourozměrný model s konstantní tloušťkou představoval mezikrok při modelování. Výchozím modelem byl už popsán dvourozměrná konfigurace. Aby se jeho rozměry co nejvíce přiblížili jak IPE tak i 2D modelu, byla u něj zachována výška $W = 80$ mm a rozpětí podpor S bylo tří-násobkem výšky. Šířka nosníku korespondovala s šířkou pásnice IPE $B = 46$ mm. Zatížení bylo vyvozeno liniově na nejvyšší hranu uprostřed rozpětí podpor.

Podpory byly rovněž modelovány jako okrajová podmínka zabraňující svislým posunům aplikovaná na nejvzdálenější spodní okraj tělesa. Opět bylo využito symetrie tělesa, jak v podélném, tak příčném směru a místo polovičního bylo modelováno těleso čtvrtinové. V rovinách symetrie byly aplikovány okrajové podmínky zabraňující posunům ve směru zbývající části tělesa. Model z výpočetního prostředí se znázorněnými okrajovými podmínkami je znázorněn na obrázku 1.15.

Trhlina byla modelována jako plocha bez okrajových podmínek. Čelo trhliny bylo zjednodušeně rovné, takže v celém průřezu měla trhlina konstantní rozměry. Umístění diskontinuity bylo uprostřed rozpětí podpor a prorůstala napříč celou šířkou průřezu. Variace nastala ve svislém rozměru trhliny a , který v průběhu sledování rostl, poměrově k výšce stojiny IPE t ve stejném rozmezí jako u 2D modelu $a/W \in < 0,0065 \div 0,06175 >$ po krocích velikosti $0,05 \cdot t$ neboli $0,00325 \cdot W$.

Sít konečných prvků byla vytvořena pomocí typu prvku zvaného *SOLID 186*. Jde o 20-uzlový tuhý prvek s třemi stupni volnosti v každém uzlu, kterými jsou posun ve směru osy x , osy y a osy z . Je taky vhodný pro vytvoření i nepravidelné sítě a podporuje plasticitu, creepové chování a hyperelasticitu [53]. Geometrie prvků tohoto typu je znázorněná na obrázku 1.16. Elementy sítě měli nejmenší velikost v blízkosti čela trhliny, se zvyšující se vzdáleností jejich velikost rostla.

K získání hodnot lomových veličin byla u tohoto modelu použita pouze metoda nejmenších čtverců, která byla blíž popsána v předchozí sekci a zjišťování hodnot na základě otevíracího napětí kalkulovaného softwarovým prostředím.



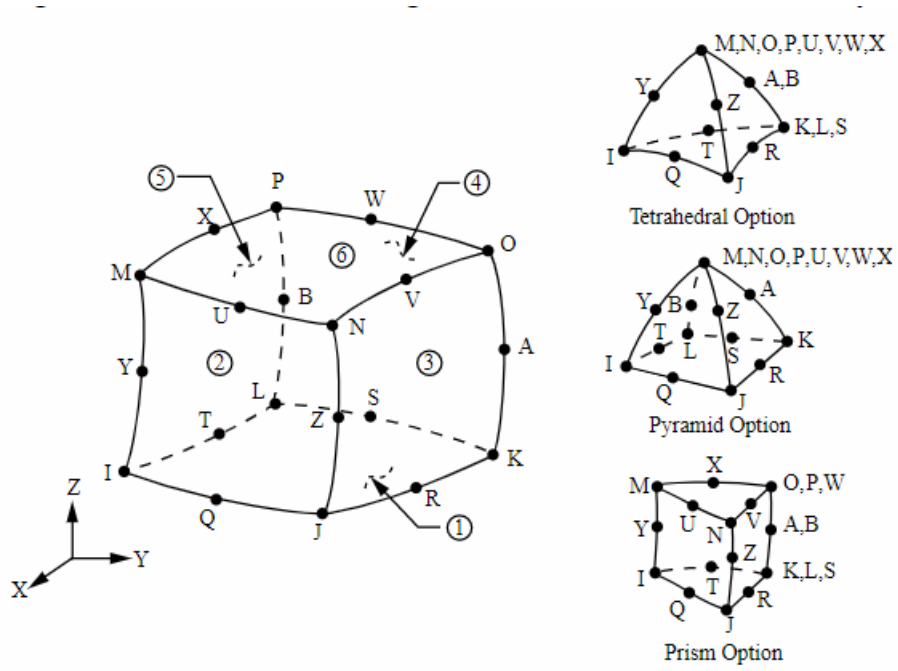
Obr. 1.15: Model tělesa konstantního průřezu s okrajovými podmínkami

3D model I průřezu

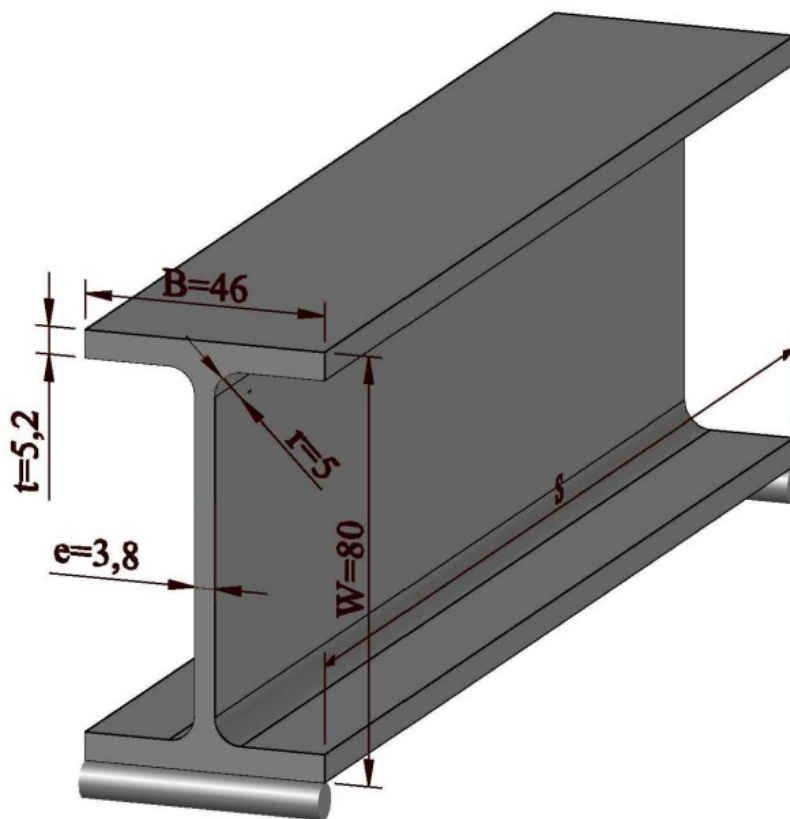
Druhým třírozměrným modelem bylo těleso I průřezu, konkrétně šlo o za tepla válcovaný nosník IPE (I-Profile Européennes) 80, kde číselné označení specifikuje výšku nosníku v milimetrech. Geometrie profilu je znázorněná na obrázku 1.17 a vychází z normových rozměrů pro tento průřez. Pro účely porovnání byl zachován tří-násobný poměr rozpětí podpor k výšce tělesa, který vychází ze skutečných zkušebních vzorků, které budou podrobeny testování.

Zatížení modelu nahrazovalo skutečnou zkušební aparaturu, která byla zjednodušená liniovým zatížením působícím uprostřed rozpětí podpor. Podpory obdobně jako v předchozích případech nahradila okrajová podmínka zabráňující svislým posunům uzlů nejvzdálenějších spodních okrajích tělesa. Symetrie, rovněž jako u předchozích dvou modelů posloužila k zjednodušení a urychlení modelování a ušetření paměti procesoru. Modelováno bylo opět těleso čtvrtinové, nahrazující zbylou část okrajovými podmínkami, kterými byli předepsané nulové posuny ve směrech nemodelovaných tří čtvrtin. IPE z modelovacího prostředí s aplikováním okrajových podmínek je viditelné na obrázku 1.18.

Pro sledování lomově-mechanických parametrů byla v tělese vymodelována diskontinuita, jako plocha bez okrajových podmínek. Nacházela se uprostřed rozpětí a měla rostoucí svislá rozměr měřen v prostředku průřezu, ose symetrie, který rostl poměrově k tloušťce stojiny $a/t \in \langle 0,1 \div 0,95 \rangle$. Tvary čela trhliny byly zvoleny celkově čtyři, kterými byli tvar kruhový, elipsoidní, s poměrem poloos 1:2, obdélníkový, s konstantní délkou delšího rozměru a rovný tvar, prorůstající celým průřezem.



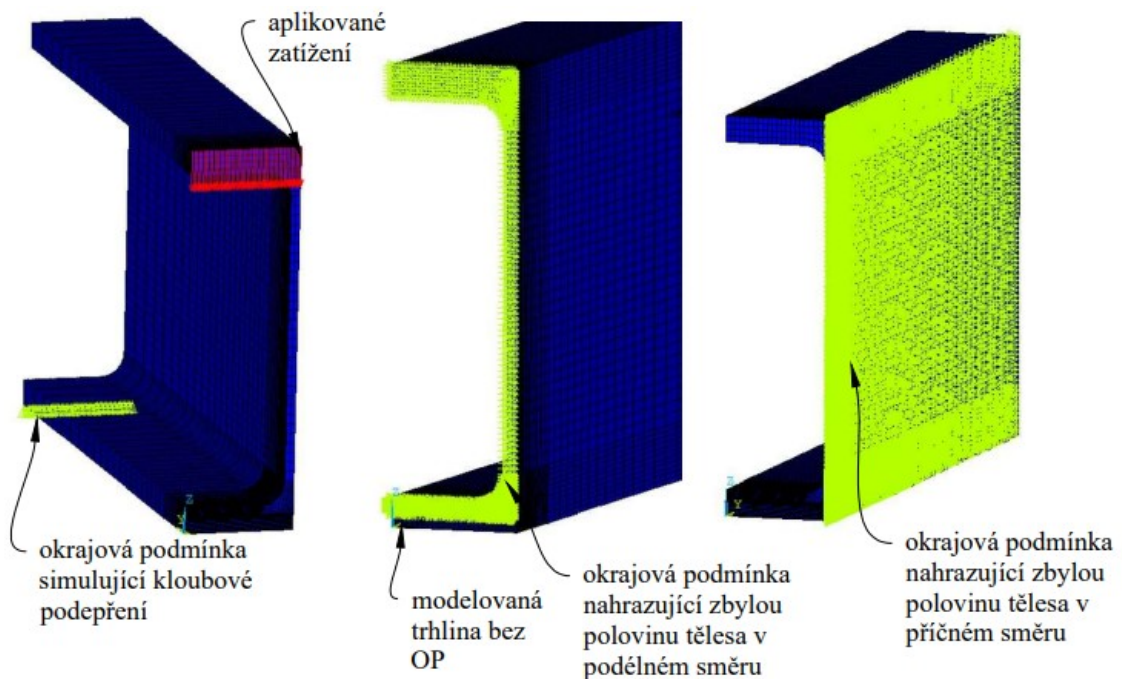
Obr. 1.16: Konfigurace geometrie prvku SOLID 186



Obr. 1.17: Geometrie nosníku IPE 80

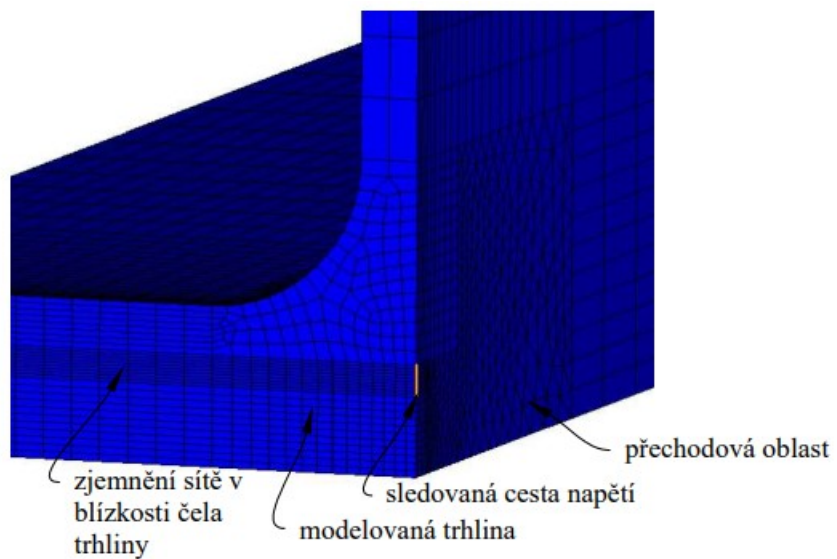
Všechny z uvedených tvarů jsou znázorněné na obrázku 1.20.

Síť konečných prvků byla modelována pomocí prvku SOLID 186, stejně jako u modelu konstantního průřezu. V průběhu vytváření sítě byla co největší snaha o vytvoření co nejpravidelnějších tvarů prvků a použití hlavně šestistěnů. Aby mohlo dojít k co největšímu zjemnění v okolí sledované trhliny a zároveň byla velikost prvků vzdálených od tohoto místa relativně velká k prvkům okolí čela trhliny došlo k modelování tzv. přechodové oblasti pomocí jehlanů, pomocí kterých lze vymodelovat více nepravidelné útvary, avšak za cenu většího počtu prvků a delšího času výpočtu. Detail modelované sítě z okolí trhliny je znázorněn na obrázku 1.19, pro účely příkladu byla vybrána trhlina s rovným čelem.

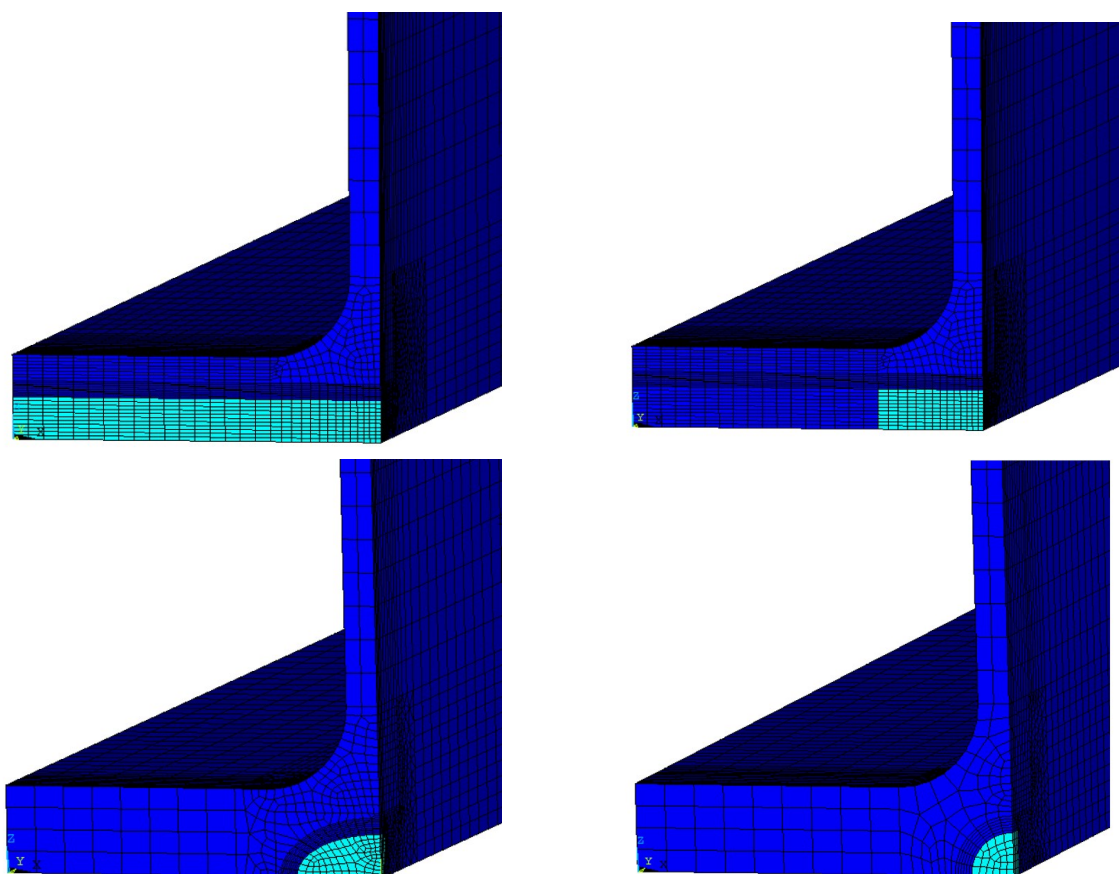


Obr. 1.18: IPE z modelovacího prostředí s aplikovanými okrajovými podmínkami

Pro účel studie byly zpracovány hodnoty otevíracího napětí z výpočetního programu, neboli normálového napětí ve směru kolmo na rovinu trhliny. Tyto hodnoty byly brány z cesty umístěné na totéž místě jako u modelu předchozího, která je také znázorněná na obrázku 1.19. Výsledné hodnoty součinitelů intenzity napětí ve vrcholu trhliny byly zjišťované pomocí metody nejmenších čtverců.



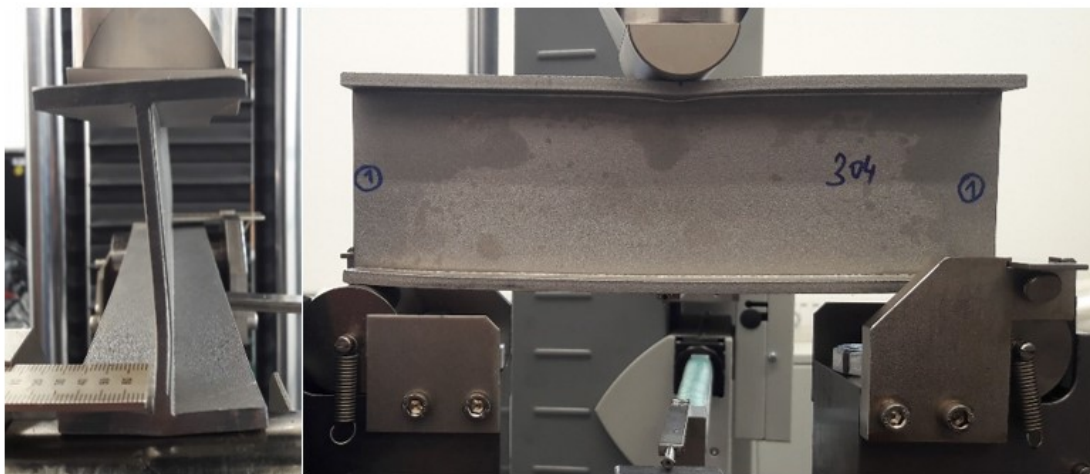
Obr. 1.19: Detail sítě konečných prvků v okolí trhliny



Obr. 1.20: Tvary čel trhlin modelované v IPE

1.5 Experimentální provedení lomových zkoušek

Prvotní zkušební konfigurace prostého nevyztuženého IPE nosníku v průběhu zkoušky třibodovým ohybem ukázali problém ztráty stability a boulení stojiny profilu. Výsledky jsou uvedeny v článku [68] a deformace je znázorněná na obrázku 1.21. Následně se hledala konfigurace, která vykazovala optimální napěťový stavy IPE profilu pro lomové experimenty [69]. Výsledkem bylo zjištění geometrie, která optimálně vyloučí příčnou deformaci nosníku při zatěžování v průběhu experimentu.



Obr. 1.21: Deformace nevyztuženého nosníku na konci experimentu

Experimentální provedení lomových experimentů proběhlo na tělesech, které byly vyztužené v místě kloubových podpěr výztuhami v celé výši průřezu a uprostřed rozpětí, na místě kde bylo vyvozováno zatížení, výztuhou která byla umístěná v horní části průřezu. Výsledkem třibodového ohybu tělesa IPE průřezu vyztuženého tímto způsobem vykazovalo deformaci nosníku pouze ve svislém směru, jak je vidět na obrázku 1.22.



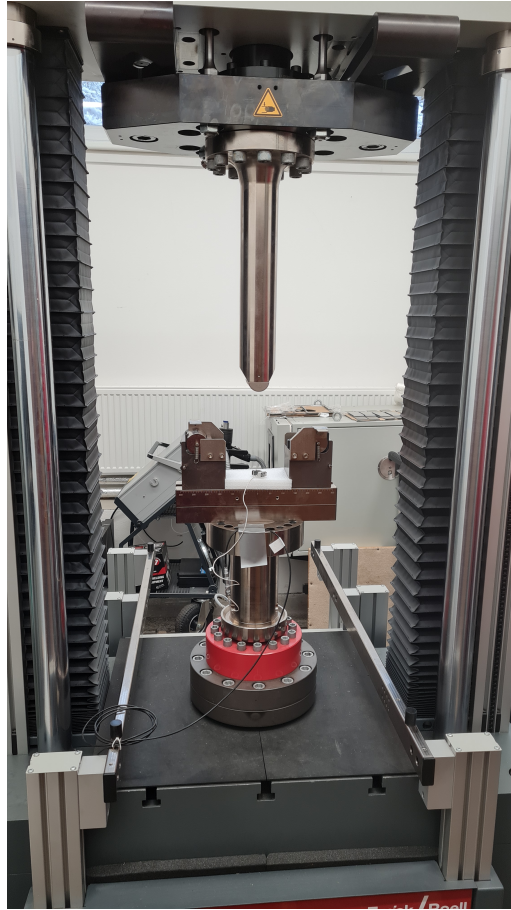
Obr. 1.22: Deformace vyztuženého nosníku na konci experimentu

Pro lomové experimenty byli vzhledem na výsledky zatěžování třibodovým ohybem použité zkušební tělesa nosníků s výztuhami. Do nosníků byl na spodní hraně vytvořen prvotní zářez probíhající celou šířkou pásnice o výšce $0,1t$, neboli výšky pásnice, který představoval iniciační vrub. Celkově byly cyklickému zatěžování podrobeny dvě tělesa. Jedno bylo zatěžováno silou 80 kN (ozn. 1) a druhé 75 kN (ozn. 2). Rozkmit napětí při zatěžování, tehdy aplikované síly byl zvolen hodnotou $0,1$.

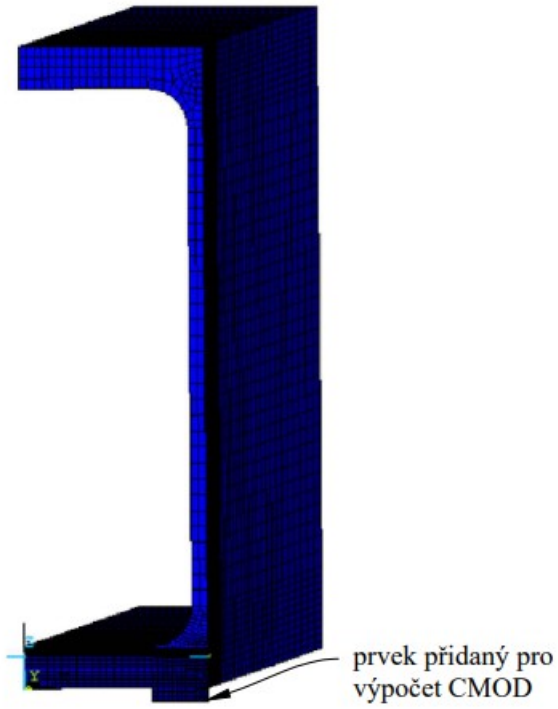
Přístrojem použitým pro experimentální provedení byl Vibrophore 250 od firmy ZwickRoell, uveden na obrázku 1.23. Jde o vysoko-frekvenční pulzátor, který funguje na principu mechanické rezonance s elektromagnetickým pohonem. Dynamické zatížení generuje oscilující systém za plné rezonance. Maximální dosažitelná zatěžovací síla vyvozená pomocí břemene je 250 kN . Zatěžovací systém může být použit jak pro statické, tak pro dynamické zatěžovací zkoušky [72].

Detail zkušební aparatury z experimentu je znázorněná na obrázku 1.25. K získání lomových parametrů, zejména rychlosti šíření trhliny, byl na spodní hraně pásnice přilepeny z obou stran uprostřed průřezu trhliny přídatné destičky. Sloužili k přichycení extensometru, měřiče posunů, díky kterému byla snímána hodnota CMOD (Crack mouth opening displacement), neboli otevření ústí trhliny. Hodnoty v závislosti na počtu zatěžovacích cyklů byly automaticky zaznamenávány připojeným řídicím počítačem do softwaru. Detail připojení extensometru na zkušební těleso pomocí deštiček je uveden na obrázku 1.26.

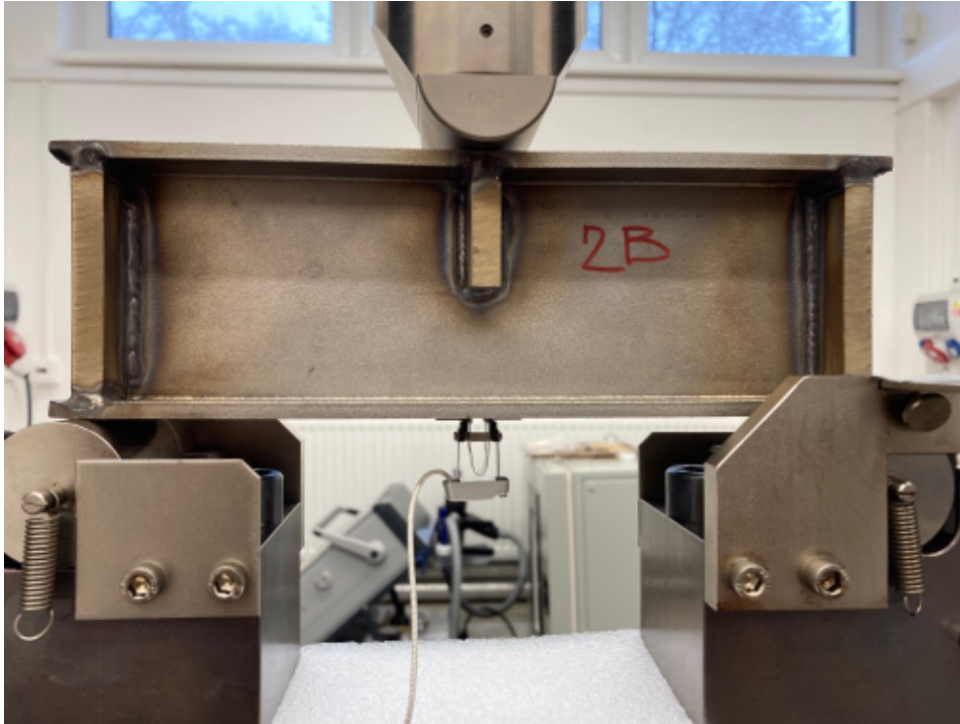
Jelikož nebylo otevření trhliny snímáno na povrchu pásnice tělesa ale na již zmíněných přídatných deštičkách, bylo potřeba výpočetní model upravit. Tloušťka deštiček byla $1,77\text{ mm}$, což je rozměr porovnatelný se svislým rozměrem pásnice, a proto nemohl být jejich rozměr zanedbatelný. Vzhledem k tomu byl uprostřed rozpětí přidán geometrický prvek široký 1 mm o tloušťce $1,8\text{ mm}$, jelikož bylo do úvahy vzato i spojovací materiál. Z modelu byly pak pro jednotlivé délky trhlin naměřeny posuny tohoto prvku při stejnoměrném zatížení, jaké bylo aplikované na reálné těleso. Těmto posunům byly pak přiřazeny počty cyklů podle výsledků z experimentu a tím pádem zjištěna rychlost šíření trhliny.



Obr. 1.23: Vibrophore 250



Obr. 1.24: Upravený výpočetní model



Obr. 1.25: Zkušební aparatura lomových testů



Obr. 1.26: Detail měřiče otevření trhliny

1.6 Členění numerické studie

Vyhodnocování výsledků lomových parametrů mělo několik fází a to následovně:

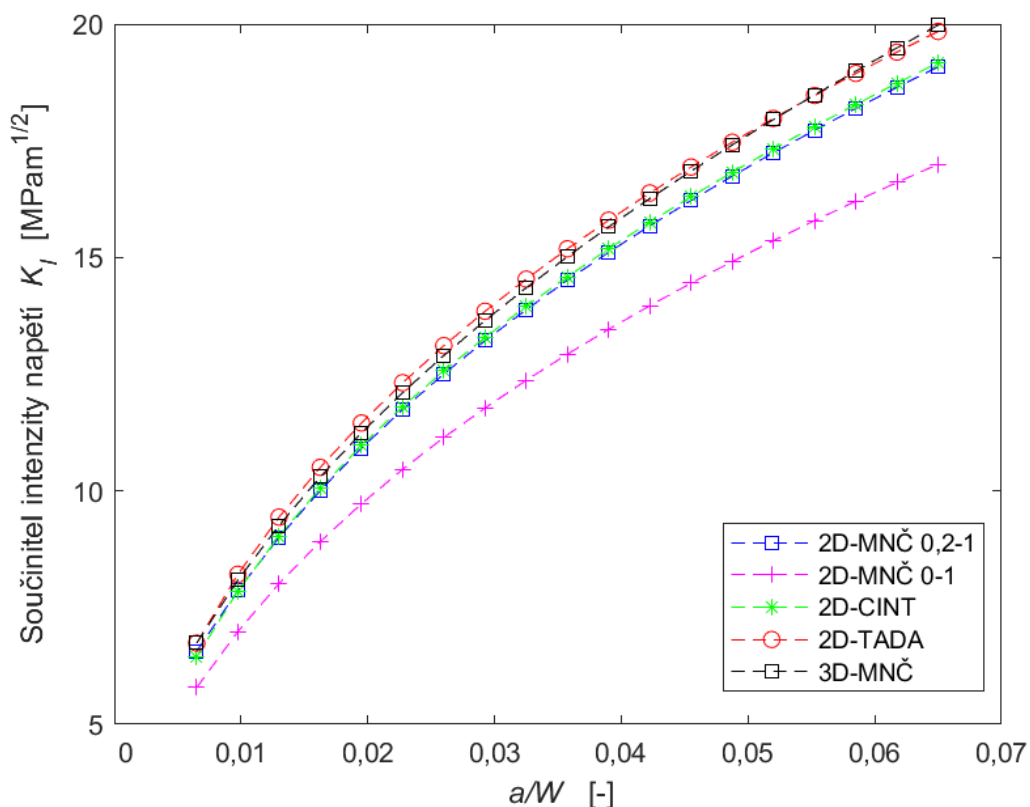
- **2D modelování a kalibrace** - jak bylo popsáno u stejnojmenné části, došlo k ověření správnosti modelování dvourozměrného modelu porovnání získaných výsledků z výpočetního prostředí s literaturou
- **Porovnání modelů s rovným čelem trhliny**- v další části došlo k porovnání 2D modelu s 3D modelem konstantního průřezu a následně s IPE modelem s rovným čelem trhliny, sledován byl průběh K_I při stejnoměrném růstu trhliny
- **Porovnání různých tvarů čel trhliny v IPE** - následovalo porovnání hodnot z modelů I průřezu s různým tvarem modelované trhliny zatížených stejným zatížením
- **Porovnání velikosti plastické zóny** - velikost plastické zóny uprostřed rozpětí a na volném povrchu byla porovnána s podmínkami rovinné napjatosti a deformace
- **Vyhodnocení experimentálního provedení únavových zkoušek** - pomocí výsledků získaných měření byla zjišťovaná rychlost šíření trhliny

Výsledky studentské práce

2.1 Programové řešení

2.1.1 Kalibrace numerického modelu

V první části došlo k porovnání výsledků hodnot součinitele intenzity napětí pro rostoucí délku trhliny z výpočetních modelů s podklady z literatury. Pro porovnání bylo zvoleno rozpětí podpor $S/W = 4$. Z výpočetního prostředí byli porovnány výsledky z dvourozměrného modelu získané *metodou nejmenších čtverců (MNČ)* a to při uvažování celé délky cesty napětí a pro délku 0,2 až 1 mm. Další získané hodnoty byli pomocí příkazu *CINT*, který využívá integrační metodu interakce. Součástí porovnání byli i hodnoty z modelování získané metodou nejmenších čtverců pro třírozměrný model konstantního průřezu. Porovnání nastalo s numerickým vyjádřením použitím tvarové funkce dle Tady (1.23). Výsledky porovnání jsou znázorněny na obrázku 2.27.



Obr. 2.27: Porovnání různých metod použitých k dosažení hodnot K

Z porovnání je zřetelná podobnost průběhu grafů i dosažených hodnot. Nejblíže jsou hodnoty kalkulované pomocí Tady s třírozměrným modelem konstantního průřezu. Naopak hodnoty získané z dvourozměrnému modelu pomocí MNČ se nejvíce

přibližují hodnotám získaných příkazem CINT, z čeho můžeme předpokládat dostatečnou přesnost pro využití tyto metody pro další porovnání. Nejvíce se liší hodnoty získané z 2D modelu pomocí MNČ při uvažování celkové délky trhliny. V tomto případě dojde k získání menších hodnot součinitele intenzity napětí, při uvažování kterých dojde k přiblížení hodnot na stranu nebezpečnou, tím že ve skutečnosti jsou dosažené výsledky vyšší. Tuto nepřesnost je možno vysvětlit vzáním do úvahy i nízké hodnoty u čela trhliny, které dosáhneme dosažením hodnot pro napětí do rovnice (1.13). Celkově je možno pokládat hodnoty získané z modelovacího prostředí za dostatečně přesné a vhodné k další analýze.

2.1.2 Modely s nekonečným čelem trhliny

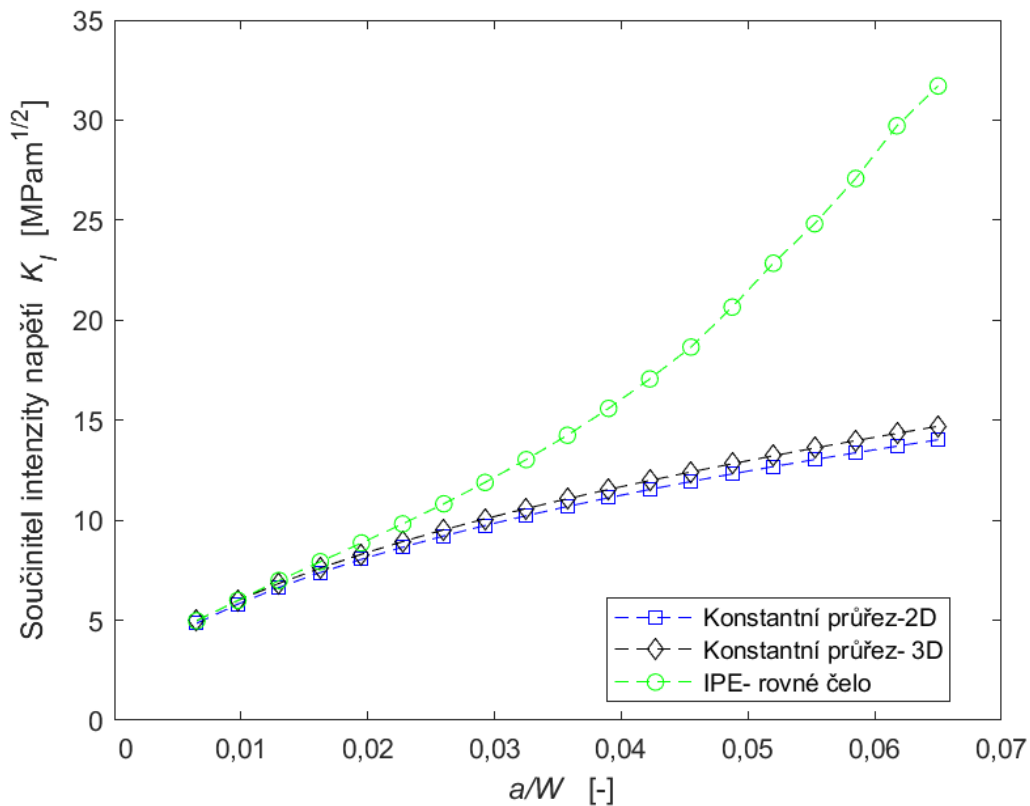
Další částí studie bylo porovnání modelů s rozměry trhliny probíhajícími konstantně napříč celým průřezem. K 2D modelu byl porovnán třírozměrný model konstantního průřezu a model IPE nosníku s rovným čelem. K vývozní počátečních hodnot součinitele intenzity napětí přibližně rovnající se velikosti bylo nutno najít zatížení vyvolující stejnosměrné napětí ve vrcholu trhliny. Výsledné zatížení aplikované na modely je uvedeno v tabulce 2.4. Zatížení pro 3D model bylo 1 kN na každý uzel nejvyšší hraně, které byly rozmístěny rovnoměrně, aby bylo možno nahrazení co nejlépe reprodukovat 2D úlohou. Pro model I průřezu bylo zatížení zvoleno poměrově k průřezové charakteristice momentu setrvačnosti, která je pro IPE přibližně 2,8 krát menší.

Model	zatížení [kN]
2D	1
3D	23,5
IPE	8,51

Tab. 2.4: Velikost zatížení aplikovaného na jednotlivé modely

Výsledky porovnání hodnot součinitele intenzity napětí zmíněných modelů jsou znázorněny na obrázku 2.28. Je z něj zřetelné, že hodnoty pro 2D a 3D model vykazují minimální rozdíly, z čeho lze také usuzovat, že nahrazení třírozměrného tělesa konstantního průřezu dvourozměrným modelem je dostatečně přesné. Co se týče IPE modelu s rovným čelem, je viditelný výraznější nárůst dosažených hodnot. Zatím co v počátku růstu se hodnoty všech třech modelů přibližují nejvíce, už po dosažení poměru $a/W = 0,2 \cdot 10^{-2}$ dosahuje IPE model nejvyšších hodnot kterých začínají mít prudší průběh růstu. V konečné fázi růstu dosahují hodnoty K více než dvojnásobných hodnot. Prudší nárůst hodnot K je možné vysvětlit výraznějšími změnami v tuhosti I průřezu než konstantního, když trhlina prorůstá výraznou částí

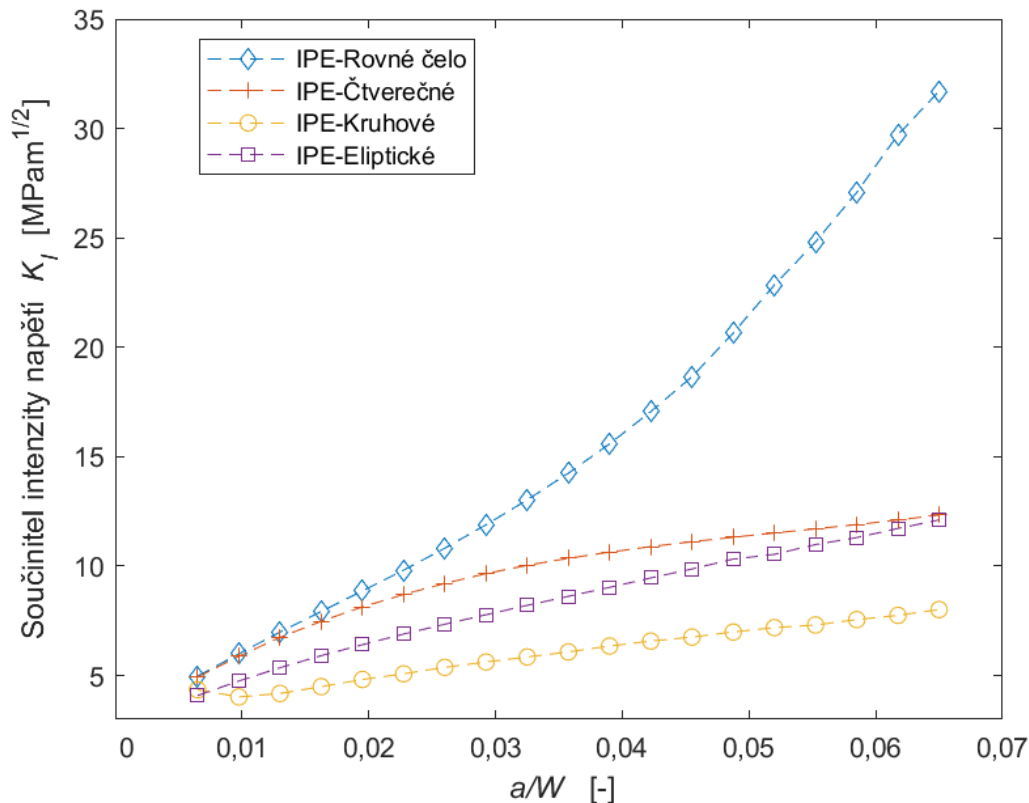
stojiny, která už v tuhosti nespolutupůsobí a výrazně ovlivňuje únosnost nosníku. Vzhledem k tomu vzniká ve vrcholu trhliny výrazně vyšší koncentrace napětí než u průřezů, kde změna tuhosti není tak výrazná.



Obr. 2.28: Porovnání různých modelů s rovným čelem trhliny

2.1.3 Různé tvary čela trhliny

Následujícím krokem bylo porovnání výsledků z modelů s různými tvary čela trhliny. Zatížení aplikované na modely mělo stejnou hodnotu jako u předchozího případu modelu IPE nosníku s rovným čelem. V počátku růstu se sice hodnoty K u všech tvarů liší minimálně, avšak následným zvětšováním rozměrů trhliny se rozdíly začínají zvětšovat. Nejvyšších hodnot součinitele je dosaženo pro rovné čelo trhliny, následuje obdélníkové, eliptické a nejmenších hodnot dosahuje čelo kruhové. V začátku růstu se hodnoty pro obdélníkový tvar přibližují rovnému čelu, avšak po dosažení poměru $0,02 \cdot 10^{-2}$ hodnoty narůstají mírnějším průběhem. Zatím co průběh u rovného čela připomíná exponenciální závislost, u kruhového a eliptického se přibližuje spíše lineární funkci. Není překvapivé, že rovné čelo představuje nejvyšší nebezpečí, vzhledem na největší plochu diskontinuity. Na stejném principu možno vysvětlit i nejmenší nebezpečí vzhledem na velikost dosažených hodnot součinitele intenzity napětí u kruhového čela. U tohoto případu lze pozorovat i překvapivý pokles mezi

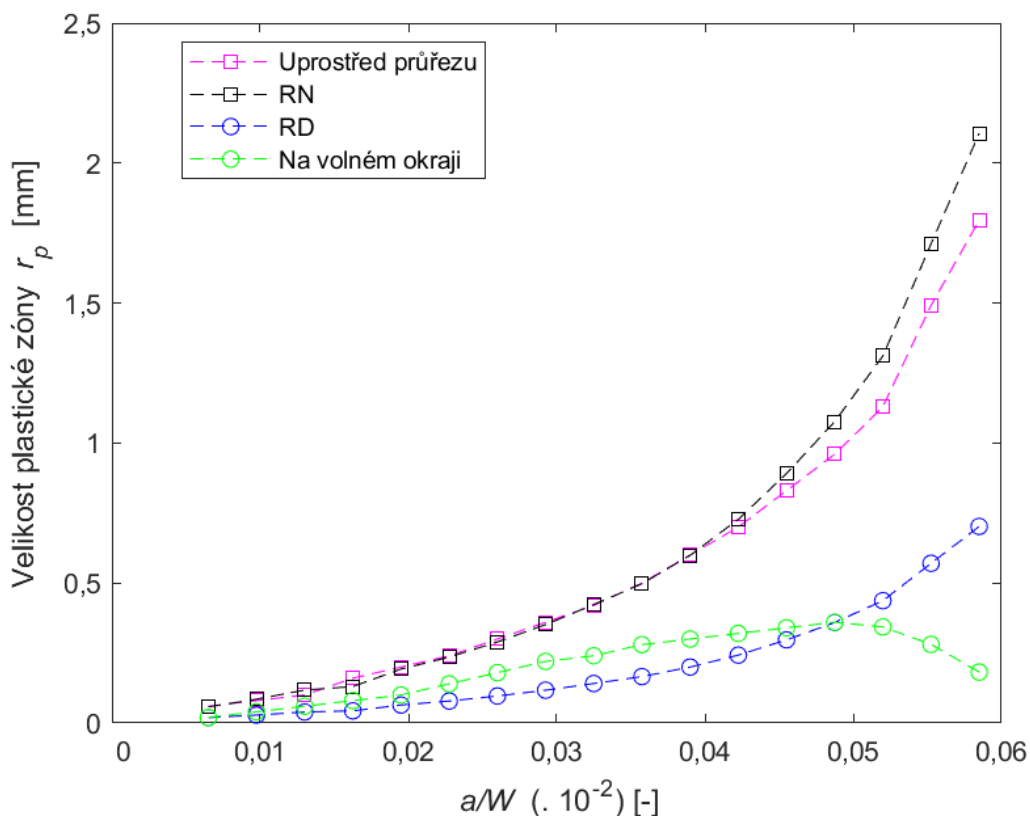


Obr. 2.29: Porovnání modelů IPE s různým tvarem čela trhliny

počáteční hodnotou a následnou hodnotou po nárůstu trhliny. Ačkoliv v průběhu růstu hodnoty u obdélníkového čela převyšují hodnoty pro elipsu a průběhy závislosti K na velikosti trhliny jsou odlišné, v nejvyšší sledované hodnotě poměru a/W dosahují téměř stejné hodnoty. Porovnání těchto tvarů však vyvrací závislost hodnoty součinitele intenzity napětí pouze na ploše trhliny, jelikož plocha elipsy dosáhne větších rozměrů už při poměru $a/W = 5,525 \cdot 10^{-2}$ a hodnoty součinitele intenzity napětí jsou u elipsy nižší. Lze vyvodit shrnutí že hodnoty součinitele intenzity napětí jsou ovlivněny tvarem čela diskontinuity.

2.1.4 Plastická zóna

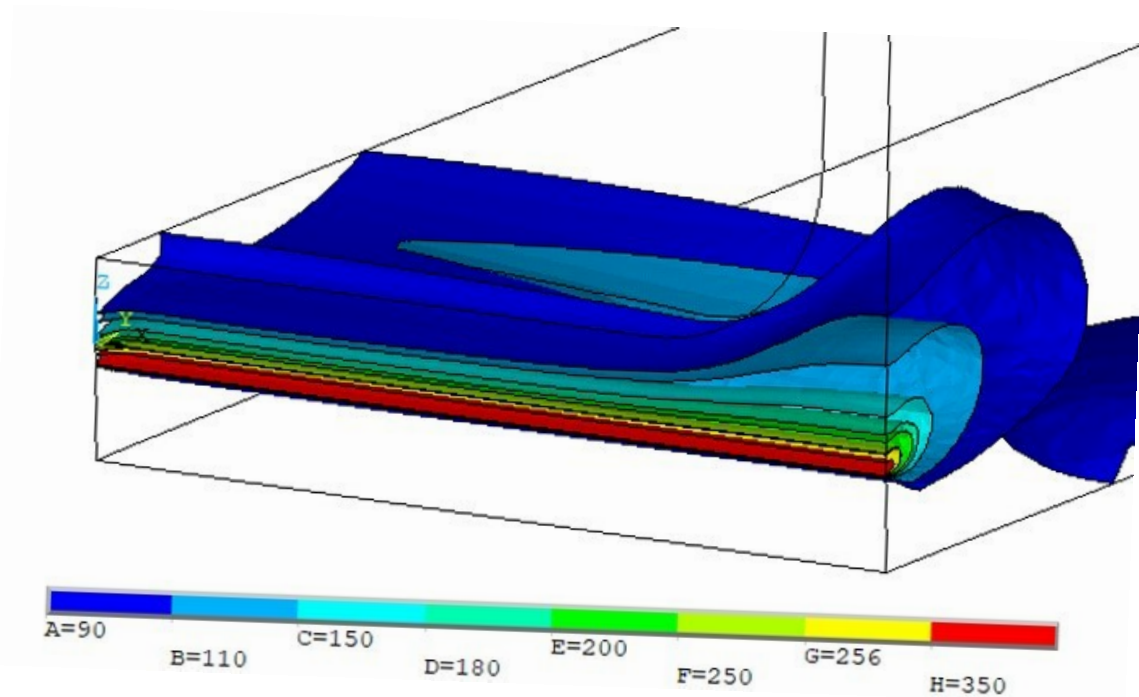
Velikost plastické zóny byla určena pro model s rovným čelem trhliny. Sledované byly velikosti na volném okraji pásnice a uprostřed průřezu. Měřený rozměr byl pouze svislý, směrem kolmo výše profilu, s počátkem v kořenu trhliny. Za plastickou zónu bylo považována oblast nejbliže k čelu trhliny, kde vyvozené napětí překročilo smluvní mez kluzu oceli. Podle rovnic pro velikost trhliny v stavu rovinné deformace (1.15) a rovinné napjatosti (1.14) byli odvozeny velikosti plastické zóny r_p vypočteny z hodnot součinitele intenzity působícího v kořenu trhliny. Velikosti vzhledem na délku trhliny jsou graficky znázorněné na obrázku 2.30. Z grafického znázornění



Obr. 2.30: Velikost plastické zóny v závislosti na poměrné délce trhliny

je očividná podobnost průběhu závislostí jak pro rovinnou napjatost tak pro deformaci na délce obdobná jako pro velikost součinitele intenzity napětí. Tento průběh kopíruje i velikost plastické zóny uprostřed průřezu. Na tomto místě se hlavně v první polovině růstu trhliny rozměr plastické zóny nejvíce přibližuje stavu rovinné napjatosti. V druhé polovině jsou vykázány větší rozdíly, jelikož rozsah plastické zóny získaný z modelovacího prostředí uprostřed šířky průřezu stoupá s nižším trendem jak by tomu bylo u stavu ideální rovinné napjatosti. Naopak na volném povrchu se v počátku velikost přibližuje stavu rovinné deformace. Následně, když se délka trhliny přiblíží třetinové tloušťce pásnice, rozměr plastické zóny na volném okraji stojí na rozmezí mezi rovinnou deformací a rovinnou napjatostí. Opět se přiblíží stavu rovinné deformace při rozměru $a/W = 4,875 \cdot 10^{-2}$. Zajímavé je, že v konečných rozměrech trhliny velikost plastické zóny na volném okraji klesá, na rozdíl od zbylých případů. Zatím co tendence růstu plastické zóny v prostředku profilu roste po celou dobu sledovaného růstu trhliny a nejvíc v konečných velikostech, na volném okraji je naopak tendence u konečných rozměrů opačná. Následkem těchto jevů může být zaoblení čela trhliny směrem k dolnímu okraji na volném konci, a naopak neúměrné zvětšování svislého rozměru v rovině symetrie průřezu. Tento jev lépe ilustruje obrázek 2.31. Obrázek znázorňuje hladiny s rovnajícím se napětím v okolí

rovného čela trhliny. Izolinie vykazují kruhový charakter v celém průřezu. Jejich velikost se však zvětšuje směrem doprostřed průřezu s největší tendencí pod pásnicí profilu. Vysvětlitelné to je právě tvarem průřezu, kde napětí od působícího zatížení do spodní pásnice přenáší právě stojina, tehdy pod ní vzniká největší koncentrace napětí, které se následně přenáší do celé šířky pásnice. Napětí ve spodní pásnici však nepůsobí rovnoměrně v celé šířce, ale při přenosu k volnému okraji rozptylem klesá, což způsobuje zaoblení trhliny na volném konci.



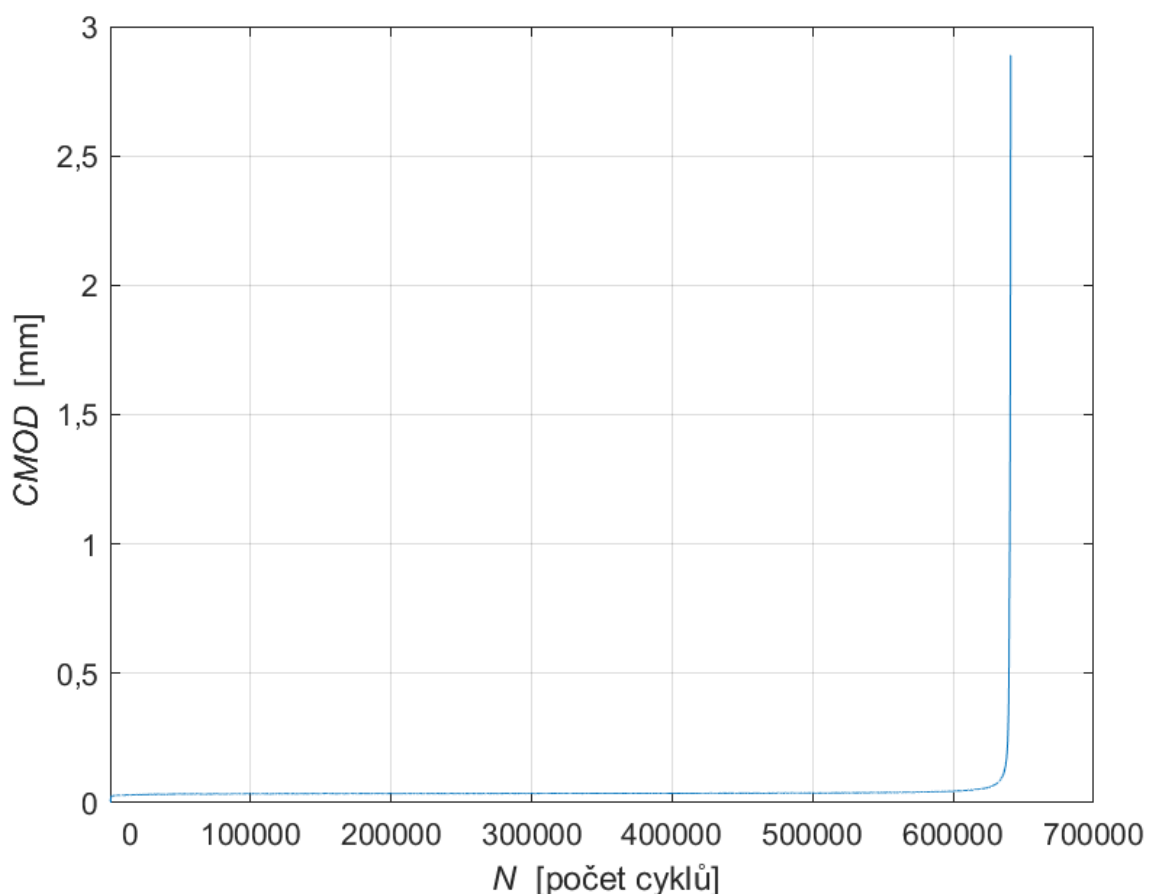
Obr. 2.31: Izohladiny napětí v okolí čela trhliny z výpočetního programu

Ve výzkumech které pracují s velikostí plastické zóny, například [70] a v literatuře [18] [29] [71] se uvádí model takzvané 'psí kosti'. Znamená to, že na volném povrchu se velikost plastické zóny zvětšuje a přibližuje se stavu rovinné deformace, zatím co uprostřed průřezu převažuje stav rovinné napjatosti. Z výsledků pro IPE profil se tato tendence pozorovat nedá, což znamená že je tato teorie aplikovatelná na tělesa konstantních průřezů.

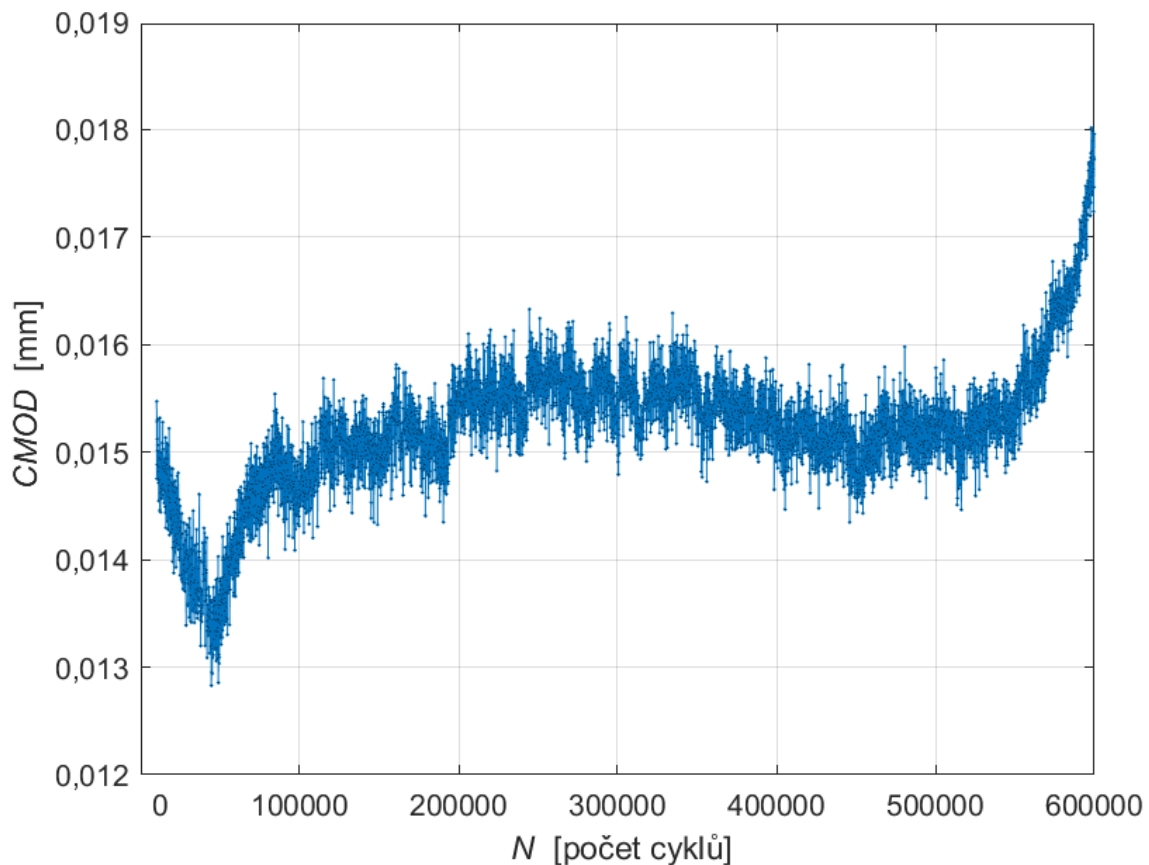
2.2 Výsledky experimentálního měření

2.2.1 Těleso zatěžováno silou 75 kN

První zkušební těleso bylo zatěžováno cyklicky silou 75 kN s rozkmitem 0,1. Získanými experimentálními daty pak byly pro každých sto cyklů minimální hodnoty otevření CMOD, maximální, jejich střední hodnota a hodnota jejich rozdílu. Právě velikosti rozdílů byli veličiny, které byly dále analyzovány a v grafickém znázornění jsou označeny pojmem CMOD. Grafické znázornění závislosti CMOD na počtu cyklů N je vyneseno na obrázku 2.32. Pro daný vzorek bylo naměřeno vysoké množství dat, vzhledem na to, že maximální hodnota cyklů dosáhla hodnotu až $6,4 \cdot 10^5$. Vzhledem na hodnoty dosaženy na konci měření, které výrazně převyšují hodnoty v průběhu mírnějšího růstu není grafické zobrazení veškerých hodnot výrazně nápomocné k popisu chování materiálu v průběhu zatěžování. Na obrázku 2.33 je proto vyobrazena závislost hodnot CMOD na počtu cyklů na intervalu $< 0 \div 600 \cdot 10^3 >$.



Obr. 2.32: Závislost CMOD na počtu cyklů- celý průběh měření

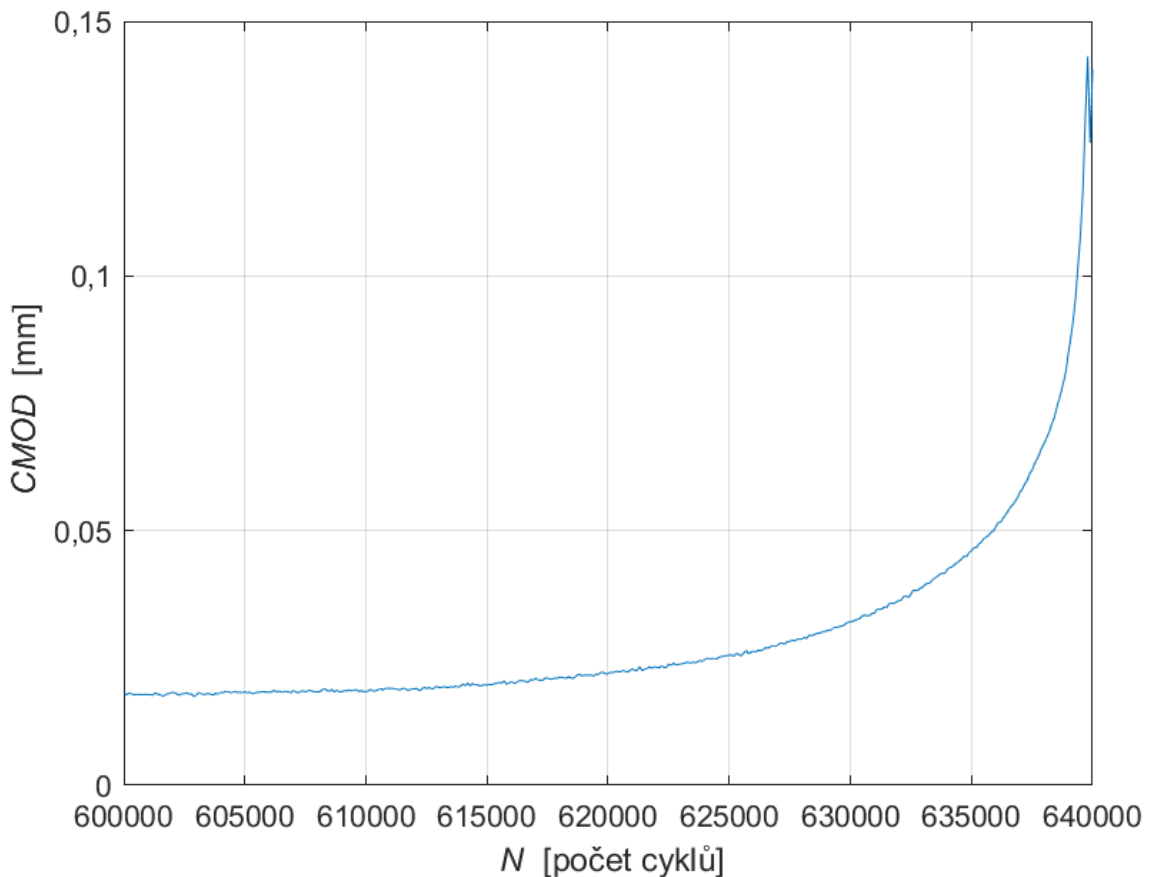


Obr. 2.33: Závislost CMOD na počtu cyklů- detail počátku růstu trhliny

V daném intervalu je lépe znázorněn průběh růstu v počátečních fázích, kde nastávají mírnější rozdíly mezi hodnotami. Ze závislosti možno dedukovat, že na počátku, v prvních 100000 cyklech zatěžování, hodnoty otevření trhliny prudce klesli a následně opět stoupli na obdobní obor. Nasledoval mírnější růst hodnot bez výraznějších rozkmitů. Hodnoty v celém rozmezí se pohybují v oboru $< 0,014 \div 0,016 >$ mm. Po překročení nejvyšší z vyobrazených hodnot nastává výraznější růst trhliny. Jak je znázorněno na obrázku 2.34 na rozmezí $< 600 \div 640 > \cdot 10^3$ dojde k zvýšení otevření CMOD až desetinásobně. Závislost CMOD na počtu cyklů zde nabývá charakter exponenciální závislosti. Právě tato množina sloužila k vyhodnocení a zpracování dat z pomocí výpočetního modelu.

Jak již bylo popsáno v předešlé kapitole, k zjištění rychlosti růstu trhliny byl použitý výpočetní model, zatížený stejným zatížením jako zkušební těleso. Z experimentálních dat byly pro stejnou hodnotu posunu, joku vykázal výpočetní model převzaty nutné počty cyklů, kterými lze dosáhnout změnu délky trhliny. Poměr změny délky trhli za daný počet zatěžovacích cyklů pak vyjádří rychlost šíření trhliny. Porovnání posunů získaných z výpočetního prostředí a dat převzatých z experimentálního měření je znázorněno na obrázku 2.38. Vzhledem na dostatečný počet

dat byly zvoleny hodnoty, rozdíl kterých nepřesahuje $1 \cdot 10^{-3}$ mm.

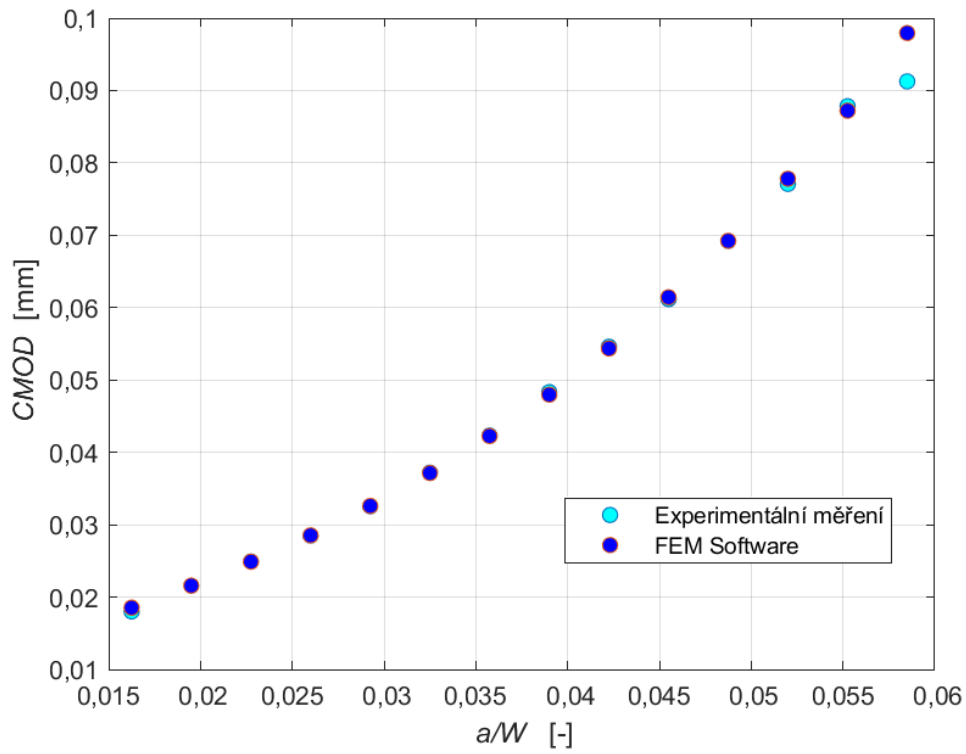


Obr. 2.34: Závislost CMOD na počtu cyklů- oblast prudkého růstu trhliny

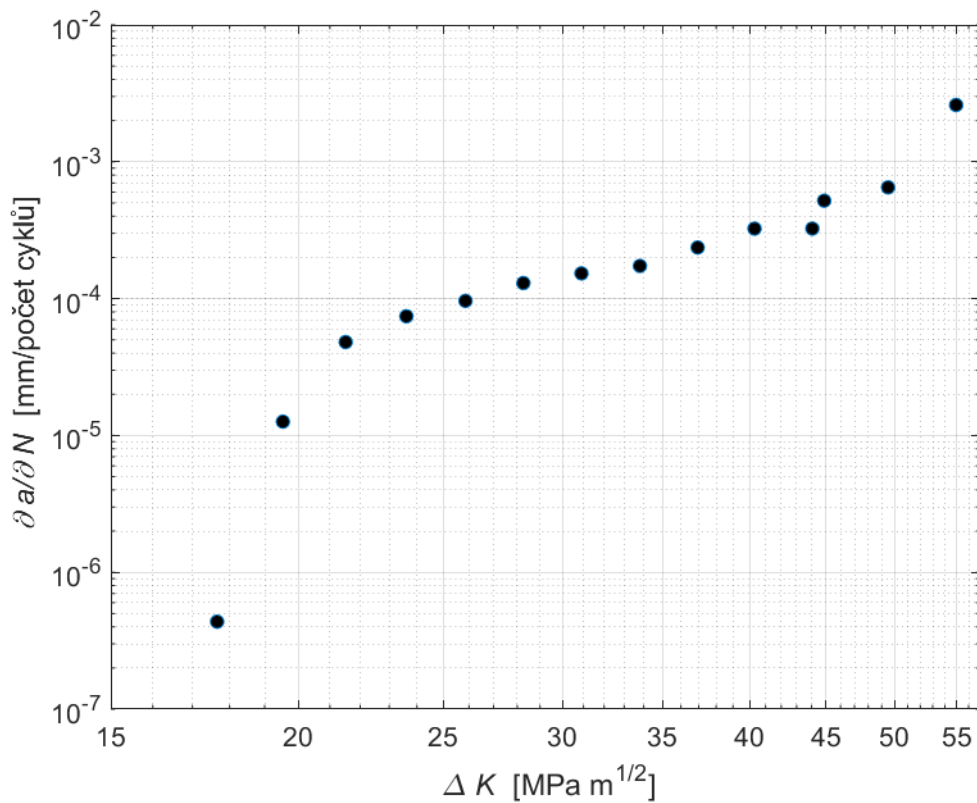
Závislost rychlosti růstu délky trhliny na rozkmitu součinitele intenzity napětí pro daný cyklus v logaritmických souřadnicích je znázorněna na obrázku 2.36. Ze závislosti lze popsat únavové chování v závislosti na rychlosti růstu diskontinuity. V prvotních fázích je k zvětšování rozměrů potřeba velkého množství cyklů. Následně nastává oblast středních rychlostí, ve které mají hodnoty největší zastoupení a v závěru se pak zvětšuje rychlost růstu prudce vzhledem na malý počet cyklů nutných pro zvětšování diskontinuity.

Právě zmíněná oblast středních rychlostí byla předmětem bližšího zájmu. Dá se totiž aproximovat lineární závislostí a následně vyjádřit Parisovým vztahem. Pro oblast lineární aproximace bylo zvoleno rozmezí poměrné délky $a/W = 0,026 \div 0,0585$. Pro toto rozmezí jsou hodnoty vyneseny na obrázku 2.39. Aproximační křivka představuje lineární závislost mezi rychlostí a součinitelem intenzity napětí, což v logaritmickém měřítku lze dosáhnout exponenciální funkcí. Jak je viditelné lze aproximaci dosáhnout s dostatečnou přesností. Tvar rovnice křivky je pak následovný:

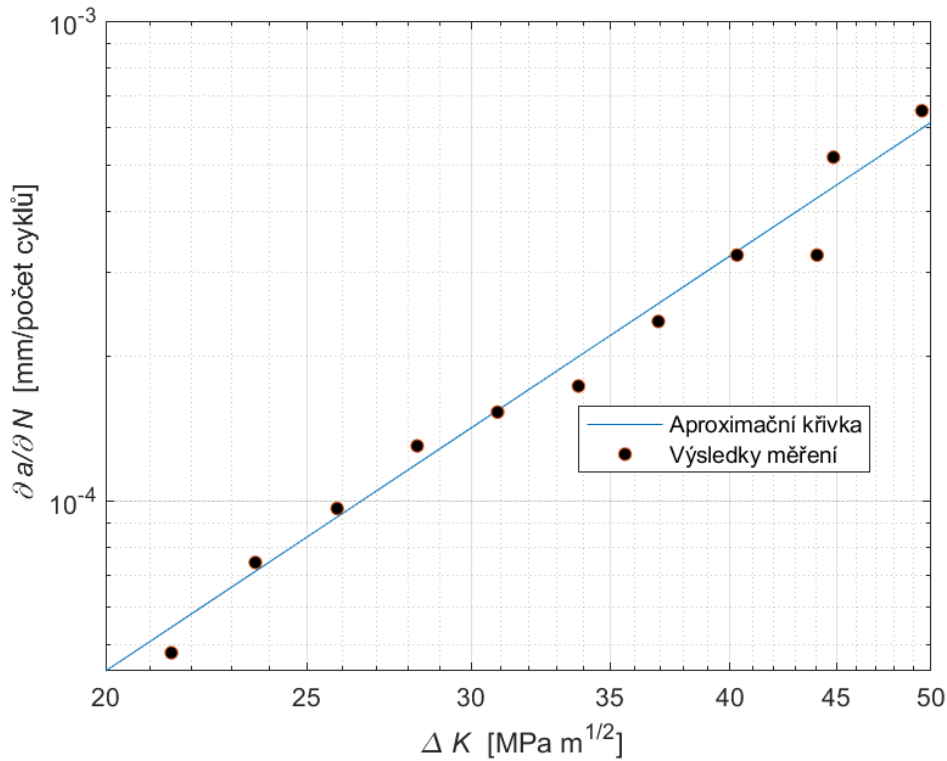
$$\frac{\partial a}{\partial N} = 8 \cdot 10^{-9} \Delta K^{2,8759} \text{ s hodnotou spolehlivosti } R^2 = 0,9771. \quad (2.43)$$



Obr. 2.35: Porovnání posunů získaných experimentálně a z výpočetního prostředí; $E=190$ GPa



Obr. 2.36: Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny pro celý průběh růstu



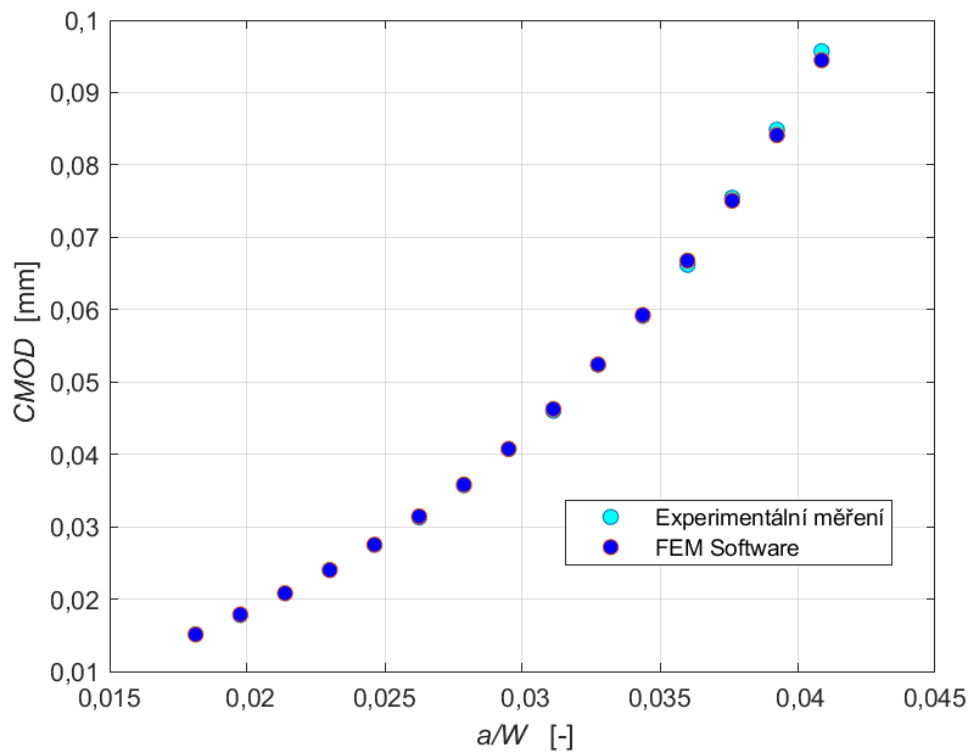
Obr. 2.37: Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny; $E=190$ GPa

Vzhledem k tomu že v modelu byla hodnota Youngova modulu určena hodnotou 190 GPa jako konzervativní, následovalo ověření pomocí modelu s vyšší hodnotou v rozmezí, které může nerezová ocel dosáhnout. Hodnota E byla pro další evaluaci určena jako 197 GPa. Rovněž jako v předchozím případě byly aproximovány posuny CMOD dosažené výpočetním prostředím pomocí výsledků experimentu. Toto porovnání je graficky znázorněno na obrázku 2.38. Hodnoty vybrané z experimentálního měření vykazují dostatečnou přesnost s největšími rozdíly v největších délkách, avšak nepřekračují 3 %.

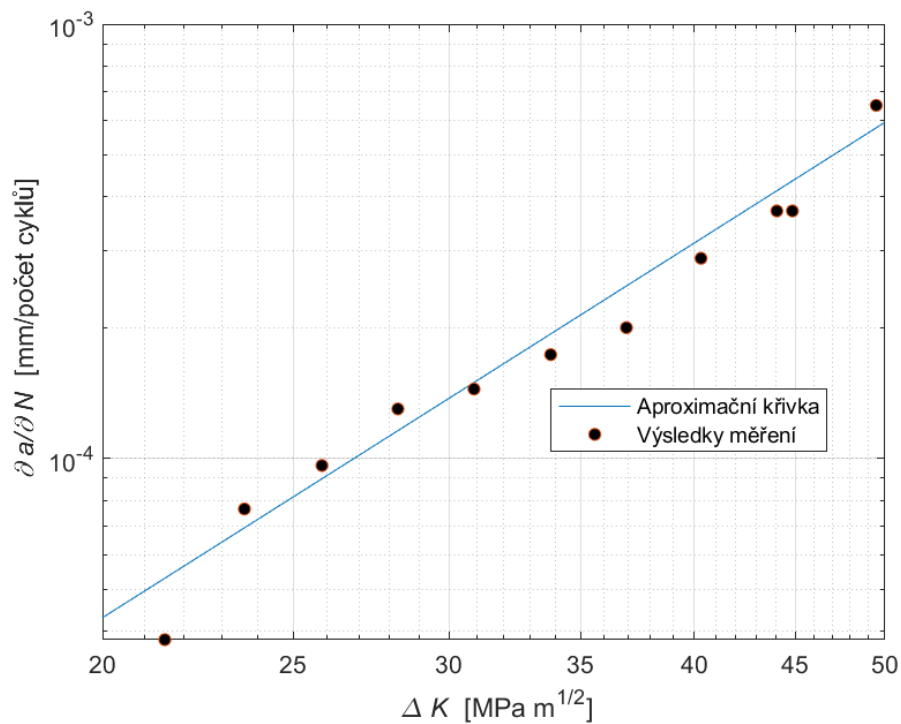
Na obrázku 2.39 je pro zvolené hodnoty vynesena závislost poměru změny délky trhliny k hodnotě změny cyklů na rozkmitu součinitele intenzity napětí získaného pomocí výpočetního modelu. Oblast zájmu byla zvolena v stejném rozmezí jako v předchozím zkoumání. Opět je pro danou oblast viditelná blízkost lineární závislosti v logaritmických souřadnicích. Matematicky lze aproximační křivku vyjádřit rovnicí

$$\frac{\partial a}{\partial N} = 8 \cdot 10^{-9} \Delta K^{2,867} \text{ s hodnotou spolehlivosti } R^2 = 0,9668. \quad (2.44)$$

Porovnáním rovnic 2.43 a 2.44 lze pro vyjádřené konstanty Poissonova vztahu 1.21 a 1.21 m a C usoudit dostatečnou podobnost a lze tehdy předpokládat že pro zvolené rozmezí hodnot Youngova modulu pro nerezovou ocel si hodnoty konstant budou lišit minimálně a uvažovaná prvotní hodnota E byla zvolena správně.



Obr. 2.38: Porovnání posunů získaných experimentálně a z výpočetního prostředí; $E=197$ GPa

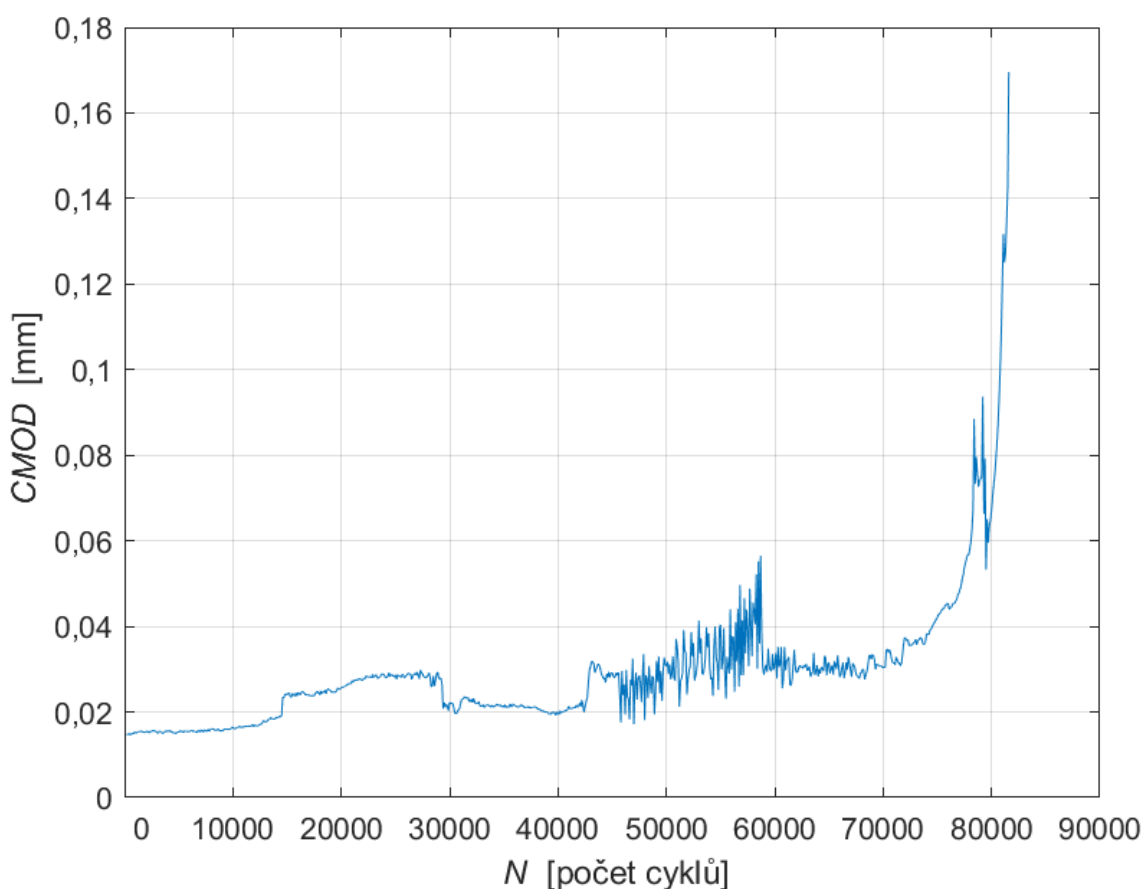


Obr. 2.39: Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny; $E=197$ GPa

2.2.2 Těleso zatěžováno silou 80 kN

Druhé zkušební těleso bylo zatěžováno cyklicky silou 80 kN rovněž s rozkmitem 0,1. Softwarovým prostředím kalibrovaným se zkušební aparaturou byli zaznamenány stejné hodnoty jako v předchozím případě a to minimální, maximální, průměrní hodnoty otevření ústí trhliny a rozdíl extrémních hodnot.

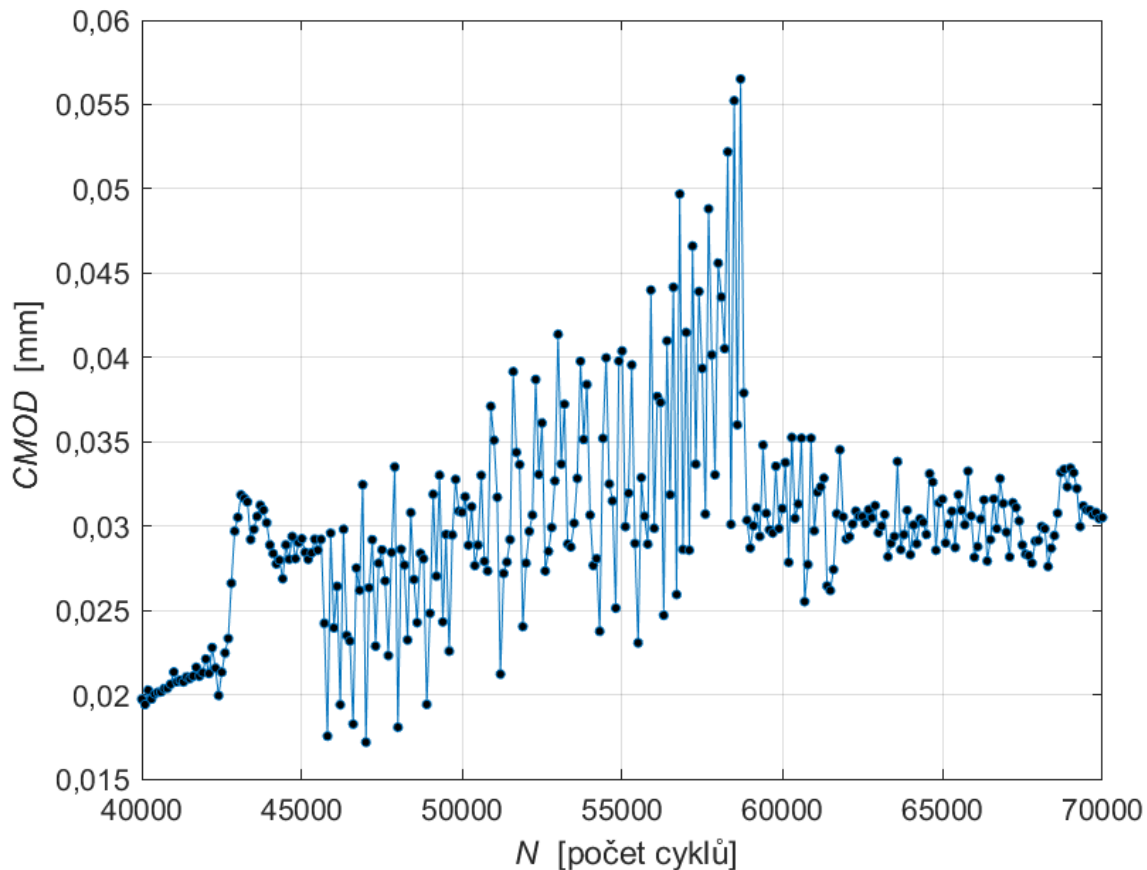
Celkový průběh závislosti CMOD na počtu cyklů je znázorněn na obrázku 2.40. V průběhu zatěžování je vidět první výraznější narušit hodnot v rozmezí počtu cyklů $(1,5 \div 3) \cdot 10^4$. Rozkmit hodnot však není výrazný, znamená to tehdy, že došlo pouze k poklesu minimálního otevření oproti počátečním hodnotám a maximální otevření mírně rostlo.



Obr. 2.40: Závislost CMOD na počtu cyklů- celý průběh měření

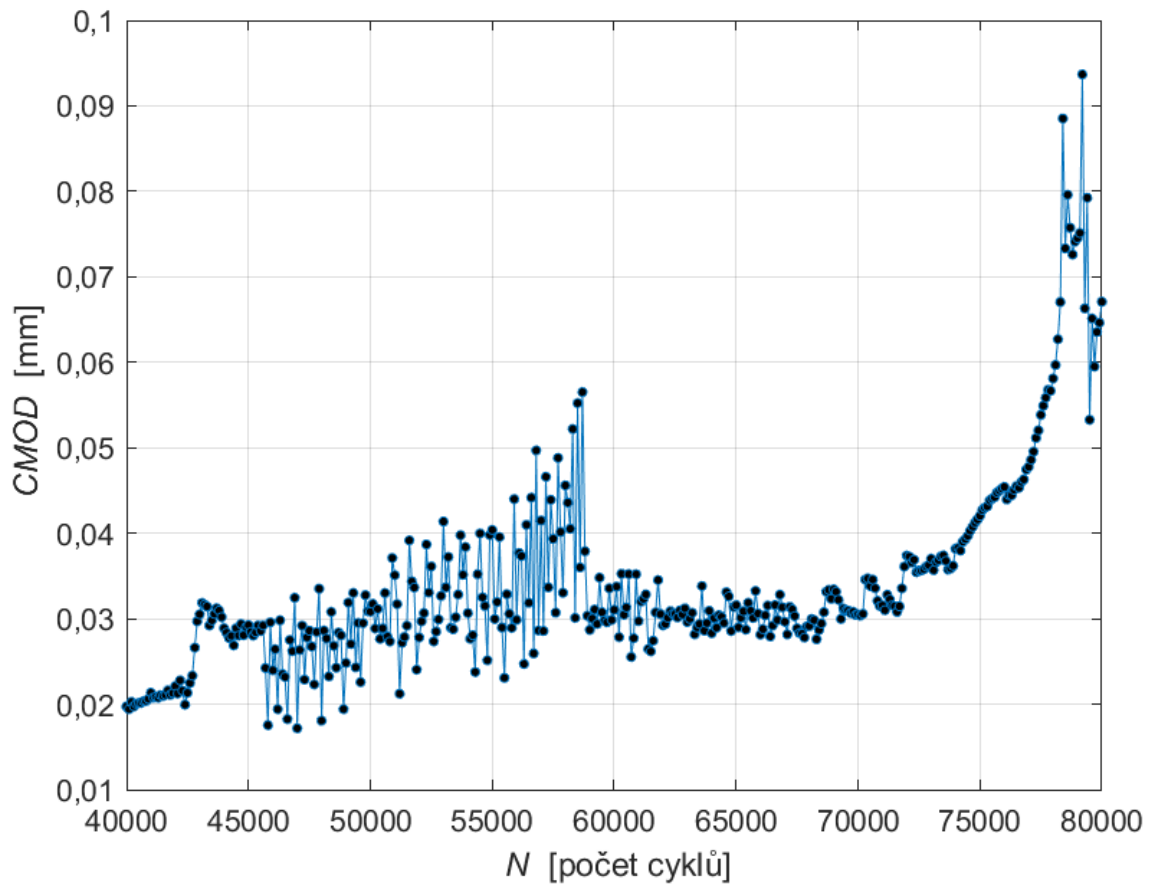
Po tomto rozmezí dochází opětovně k poklesu hodnot, jelikož se minimální otevření dostává na předchozí hodnoty. Až po dosažení $4 \cdot 10^4$ cyklů dochází poprvé k výraznějšímu rozkmitu hodnot. Detail rozmezí počtu cyklů $(4 \div 7) \cdot 10^4$ je znázorněn na obrázku 2.41. Z této závislosti lze usuzovat, že právě v rozmezí těchto hodnot dojde k výraznějšímu růstu trhliny, který zapříčiní i rozkmit hodnot CMOD. Jak lze badat na obrázku 2.42, po překročení 60000 cyklů se rozkmit hodnot zmírní a

rozdíly mezi okrajovými hodnotami tím pádem nejsou tak výrazné, nedojde však jak v předchozím případě k výraznějšímu poklesu, a hodnoty rostou s mírnější tendencí, avšak rozkmit zůstává pořád výraznější než v počátku zatěžování, až pokud nedojde k lomu tělesa a výraznějšímu otevření. Po překročení hodnoty $75 \cdot 10^3$ již s malým počtem cyklů dosahují hodnoty otevření výrazného růstu a po $80 \cdot 10^3$ cyklů lze usoudit, že trhlina prorůstala v stojinu a nastává porušení profilu, kde už nelze hodnoty CMOD pomocí zkušební aparatury změřit.



Obr. 2.41: Závislost CMOD na počtu cyklů- detail počátku růstu trhliny

Posuny z výpočetního prostředí v porovnání s posuny získanými z experimentálního měření jsou znázorněny v závislosti na poměrné délce trhliny na obrázku 2.43. Z naměřených dat byli vybrány hodnoty nejvíce se přibližující hodnotám ze softwarového prostředí, tak aby rozdíl nepřekročil 5 %. Pro dané hodnoty byli následně získané hodnoty počtu cyklů, po dosažení kterých otevření nastalo a pomocí poměru změny velikosti trhliny k změně počtu cyklů, které změnu způsobili byla získaná rychlost šíření trhliny. Závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli inten-

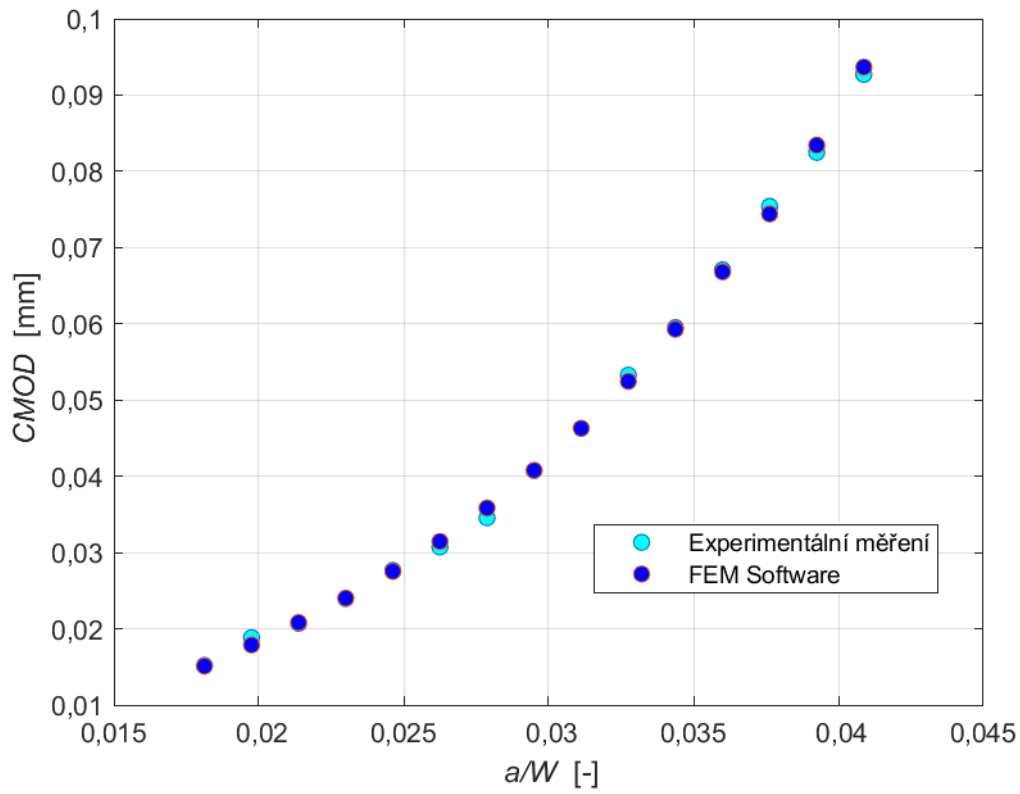


Obr. 2.42: Závislost CMOD na počtu cyklů- oblast výrazného růstu trhliny

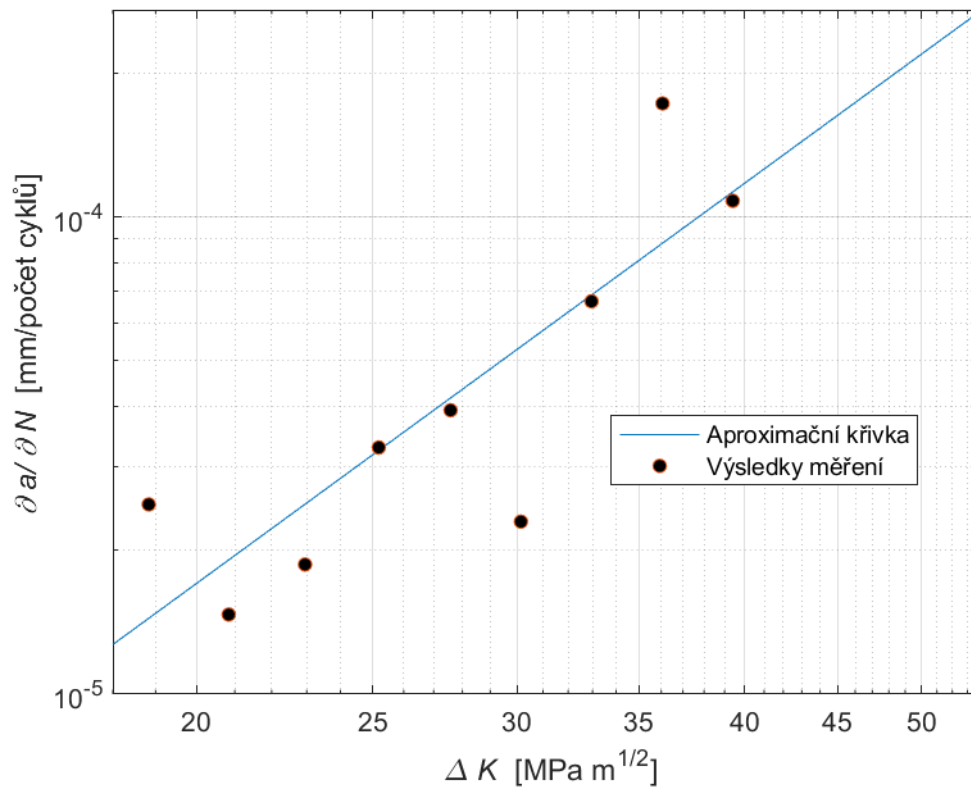
zity napětí je znázorněná na obrázku 2.44. Vzhledem na vyšší rychlost růstu trhliny než u předchozího tělesa a stejnou frekvenci zápisu dat bylo vyhodnocení složitější a rozdíly mezi daty dosahovaly vyšších rozměrů. Rozsah dat pro aproximaci lineární závislosti byl proto zúžen na poměr $a/W = 0,0195 \div 0,0455$ aby bylo zabezpečeno, že se hodnoty nachází v oblasti platnosti Parisova zákona a tedy střední rychlosti šíření trhliny. Tato oblast lze pak aproximovat lineárně. Grafická závislost je tehdy aproximovaná lineární křivkou a jelikož jsou hodnoty vyneseny v logaritmickém měřítku jde o křivku exponenciální závislosti. Numericky lze závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí vyjádřit pomocí rovnice aproximační křivky následovně:

$$\frac{\partial a}{\partial N} = 4 \cdot 10^{-9} \cdot \Delta K^{2,7899} \quad (2.45)$$

s hodnotou spolehlivosti $R^2 = 0,7075$.



Obr. 2.43: Porovnání posunů získaných experimentálně a z výpočetního prostředí



Obr. 2.44: Závislost součinitele intenzity napětí na rychlosti růstu trhliny

2.2.3 Diskuze

Zpracováním experimentálních výsledků a další analýzou pomocí numerické modelace ve výpočtovém prostředí byli dosaženy závislosti pro popis únavového chování pomocí Parisova zákona. Hodnoty exponentů m a koeficientů C byly zjištěny aproximací vypočtených dat lineární závislostí. Výsledné hodnoty těchto součinitelů jsou uvedené v tabulce 2.5. Hodnoty těchto proměnných se pro běžnou konstrukční ocel

Vzorek	Apl. síla [kN]	E [GPa]	m [mm/počet cyklů MPam ^{1/2}]	C [-]
1a	75	190	2,8759	$8 \cdot 10^{-9}$
1b	75	197	2,867	$8 \cdot 10^{-9}$
2	80	190	2,7899	$4 \cdot 10^{-9}$

Tab. 2.5: Výsledné hodnoty koeficientů a exponentů Parisova vztahu

pohybují nejčastěji v rozmezí $< 2 \div 4 >$ pro m a $< 10^{-12} \div 10^{-8} >$ pro C , což potvrzují i výzkumy, například [73],[74],[75]. Hodnoty jsou však závislé na druhu použité oceli, mechanických vlastnostech a zkušební konfiguraci experimentálně použitých těles a rovněž i chemickém složení materiálu.

Mechanické vlastnosti materiálu nerezové oceli však neprokazují chování totožné s ocelí běžnou. Výsledky experimentálních měření pro nerezovou ocel a vyhodnocení pomocí Parisova zákona se zabývali výzkumníci jako Kim [76], Azouggagh [77], Se-itl [78] nebo Jambor [9]. Ve všech z uvedených publikací výzkumů šlo o vzorky CT (Compact tension) těles z nerezové oceli AISI 304. Výsledné hodnoty konstant Parisova vztahu se pohybovali v rozmezí $< 2, 2 \div 4, 7 >$ pro m a v řádech $< 10^{-11} \div 10^{-8} >$ pro C . Z daných studií lze bádát trend poklesu velikosti konstanty m se zvyšující se tloušťkou vzorků a naopak zvyšující se hodnotu veličiny popisující sklon C . Lze tedy dospět k závěru, že hodnoty pro m a C získané lomovými experimenty pro nerezová IPE profil se pohybují v rozmezí hodnot výsledků zjištěných předchozími výzkumy a lze je považovat za ověřitelné a správné.

Závěr a další výhledy výzkumu

V diplomové práci byla provedena analýza únavového chování IPE profilu z nerezové oceli AISI 304. V prvotní části došlo ke shrnutí poznatků lineárně elastické lomové mechaniky potřebných pro lepší pochopení a správnému zpracování dosažených výsledků. Následně byly vytvořeny tři modely těles s trhlinou zatěžovaných v tříbodovém ohybu. Šlo o 2D model, 3D model tělesa konstantního průřezu a model IPE nosníku. Porovnáním dvourozměrného modelu s podklady z literatury byla ověřena správnost výpočtů a model byl zkalibrován. Rovněž byla ověřena správnost možnosti zjednodušení modelu konstantních rozměrů na dvourozměrné těleso, jelikož výsledné hodnoty vykazovali minimálních rozdílů. Následně došlo k porovnání již zmíněných dvou modelů s modelem I průřezu s průběžným čelem trhliny. Výsledné hodnoty součinitele intenzity napětí ukázali pro IPE nosník výraznější růst s dosažením až dvojnásobných hodnot v závěru růstu, což je vysvětlitelné výraznější změnou v tuhosti IPE nosníku při velikosti diskontinuity porovnatelné s tloušťkou stojiny oproti nosníku konstantního průřezu, kde natolik neovlivní ohybovou tuhost.

Dalším krokem v modelování byla úprava modelu IPE, kde nastala variace tvarů čela plošné trhliny. Kromě průběžného byly modelované trhliny s čelem kruhového, eliptického a čtverečného tvaru. Nejnižší tendenci dosažených hodnot vykazovalo čelo kruhové, následované eliptickým a čtverečním čelem. Za nejnebezpečnější se ukázala trhlina probíhající celou stojinou. Zatím co hodnoty pro kruhový a eliptický tvar lze aproximovat lineární závislostí, v průběžném čele došlo k exponenciálnímu růstu. Na rozmezí stálo čelo čtverečné, kde došlo k výraznému růstu v počátku a v druhé polovině se tendence růstu závislosti K na délce trhliny zmírňuje. Další částí zpracování dat z modelování bylo ověření velikosti plastické zóny v okolí čela trhliny a porovnání s případy rovinné deformace a rovinné napjatosti. Zatím co se pro tělesa konstantních průřezů pracuje s předpoklady blízkosti rovinné napjatosti uprostřed průřezu a rovinné deformace na volném okraji tělesa, vzhledem na geometrii IPE nosníku byly tendence napětí v okolí čela trhliny opačné.

Po získání výsledků z numerického modelování následovalo experimentální zkoušení vzorků nosníků I průřezu. Pro zabránění zborcení nosníku byly vyztužené v místě největšího namáhání. Únavové zkoušky přeběhly na dvou tělesech s různým zatížením stejného rozkmitu. Výsledkem měření byly získány hodnoty CMOD v závislosti na počtu cyklů zatěžování. Pomocí výpočetního modelu pak byly zjištěny rychlosti šíření trhliny a vyneseny křivky závislosti na rozkmitu součinitele intenzity napětí. Pro oblast středních rychlostí pak byly výsledky aproximovány lineární závislostí a z tvaru její funkce byly zjištěny hodnoty C a m pro získání tvaru Parisova vztahu. Hodnoty konstant pak byly porovnány s výzkumy únavového chování konstrukční a nerezové oceli a z porovnání byla zjištěna správnost vzhledem na výsledky

odpovídající rozmezí pro nerezovou ocel.

Pro další využití tématu se nabízí řada možností. V první řadě by bylo vhodné se blíže zaměřit na již použité zkušební tělesa a pomocí mikroskopie zjistit reálný tvar diskontinuity kterého bylo dosaženo experimentem. Následně by se dal aproximovat ve výpočetním prostředí, čím by došlo k upřesnění výsledků. Rovněž by se dali porovnat nosníky stejných průřezů i z konstrukční oceli. Co se týče nerezové oceli, pro další výzkum by bylo zajímavé se orientovat na další typicky používané nosníky ve stavebnictví a vlivu různých podmínek které můžou mít účinek na šíření diskontinuit v materiálu, rovněž jako vlivu okrajových podmínek a také statických dynamických účinků typického vnějšího zatížení na únavové chování materiálu.



Obr. 2.45: Detail nosníku v místě porušení trhlinou

Literatura

- [1] GUNN, R. N. *Duplex stainless steels: microstructure, properties and applications*. Cambridge: Abington Publishing, 1997. ISBN 18-557-3318-8.
- [2] Stainless Steel Profiles for a Curtain Wall. *Montanstahl: Special profiles in steel* [online]. [cit. 2022-01-06]. Dostupné z: <https://www.montanstahl.com/blog/stainless-steel-profiles-curtain-walls/>
- [3] Glass roof for shopping giant by seele: chadstone shopping centre. *Seele* [online]. [cit. 2022-01-06]. Dostupné z: <https://seele.com/references/chadstone-shopping-centre/>
- [4] GARDNER, L. The use of stainless steel in structures. *Progress in Structural Engineering and Materials*. 2005, **7**(2), 45-55. ISSN 1365-0556. Dostupné z: doi:10.1002/pse.190
- [5] BADDOO, N.R. Stainless steel in construction: A review of research, applications, challenges and opportunities. *Journal of Constructional Steel Research*. 2008, **64**(11), 1199-1206. ISSN 0143974X. Dostupné z: doi:10.1016/j.jcsr.2008.07.011
- [6] KLUSÁK, J., V. HORNÍK, G. LESIUK a S. SEITL. *Comparison of high- and low-frequency fatigue properties of structural steels S355J0 and S355J2*. 2021, **44**(11), 3202-3213. ISSN 8756-758X. Dostupné z: doi:10.1111/ffe.13580
- [7] MADIA, M., T. VOJTEK, L. DUARTE, U. ZERBST, P. POKORNÝ, M. JAMBOR a P. HUTAŘ. Determination of fatigue crack propagation thresholds for steel in presence of environmental effects. *International Journal of Fatigue*. 2021, **153**. ISSN 01421123. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijfatigue.2021.106449
- [8] TSAY, L.W., Y.C. LIU, M.C. YOUNG a D.-Y. LIN. Fatigue crack growth of AISI 304 stainless steel welds in air and hydrogen. *Materials Science and Engineering: A*. 2004, **374**(1-2), 204-210. ISSN 09215093. Dostupné z: doi:10.1016/j.msea.2004.02.018
- [9] JAMBOR, M., T. VOJTEK, P. POKORNÝ a M. ŠMÍD. Effect of Solution Annealing on Fatigue Crack Propagation in the AISI 304L TRIP Steel. *Materials*. 2021, **14**(6). ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma14061331
- [10] LÁZARO, L. a R. CHAC-N. Material behaviour of austenitic stainless steel subjected to cyclic and arbitrary loading. *Journal of Constructional Steel Research*. 2022, **189**. ISSN 0143974X. Dostupné z: doi:10.1016/j.jcsr.2021.107113

- [11] Jakosti nerezových materiálů. *Inerez.cz: Nerezový materiál a zařízení* [online]. [cit. 2022-01-06]. Dostupné z: <https://www.inerez.cz/jakosti-nerezovych-materialu/#>
- [12] GEDGE, G. Structural uses of stainless steel - buildings and civil engineering. *Journal of Constructional Steel Research*. 2008, **64**(11), 1194-1198. ISSN 0143974X. Dostupné z: doi:10.1016/j.jcsr.2008.05.006
- [13] WILLIAMS, P. The Celtic Gateway. *Geograph* [online]. [cit. 2022-01-06]. Dostupné z: <https://www.geograph.org.uk/photo/404573>
- [14] THE HELIX BRIDGE. *CK Tours* [online]. [cit. 2022-01-06]. Dostupné z: <https://www.cktours.com.sg/Singapore-Attractions/The-Helix-Bridge>
- [15] WALTER, G. G.; SHEN, X. *Wavelets and Other Orthogonal Systems*. 2. vyd. Boca Raton: Chapman & Hall/CRC, 2000. 392 s. ISBN 1-58488-227-1
- [16] SVAČINA, J. Dispersion Characteristics of Multilayered Slotlines – a Simple Approach. *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, 1999, vol. 47, no. 9, s. 1826–1829. ISSN 0018-9480.
- [17] RAJMÍČEK, P., SYSEL, P. Wavelet Spectrum Thresholding Rules. In *Proceedings of the International Conference Research in Telecommunication Technology*, Žilina: Žilina University, 2002. s. 60–63. ISBN 80-7100-991-1.
- [18] POOK, L. P. *Linear Elastic Fracture Mechanics for Engineers: Theory and Applications*. 1. London: WIT Press, 2000. ISBN 9781853127038.
- [19] GRIFFITH, A. A. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*. 1921, (221), 163—198. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1098/rsta.1921.0006>
- [20] KUNZ, J. *Základy lomové mechaniky*. Vyd. 3. přeprac. Praha: České vysoké učení technické, 2000. ISBN 80-010-2248-X.
- [21] GONZALEZ-VELAZQUEZ, J. *A Practical Approach to Fracture Mechanics*. Elsevier, 2021. ISBN 978-0128230206.
- [22] FUSEK, M. a L. ADÁMKOVÁ. *ÚNAVA MATERIÁLU: Lineární elastická lomová mechanika*. Ostrava, 2013. ISBN 978-80-248-3024-7.
- [23] ANDERSON, T.L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. 4. CRC Press, 2017. ISBN 9781498728140.

- [24] IRWIN, G.R. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. *Journal of Applied Mechanics*. 1957, **24**(3), 361-364.
- [25] WESTERGAARD, H.M. Bearing Pressures and Cracks: Bearing Pressures Through a Slightly Waved Surface or Through a Nearly Flat Part of a Cylinder, and Related Problems of Cracks. *Journal of Applied Mechanics*. Jun 1939, **6**(2), A49-A53. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1115/1.4008919>
- [26] KUNZ, J. *Základy lineární a nelineární lomové mechaniky pro inženýrskou praxi*. Praha: Česká technika - nakladatelství ČVUT, 2020. ISBN 978-80-01-06672-0.
- [27] ALIABADI, M.H. a D.P. ROOKE. *Numerical Fracture Mechanics*. Southampton, UK: Springer, 2012. ISBN 9780945824398.
- [28] ROYLANCE, D. *Introduction to Fracture Mechanics*. Massachusetts Institute of Technology: Cambridge, 2001.
- [29] SUN, C.T. a Z.-H. JIN. *Fracture Mechanics*. Elsevier, 2012. ISBN 978-0-12-385001-0.
- [30] Fatigue Crack Growth Analysis Review. *Engineers Edge: Strength of Materials* [online]. [cit. 2021-12-02]. Dostupné z: https://www.engineersedge.com/material_science/fatigue_crack_growth_analysis_review_10071.htm
- [31] KUNZ, J. *Aplikovaná fraktologie únavových lomů: Applied fractology of fatigue fractures*. V Praze: České vysoké učení technické, 2006. ISBN 80-010-3564-6.
- [32] PARIS, P. C. a G. C. SIH. Stress Analysis of Cracks. *Fracture Toughness Testing and its Applications*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1965, , 30-30-52. ISBN 978-0-8031-0105-0. Dostupné z: doi:10.1520/STP26584S
- [33] PARIS, P. C., M. GOMEZ a W. ANDERSON. A Rational Analytic Theory of Fatigue. *The Trend in Engeneering*. 1961, **13**, 9-14.
- [34] KUNZ, J. Využití poznatků lomové mechaniky při studiu procesu únavového porušování materiálů. In: *Letná škola únavy materiálů*. Osčadnica,SR, 2010.
- [35] *ASTM E399, Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2020, www.astm.org.

- [36] BÖHME, W. Impact Testing and Crack Arrest. *Comprehensive Structural Integrity*. Oxford: Pergamon, 2007, , 88-106. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1016/B978-008043749-1/00327-9>
- [37] SRAWLEY, J. E. a W. F BROWN, JR. *FRACTURE TOUGHNESS TESTING*. WASHINGTON, D. C., 1965. NASA TECHNICAL NOTE. Lewis Research Center Cleveland, Ohio.
- [38] DALLALI, M. a Z. AZARI. Experimental investigations of the critical values of J-integral and crack tip opening displacement (CTOD) of high-density polyethylene PE100 elbow. *Engineering Failure Analysis*. 2021. ISSN 1350-6307. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105834>
- [39] ROLFE, S. T. a J. M. BARSOM. *Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics*. ASTM International, 1977. ISBN 9780133299533.
- [40] Pevnost betonu v prostém tahu — zkouška. *EBeton.cz* [online]. [cit. 2021-11-17]. Dostupné z: <https://www.ebeton.cz/pojmy/pevnost-betonu-v-prostem-tahu-zkouska/>
- [41] Elastic-Plastic Fracture Toughness Tests with Single-Edge Notched Bend Specimens. *Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1985, , 210-210-20. ISBN 978-0-8031-0419-8. Dostupné z: doi:10.1520/STP34527S
- [42] MALVAR, L. J. a G. E. WARREN. Fracture energy for three-point-bend tests on single-edge-notched beams. *Experimental Mechanics*. 1988, **28**(3), 266-272. ISSN 0014-4851. Dostupné z: doi:10.1007/BF02329022
- [43] GROSS, B. a SRAWLEY, J. E., JR. *Stress-Intensity Factors For Single-Edge-Notch Specimens In Bending Or Combined Bending And Tension By Boundary Collocation Of A Stress Function*. WASHINGTON, D. C., 1965. NASA TECHNICAL NOTE. Lewis Research Center Cleveland, Ohio.
- [44] SEITL, S., P. MIARKA a Z. KALA. Geometry Functions for Edge Cracks in Steel Bridge under Three- and Four- Point Bending with Various Span. *Transactions of the VŠB — Technical University of Ostrava, Civil Engineering Series*. 2019, **18**(2). ISSN 12131962. Dostupné z: doi:10.31490/tces-2018-0015
- [45] TADA, H., Paul C. PARIS a G. R. IRWIN. *The stress analysis of cracks handbook*. 3rd ed. New York: ASME Press, c2000. ISBN 978-0-7918-0153-6.

- [46] MURAKAMI, Y. *Stress Intensity Factors Handbook. Volume 5*. Oxford: Pergamon Press, 2001. ISBN 49-013-8111-3.
- [47] RICE, J. R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*. 1968, **35**(2), 379-386. ISSN 0021-8936. Dostupné z: doi:10.1115/1.3601206
- [48] BEGLEY, J. A. a J. D. LANDES. The. *Fracture Toughness: Part II*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1972, , 1-1-23. ISBN 978-0-8031-5529-9. Dostupné z: doi:10.1520/STP38816S
- [49] BAI, Q. a Y. BAI. Fatigue and Fracture. *Subsea Pipeline Design, Analysis, and Installation*. Elsevier, 2014, 2014, , 283-318. ISBN 9780123868886. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-386888-6.00012-2
- [50] OWEN, D. R. J. a A. J. FAWKES. *Engineering Fracture Mechanics: Numerical Methods and Applications*. Pineridge Press, 1983. ISBN 9780906674260.
- [51] COURTIN, S., C. GARDIN, G. BÉZINE a H. B. HADJ HAMOUDA. Advantages of the J-integral approach for calculating stress intensity factors when using the commercial finite element software ABAQUS. *Engineering Fracture Mechanics*. 2005, **72**(14), 2174-2185. ISSN 00137944. Dostupné z: doi:10.1016/j.engfracmech.2005.02.003
- [52] WU, L. a Y. HONGJUN. Investigation of mixed-mode stress intensity factors for nonhomogeneous materials using an interaction integral method. *International Journal of Solids and Structures*. 2009, **46**(20), 3710-3724. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijsolstr.2009.06.019
- [53] Fracture-Parameter Calculation Types. *Ansys Help* [online]. 2021 [cit. 2021-12-02]. Dostupné z: https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v212/en/ans_frac/frac_parmcalctypes.html
- [54] ZHU, W.X. a D.J. SMITH. On the use of displacement extrapolation to obtain crack tip singular stresses and stress intensity factors. *Engineering Fracture Mechanics*. 1995, **51**(3), 391-400. ISSN 00137944. Dostupné z: doi:10.1016/0013-7944(94)00319-D
- [55] ZHU, N. a E. OTERKUS. Calculation of Stress Intensity Factor using Displacement Extrapolation Method in Peridynamic Framework. *Journal of Mechanics*. 2020, **36**(2), 235-243. ISSN 1727-7191. Dostupné z: doi:10.1017/jmech.2019.62

- [56] XUE, S. a B. ZHOU. Displacement extrapolation method for stress intensity factor based on extended finite element method. *Mechanics in Engineering*. 2017, 39(4), 371-378.
- [57] GOMEZ, M. a W. ANDERSON. A rational analytic theory of fatigue. *The trend in Engeneering*. 1961, (13), 9-14.
- [58] ČSN EN 10088-1 (420927). *Korozivzdorné oceli - Část 1: Přehled korozivzdorných ocelí*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2015.
- [59] COBB, H. M. *The History of Stainless Steel*. ASM International, 2010. ISBN 9781615030118.
- [60] ROSSI, B. Discussion on the use of stainless steel in constructions in view of sustainability. *Thin-Walled Structures*. 2014, **83**, 182-189. ISSN 02638231. Dostupné z: doi:10.1016/j.tws.2014.01.021
- [61] MONTANSTAHL. *Inspection certificate: EN 102043.1*. Neu Wulmstorf, 2019.
- [62] TYLEK, I. a K. KUČHTA. Mechanical properties of structural stainless steels. *Technical Transactions. Civil Engineering*. 2014, , 5-80.
- [63] ARRAYAGO, I., E. REAL a L. GARDNER. *Description of stress—strain curves for stainless steel alloys*. 2015, **87**, 540-552. ISSN 02641275. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2015.08.001
- [64] ASHRAF, M., L. GARDNER a D. A. NETHERCOT. Structural Stainless Steel Design: Resistance Based on Deformation Capacity. *Journal of Structural Engineering*. 2008, **134**(3), 402-411. ISSN 0733-9445. Dostupné z: doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:3(402)
- [65] ČSN EN 10088-2: *Korozivzdorné oceli - Část 2: Technické dodací podmínky pro plechy a pásy pro všeobecné použití*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2015.
- [66] Za studena tvarované ocelové průřezy. *SciaEngineer* [online]. [cit. 2022-01-06]. Dostupné z: https://help.scia.net/17.0/cs/rb/steel/steel_cold_formed_sections.htm
- [67] *Online: Sortiment* [online]. [cit. 2022-01-06]. Dostupné z: <https://online.ferona.cz/>

- [68] JINDRA, D., Z. KALA, J. KALA a S. SEITL. Experimental and Numerical simulation of a Three Point Bending Test of a Stainless Steel Beam. *Transportation Research Procedia*. 2021, **55**, 1114-1121. ISSN 23521465. Dostupné z: doi:10.1016/j.trpro.2021.07.183
- [69] BRAET, L., T. JUHÁSZOVÁ, D. JINDRA, P. MIARKA a S. SEITL. Finding the optimal stress state of a stainless-steel IPE profile for fatigue experiments. *Procedia Structural Integrity*. 2021, **33**, 1065-1072. ISSN 24523216. Dostupné z: doi:10.1016/j.prostr.2021.10.118
- [70] KUDARI, S. a K. KODANCHA. Effect of specimen thickness on plastic zone. In: *17th European Conference on Fracture 2008: Multilevel Approach to Fracture of Materials, Components and Structures*. 1. Brno, 2008, s. 530-538.
- [71] KUNA, M. *Finite Elements in Fracture Mechanics*. 1. Dordrecht: Springer Science+Business Media, 2013. ISBN 978-94-007-6679-2.
- [72] Vibrophores. *ZwickRoell* [online]. [cit. 2021-12-29]. Dostupné z: <https://www.zwickroell.com/products/dynamic-and-fatigue-testing-systems/vibrophores/>
- [73] YE, H., R. HUANG, Y. ZHOU a J. LIU. Calibration of Paris law constants for crack propagation analysis of damaged steel plates strengthened with prestressed CFRP. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 2022, **117**. ISSN 01678442. Dostupné z: doi:10.1016/j.tafmec.2021.103208
- [74] SEITL, S., P. POKORNÝ, P. MIARKA, et al. Comparison of fatigue crack propagation behaviour in two steel grades S235, S355 and a steel from old crane way. *MATEC Web of Conferences*. 2020, **310**. ISSN 2261-236X. Dostupné z: doi:10.1051/matecconf/202031000034
- [75] MLIKOTA, M, S STAIB, S SCHMAUDER a Ž BOŽIĆ. Numerical determination of Paris law constants for carbon steel using a two-scale model. *Journal of Physics: Conference Series*. 2017, **843**. ISSN 1742-6588. Dostupné z: doi:10.1088/1742-6596/843/1/012042
- [76] KIM, D., K.-P. HONG, S.-B. AHN, K.-H. KIM, Y.-S. CHOO a B.-O. YOO. Fatigue Characteristics of STS 304 Stainless Steel for LNG Storage Tank at Low Temperature. *Transactions of the Korean Nuclear Society Autumn Meeting*. Gyeongju, Korea, 2006, , 1CD-ROM.
- [77] AZOUGGAGH, M., A. NEBGUI, O. OUSSOUADDI, M. HATERBOUCH a A. ZEGHLOUL. Study of fatigue crack propagation in the austenitic stainless

steel 304L. *International Journal of Mechanical Mechatronics Engineering*. 2017, **17**(5), 114-120.

- [78] SEITL, S., P. POKORNÝ, S. DUDA a G. LESIUK. *Effect of specimen thickness on fatigue crack growth resistance in Paris region in AISI 304 STEEL*. 2021 (in press).
- [79] ANSYS, INC. *Ansys® Academic Mechanical APDL* [software], Release 21.2. [cit. 2022-01-14]. Dostupné z: <https://www.ansys.com/productst=ProductsTabsort=relevancylayout=card>
- [80] AUTODESK, INC. *AutoCAD LT®* [software], Release 2020. [cit. 2022-01-14]. Dostupné z: <https://www.autodesk.com/products/autocad/overview?term=1-YEARtab=subscription>

Seznam symbolů a zkratek

a	délka trhliny
a_c	kritická délka trhliny
a/W	poměrná délka trhliny
B	šířka tělesa
C	koeficient Parisova vztahu
$CMOD$	otevření ústí trhliny
CT	Compact tension; těleso zatížené excentrickým tahem
d	vektor posunů
da/dN	rychlost šíření trhliny
e	tloušťka stojiny nosníku
E	Youngův modul pružnosti
FEM	finite element method; metoda nejmenších čtverců
G	hnací síla trhliny
G_c	lomová houževnatost
GPa	gigapascal
IPE	I-Profile Européennes
J	J-integrál
K	součinitel intenzity napětí
K_I	součinitel intenzity napětí pro mód I
ΔK	rozkmít součinitele intenzity napětí
KP	konečné prvky
kN	kilonewton
$LELM$	lineárně elastická lomová mechanika
m	exponent Parisova vztahu

$MN\check{C}$	metoda nejmenších čtverců
N	počet zatěžovacích cyklů
P	bodová síla
r	vzdálenost od počátku souřadného systému v polárních souřadnicích
r_p	velikost plastické zóny
R_e	mez kluzu
R^2	hodnota spolehlivosti funkce
S	rozpětí podpěr
$SENB$	single-edge notch bending; ohýbané těleso s jednostranným vrubem
t	tloušťka tělesa
n	normála křivky
W_γ	povrchová energie trhliny
W	svislý rozměr tělesa
π	Ludolfovo číslo
γ	specifická energie trhliny
σ	napětí ve vrcholu trhliny
σ_c	kritické napětí
ν	Poissonův součinitel
ϵ	vektor přetvoření

O AUTOROVI

BC. TEREZA JUHÁSZOVÁ

KONTAKTNÍ INFORMACE

Tereza.Juhaszova@vutbr.cz
+421948789028

VZDELÁNÍ

FAKULTA STAVEBNÍ, VUT V BRNĚ

2020-

Magisterské studium odboru Konstrukce a dopravní stavby.

2016-2020

Bakalářské studium odboru Konstrukce a dopravní stavby ukončené statnou závěrečnou zkouškou

GYMNÁZIUM JURAJA FÁNDLYHO, ŠAĽA

2008-2016

Úplné střední všeobecné vzdělání ukončené státní maturitní zkouškou.

PRACOVNÍ ZKUŠENOSTI

ÚSTAV FYZIKY MATERIÁLŮ, AV ČR, BRNO

01/2021-

Diplomant - Výzkumná skupina Speciální problémy lomové mechaniky a únavy materiálů (FRACTIGUE)

QUALIFORM, BRNO

07/2020-09/2020

Asistentka technika kvality při realizaci modernizace dálnice D1, úsek 11.

PUBLIKAČNÍ ČINNOST

[a1] JUHÁSZOVÁ, Tereza, Lucie MALÍKOVÁ, Pavel DOUBEK, Petr MIARKA a Stanislav SEITL. Fatigue behavior of short crack in a thin protective layer laser-cladded on a steel substrate. Transactions of the VSB. 2021, 21(2), 25-29. ISSN 1804-4824. Dostupné z: doi:10.35181/tces-2021-0009

[a2] JUHÁSZOVÁ, Tereza, Petr MIARKA a Stanislav SEITL. Analysis of stress field shape around crack tip in stainless-steel IPE beam. Transactions of the VSB. 2021, 21. ISSN 1804-4824. Dostupné z: doi:10.35181/tces-2021-0007 (in press)

[a3] BRAET, Lucas, Tereza JUHÁSZOVÁ, Daniel JINDRA, Petr MIARKA a Stanislav SEITL. Finding the optimal stress state of a stainless-steel IPE profile for fatigue experiments. Procedia Structural Integrity. 2021, 33, 1065-1072. ISSN 24523216. Dostupné z: doi:10.1016/j.prostr.2021.10.118

[a4] JUHÁSZOVÁ, Tereza, Petr MIARKA a Stanislav SEITL. Non-traditional geometry for wedge-splitting test. Transactions of the VSB. 2021, 21(1), 1-5. ISSN 1804-4824. Dostupné z: doi:10.35181/tces-2021-0001

JAZYKY A ZNALOSTI

- Anglický jazyk- pokročilý
- Německý jazyk- mírně pokročilý
- Autodesk Autocad- mírně pokročilý
- Microsoft office- mírně pokročilý
- Matlab, Python- základy
- Scia, Ansys- uživatel
- Vodičský průkaz skupiny B