



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A
BIOMECHANIKY

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND
BIOMECHANICS

POROVNÁNÍ KRITÉRIÍ ÚNAVOVÉHO PORUŠENÍ PŘI
PULZUJÍCÍM NAMÁHÁNÍ V KRUTU
COMPARISON OF FATIGUE FRACTURE CRITERIA FOR TORSION

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE
BACHELOR'S THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR
VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

MAREK ROH

doc. Ing. JANA HORNÍKOVÁ, Ph.D.

BRNO 2015

Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství

Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Akademický rok: 2014/15

ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

student(ka): Marek Roh

který/která studuje v **bakalářském studijním programu**

obor: **Základy strojního inženýrství (2341R006)**

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma bakalářské práce:

Porovnání kritérií únavového porušení při pulzujícím namáhání v krutu

v anglickém jazyce:

Comparison of fatigue fracture criteria for torsion

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Ověření dostupných kritérií únavového porušení experimenty.

Cíle bakalářské práce:

Rešerše kritérií únavového porušení a aplikace vybraných kritérií pro případ cyklicky zatíženého zkušebního vzorku krutem. Porovnáním s experimentálně získanými výsledky rozhodnout, které kritérium je pro daný případ nejvhodnější.

Seznam odborné literatury:

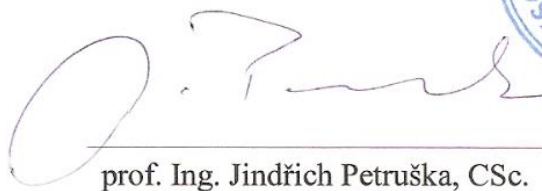
Klesnil M, Lukáš P.: Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání.
Ondráček E., Vrbka J., Janíček P., Burša J: Mechanika těles. Pružnost a pevnost II
Shigley J.E., Mischke Ch.R., Budynas R.G.: Konstruování strojních součástí

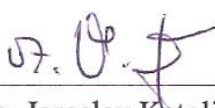
Vedoucí bakalářské práce: doc. Ing. Jana Horníková, Ph.D.

Termín odevzdání bakalářské práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2014/15.

V Brně, dne 28.11.2014




prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
Ředitel ústavu


doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
Děkan

Abstrakt

Tato bakalářská práce se zabývá určením použitelnosti kritérií pro předpověď životnosti zkušebního vzorku namáhaného pulzujícím krutem. V první části je pojednáváno o únavovém poškození, cyklickém zatěžování a smykovém napětí. V části druhé se určí materiálové charakteristiky zkušebního vzorku nezbytné k samotnému řešení a porovnání vybraných kritérií a určení nejvhodnějšího kritéria.

Klíčová slova

Únava, krut, mez kluzu, Wöhler, Goodman, Gerber, ASME, Walker, SWT, Morrow

Abstract

The main goal of this bachelor thesis is to determine which criteria better suits the life prediction of the test sample loaded in the pulsating torsion. In the first part of this thesis fatigue failure will be examined, then fluctuating stresses will be characterized along with shear stress. Characteristics of the materials used will be specified in the second part. Lastly, the most appropriate criteria will be determined.

Key words

Fatigue, torsion, yield stress, Wöhler, Goodman, Gerber, ASME, Walker, SWT, Morrow

Bibliografická citace

ROH, M. *Porovnání kritérií únavového porušení při pulzujícím namáhání v krutu*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2015. 42 s. Vedoucí bakalářské práce doc. ing. Jana Horníková, Ph.D.

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto bakalářskou práci na téma *Porovnání kritérií únavového porušení při pulzujícím namáhání v krutu* vypracoval samostatně pod vedením vedoucí bakalářské práce doc. ing. Jany Horníkové, Ph.D. a s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který tvoří přílohu této práce.

V Brně dne 29. 5. 2015

.....
Marek Roh

Poděkování

Tímto bych rád poděkoval všem, kteří se na této práci jakýmkoliv způsobem podíleli, ať už kantorům Vysokého učení technického v Brně za předávání vědomostí, bez nichž bych se samozřejmě neobešel, jak při řešení bakalářské práce, tak i v budoucím životě, dále své rodině a přátelům za morální podporu s blížícím se termínem odevzdání, zejména však vedoucí své práce doc. ing. Janě Horníkové, Ph.D. za cenné poznatky a připomínky, které mě naváděly správným směrem.

Obsah

Obsah	11
1 Úvod	12
2 Únava materiálu	13
2.1 Cyklické zatěžování	13
2.2 Stádium změn mechanických vlastností	15
2.3 Stádium nukleace únavových trhlin	18
2.3.1 Mechanismy nukleace mikrotrhlin	18
2.4 Stádium šíření trhlin	19
2.5 Smykového napětí	21
2.5.1 Zatížení krutem	22
3 Praktická část	24
3.1 Provedení zkoušek a zkušební vzorky	24
3.2 Wöhlerova křivka	26
3.3 Mez kluzu	29
3.3.1 Mez kluzu v krutu	30
3.4 Mez pevnosti v krutu	32
3.5 Vliv středního napětí cyklu	33
3.5.1 Goodmanovo a Morrowovo kritérium	33
3.5.2 Kritérium Gerberovo a ASME	34
3.5.3 Kritérium Smith-Watson-Topperovo (SWT) a Walkerovo	35
3.5.4 Haighův diagram	35
3.6 Praktické porovnání kritérií zkoušeného materiálu	36
4 Závěr	40
Seznam použité literatury	41
Seznam použitých symbolů a zkratk	42

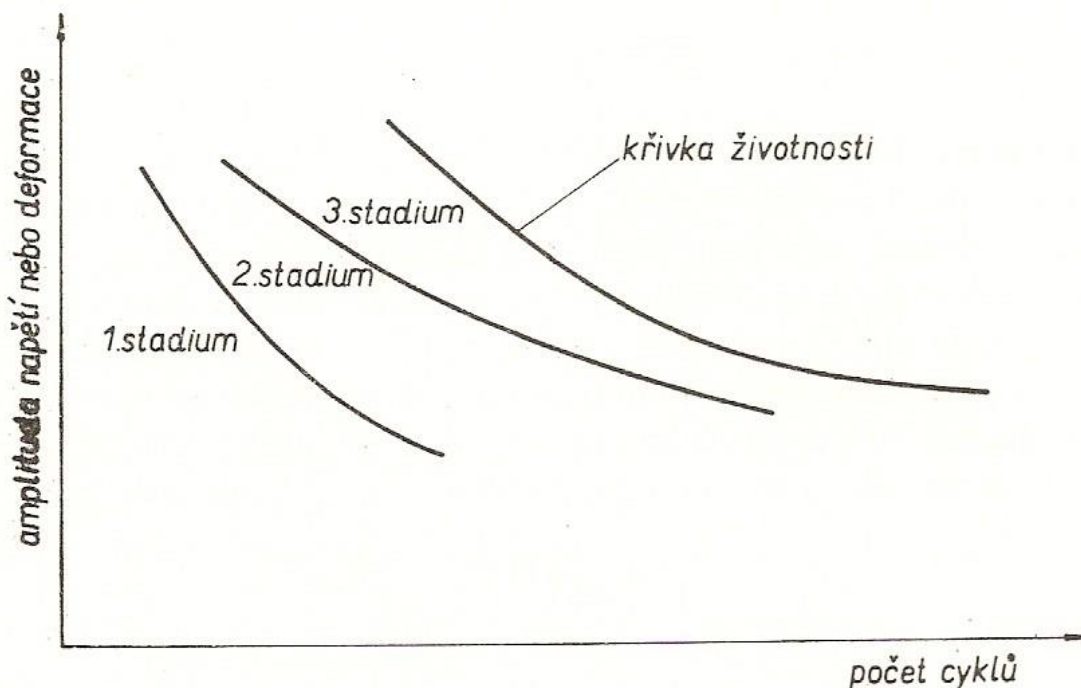
1 Úvod

Většina zkoušek materiálových charakteristik se provádí při postupně se zvyšující zátěži a to do doby, dokud nedojde porušení zkušební vzorku. Takové zkoušky často odpovídají skutečnému namáhání na strojních součástech či konstrukcích a nazývají se *statické*. V praxi však při namáhání daných konstrukcí může docházet k výkyvům zatížení, jehož velikost by při statické zkoušce na součást vliv vůbec neměla, nicméně postupem času na dané součásti dojde k poškození. Viníkem je únava. Při dostatečně velkém množství těchto výkyvů – cyklů – dochází k postupnému rozrušování materiálu, vzniku trhlin vedoucích až k lomu. Únava materiálů je stále nejčastějším poškozením strojních součástí pracujících v podmínkách opakovaného zatěžování. Mezi historicky prvními součástmi, u nichž se únavový lom vyskytoval, byly součásti podrobené cyklickému působení vnějších sil, jako například osy železničních vagónů, či součásti parních strojů. Takové součásti jsou nejčastěji namáhány cyklicky tahem/tlakem, tato práce se však zabývá tematikou zatížení v krutu. Takto namáhanou součástí může být například tlačná pružina použitá v tlumiči kmitů. Je tedy pochopitelná snaha dimenzovat strojní součásti tak, aby k únavovým lomům vůbec nedocházelo, nebo k nim docházelo až při dostatečně vysokém počtu cyklů, tedy zajistit co nejdelší životnost dané součásti. Za tímto účelem byla provedena řada experimentů, na jejichž základě byla sestavena kritéria, jejichž použitelností se bude tato práce zabývat. [1,2]

2 Únava materiálu

Jak již bylo zmíněno, u některých strojních součástí, které jsou vystaveny časově proměnnému zatížení může dojít k poruše i přesto, že zatížení působící na danou součást bývá často menší, než je mez kluzu materiálu, z něhož jsou součásti vyrobeny. Nicméně i u součástí zatížených cyklicky pod mezí kluzu, tedy v elastické oblasti, dochází ke kumulaci plastické deformace, byť (pro jeden cyklus) z běžného pojetí zanedbatelně malé. Právě tato cyklická plastická deformace bývá podmínkou a determinantem existence únavy, vede k nevratným strukturním změnám v materiálu a tedy i ke změně jeho vlastností a často končí únavovým lomem. Právě podle typů nevratných změn se dá celý únavový proces rozdělit na 3 časově na sebe navazující stádia. [1]

1. Stádium změn mechanických vlastností
2. Stádium nukleace trhlin
3. Stádium šíření trhlin



Obrázek 2.1 Stádia únavového procesu [1]

Křivky na obr. 2.1 znázorňují konce stádií, přičemž konec 3. stádia je označován jako křivka životnosti, což může být například Wöhlerova křivka. Je třeba zdůraznit, že výše zmíněná stádia se vzájemně překrývají a neexistuje žádná přesná definice pro rozhraní mezi nimi.

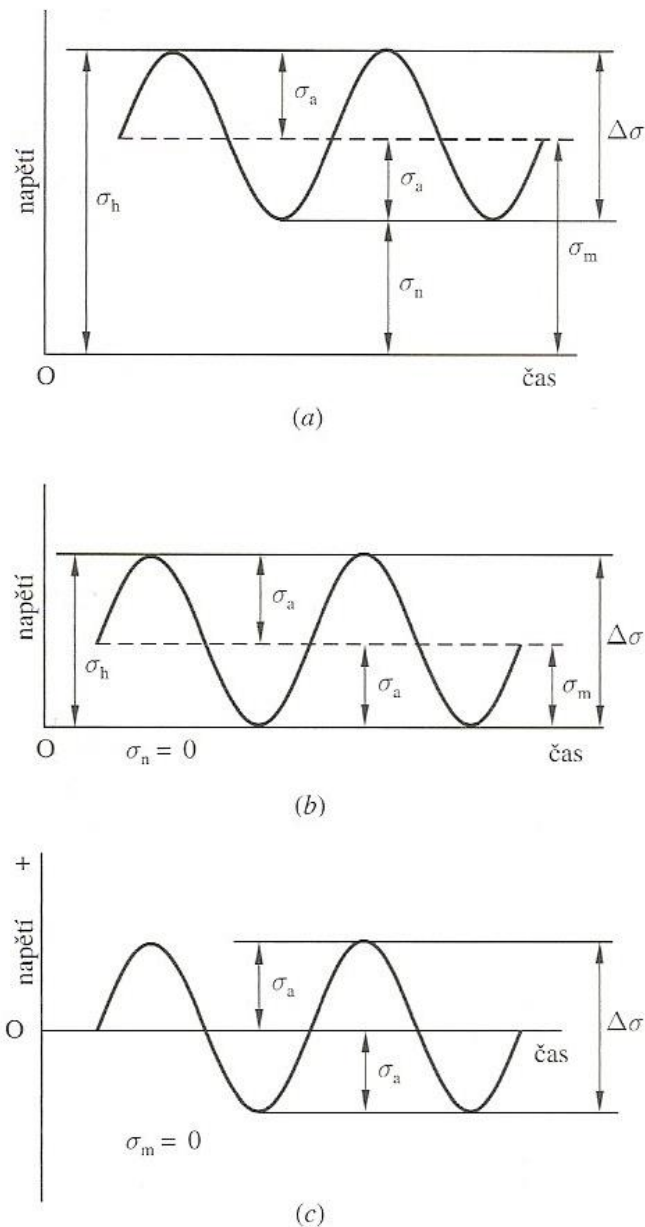
2.1 Cyklické zatěžování

Strojní součásti jsou často namáhány časově proměnným zatížením dvojího druhu, buď zatížení zcela náhodné či zatížení vykazující nějakou zákonitost. Například u rotující hřídele zatížené v ohybu jsou vlákna na jejím povrchu při

každém otočení namáhány střídavě tlakem a tahem. Takové namáhání má harmonický průběh a lze ho vyjádřit rovnicí [2]

$$\sigma(t) = \sigma_a \sin(\omega t) + \sigma_m \quad (1)$$

kde σ_a je amplituda napětí, σ_m střední napětí a ω úhlová rychlost. Pro různé hodnoty amplitudy napětí σ_a a středního napětí σ_m v rov. (1) jsou zobrazeny různé typy časového průběhu napětí na obr. 2.1.1



Obrázek 2.1.1 (a) pulzující harmonický cyklus napětí v tahu, (b) mĭjivý harmonický cyklus napětí v tahu, (c) souměrný střídavý harmonický cyklus napětí. [2]

Pro popis průběhů napětí z obr. 2.1.1 se kromě amplitudy napětí σ_a a středního napětí σ_m užívá ještě napětí σ_n , které odpovídá dolnímu napětí cyklu, obdobně σ_h odpovídá hornímu napětí cyklu a konečně $\Delta\sigma$ vyjadřující rozkmit napětí. Vztahy mezi výše zmíněnými napěťovými charakteristikami jsou následující

$$\sigma_m = \frac{\sigma_h + \sigma_n}{2} = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2)$$

$$\sigma_a = \left| \frac{\sigma_h - \sigma_n}{2} \right| = \left| \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \right| = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (3)$$

Mimo jiné se také pro popis nesymetrického zátěžného cyklu užívají tzv. součinitele asymetrie cyklu [1,2]

$$R = \frac{\sigma_n}{\sigma_h} = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (4)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (5)$$

$$P = \frac{\sigma_h}{\sigma_a} \quad (6)$$

Všechny vztahy doposud uvedené v podkapitole 2.1 se týkaly normálového napětí σ , přičemž za účelem této práce se normálové napětí σ dá zcela analogicky nahradit napětím smykovým τ .

2.2 Stádium změn mechanických vlastností

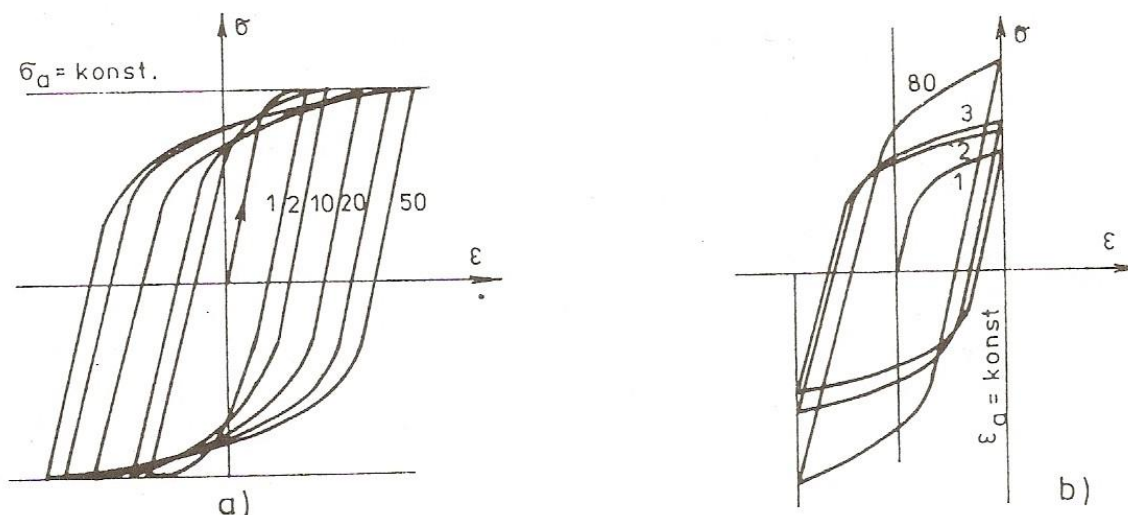
Cyklické zatěžování kovů a jejich slitin má za následek nevratné změny v mikrostruktuře materiálu a tím dochází ke změně jeho mechanických či fyzikálních vlastností (např. elektrických, magnetických apod.). Byla provedena celá řada experimentů, které ukazují, že tyto změny mají výrazný sytící charakter, tedy že k nejvýraznějším změnám dochází v počátcích cyklického zatěžování a po prvních několika zatěžovacích cyklech rychlost změn postupně klesá a po nevelkém počtu (řádově stovek) cyklů se již vlastnosti prakticky vůbec nemění. Za nejzávažnější změny z výše zmíněných považujeme změny mechanických vlastností. Těmito změnami rozumíme charakteristiky, které popisují odpor materiálu vůči deformaci vyvolané vnějšími silami. Pokud odpor materiálu vzrůstá, hovoříme o tzv. cyklickém zpevnění, pokud naopak klesá, jedná se o cyklické změkčování. Zda bude u materiálu docházet k cyklickému zpevnění či změkčení lze odhadnout pomocí experimentálně ověřeného empirického pravidla, které vychází z hodnot meze pevnosti R_m a meze kluzu R_e určených z tahového diagramu. [1,3]

Pokud:

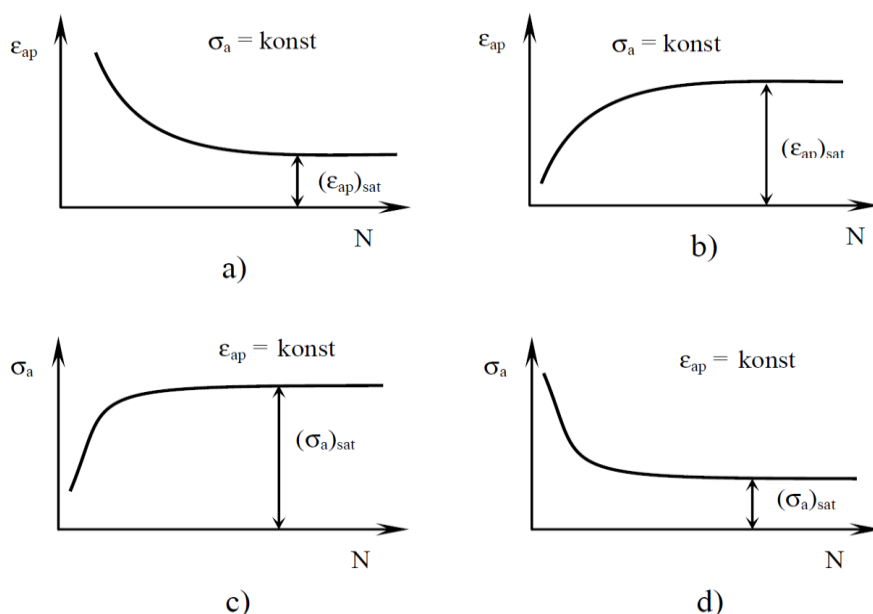
$$\frac{R_m}{R_e} > 1,4 \quad \text{– materiál cyklicky zpevňuje}$$

$$\frac{R_m}{R_e} < 1,2 \quad \text{– materiál cyklicky změkčuje}$$

Nejlepším a nejadekvátnějším způsobem určování změn mechanických vlastností daného materiálu je však rozbor tzv. hysterezních smyček, které představují závislost $\sigma(\varepsilon)$ při harmonickém zatěžování. Moderní elektronicky řízené únavové stroje jsou schopny udržovat v průběhu zatěžování buď konstantní amplitudu napětí σ_a nebo konstantní amplitudu deformace ε_a . Hysterezní smyčky pro tyto dva typy zatěžování jsou znázorněny na obr. 2.2.1. [3]



Obrázek 2.2.1 a) Hysterezní smyčka pro zatěžování při konstantní amplitudě napětí b) Hysterezní smyčka pro zatěžování při konstantní amplitudě deformace [3]

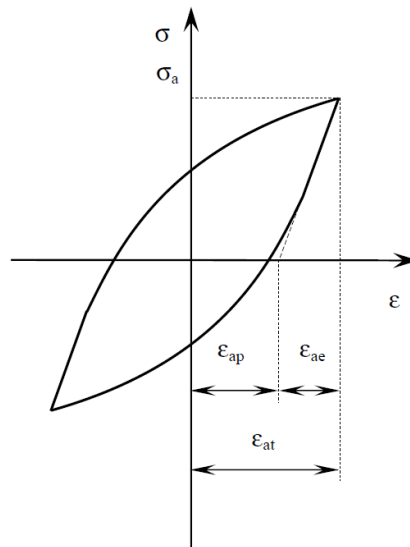


Obrázek 2.2.2 Cyklické zpevnění a změkčení pro různé režimy zatěžování [1]

Jak je vidět na obr. 2.2.1a při zatěžování s konstantní amplitudou napětí, může docházet pouze ke změně amplitudy deformace. Pokud s rostoucím počtem cyklů dochází k poklesu amplitudy deformace, jedná se o případ cyklického zpevnění (obr. 2.2.2a). Pokud naopak amplituda deformace vzrůstá, jedná se o cyklické změkčení (obr. 2.2.2b). Při cyklickém zatěžování s konstantní amplitudou deformace dochází oproti předchozímu případu pouze ke změně

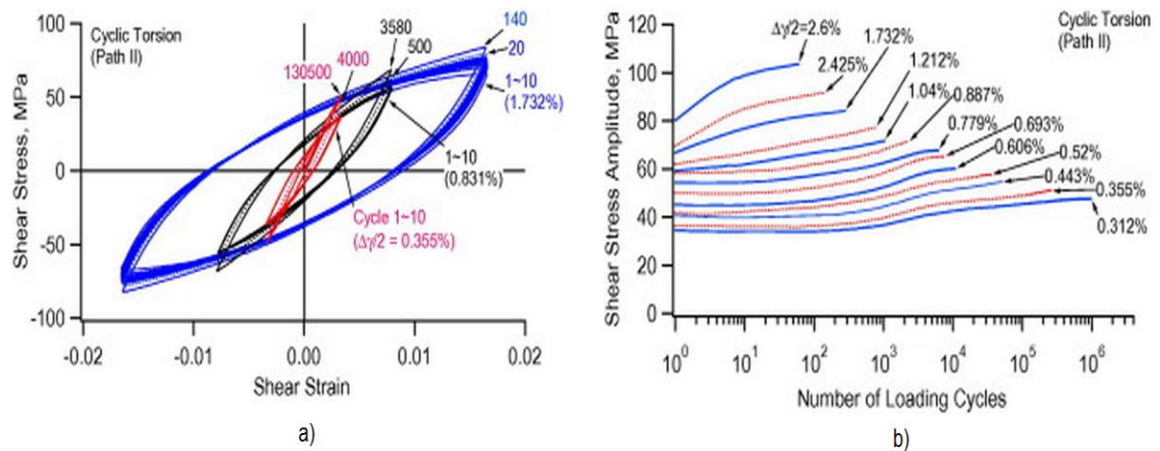
amplitudy napětí. Cyklické zpevňování se pak projevuje zvyšováním amplitudy napětí (obr. 2.2.2c) a cyklické změkčování se projevuje naopak snižováním amplitudy napětí (obr. 2.2.2d). [1]

Po dosažení nasyceného stavu se vlastnosti materiálu, tedy i hysterezní smyčka, už nadále nemění. Hysterezní smyčka tak při dané amplitudě získává svou ustálenou saturovanou podobu. Parametry saturované hysterezní smyčky jsou zobrazeny na obr. 2.2.3, kde σ_a je amplituda napětí, ε_{at} je amplituda celkové deformace, ε_{ap} je amplituda plastické deformace a ε_{ae} je amplituda elastické deformace. [1]



Obrázek 2.2.3 Schéma saturované hysterezní smyčky [1]

Výše zmíněné poznatky se dají aplikovat pro případ cyklického zatížení v krutu. Výsledné hysterezní smyčky pak vypadají obdobně. Na svislou osu se nanáší amplituda smykového napětí τ_a a na osu horizontální pak amplituda deformace (zkos) γ_a . Jako příklad jsou na obr. 2.2.4 jsou zobrazeny hysterezní smyčky vykreslené z výsledků experimentů prováděných na tyči z hořčíkové slitiny při harmonickém zátěžovém cyklu v krutu. [4]



Obr. 2.2.4 [4]

Z obr. 2.2.4a je patrné, že experimenty probíhali při $\gamma_a = konst.$ Při tomto případě zatěžování se měnila pouze τ_a , která rostla a materiál tedy cyklicky zpevňoval.

Obr. 2.2.4b znázorňuje, jak se mění τ_a pro různé způsoby namáhání a lze ho porovnat s obr. 2.2.2b.

2.3 Stádium nukleace únavových trhlin

Dalším stádiem procesu únavového porušení je pak stádium vzniku únavových trhlin. S velkým množstvím experimentů provedených prostřednictvím mikroskopie (optické, elektronové) bylo prokázáno, že nukleace trhlin na homogenních materiálech je spjata vždy s volným povrchem. Tento jev s největší pravděpodobností vysvětluje zvýšená hladina napětí, která je na povrchu cyklicky zatěžovaného kovu koncentrována. Tyto koncentrace mohou být dvojího druhu:

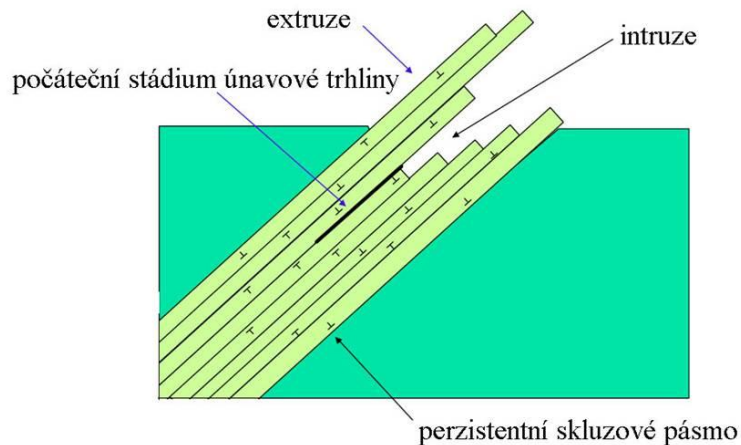
1. koncentrace makroskopické, mezi které řadíme například konstrukční vruby, změny průřezu a obecně celkový stav povrchu.
2. koncentrace mikroskopické, mezi které řadíme například únavová skluzová pásma, hranice zrn a rozhraní mezi inkluzemi a matricí. Právě tato místa byly při pozorováních označeny jako základní typy nukleačních míst.

Míru délky nukleačního stádia lze vyjádřit jako poměr cyklů potřebných k nukleaci za daných podmínek N_0 k celkovému počtu cyklů do lomu N . Poměr N_0/N je závislý především na velikosti amplitudy zatěžování (při klesající hodnotě amplitudy zatěžování roste hodnota N_0/N), dále pak na geometrii vzorku (kde koncentrátoři napětí – vruby – značnou mírou snižují hodnoty N_0/N a v případech velmi ostrých vrubů je stádium nukleace téměř zanedbatelně krátké), materiálu, prostředí a hlavně na stavu povrchové vrstvy. [1]

2.3.1 Mechanismy nukleace mikrotrhlin

Nukleaci mikrotrhlin popisuje velké množství modelů. Všechny tyto navržené mechanismy lze aplikovat pouze v nukleačních místech, tedy v kořeni intruze únavových skluzových pásem, v blízkosti inkluze anebo na hranicích zrn. Dále lze tyto mechanismy rozdělit do pěti skupin

1. *Modely nerozlišující mezi intruzí a mikrotrhlinou.* Vznik mikrotrhliny v tomto modelu je chápán jako spojitě prorůstání intruze do hloubky pomocí opakovaného skluzu na jednom, či na dvou skluzových systémech.



Obrázek 2.3.1 Představa kartového skluzu v perzistentním skluzovém pásmu [1]

V případě skluzu na jednom skluzovém systému se o představě tzv. kartového skluzu viz obr. (2.3.1.1).

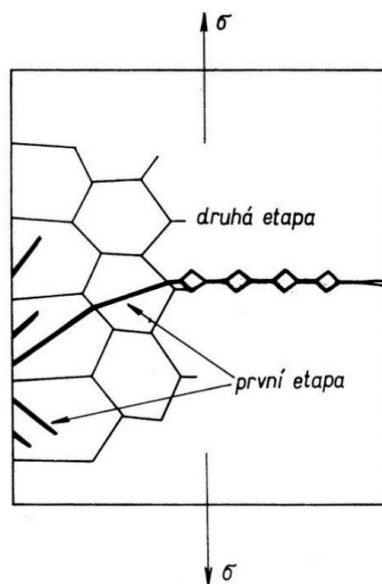
2. *Nukleace křehkým prasknutím v kořeni intruze.* Jedná se o mechanismus jasně rozlišující mezi intruzí a trhlinou. Odvozen byl přímým elektronově mikroskopickým pozorováním povrchových vrstev. Mikrotrhliny se začínají tvořit vždy na ostrých intruzích, nehledě na typ okolní dislokační struktury. Lze se domnívat, že k vytvoření mikrotrhliny dojde tehdy, pokud koncentrace napětí kolem intruzí nemůže být dále odrelaxována skluzovými procesy a když tato koncentrace napětí přesáhne maximální meziatomové vazebné síly. Dá se tedy říct, že tvorba prvních mikrotrhlin je ve své podstatě křehkého typu.
3. *Vznik trhliny kondenzací vakancí.* Při některých dislokačních interakcích dochází ke vzniku vakancí. Experimentálně byla zjištěna poměrně vysoká koncentrace vakancí v celém zatěžovaném objemu v průběhu cyklické plastické deformace. Jelikož v únavových skluzových pásmech dochází k největší dislokační aktivitě, je tudíž pravděpodobné, že právě v těchto místech bude koncentrace vakancí největší. Při vzniku vakancí může docházet k tvorbě shluků a dutin, které lze při dostatečné velikosti považovat za trhliny. Při této představě se implicitně počítá s difuzí vakancí, ta je silně závislá na teplotě.
4. *Dekoheze krystalu podél skluzové roviny způsobená akumulací dislokací.* Podle tohoto modelu dochází v kritických místech k vytvoření konfigurace dislokací vedoucí k takovému zvýšení napětí (či energie), které je dostačující ke ztrátě koheze v oblasti desetin až jednotek nm . Je teoreticky dokázáno, že dislokační dipóly s velmi malou vzdáleností mezi dislokacemi mohou prostřednictvím anihilace vést ke vzniku trhliny.
5. *Nukleace na hranicích zrn.* Všechny doposud zmíněné modely se zabývaly tvorbou trhlin v blízkosti hranic zrn, v únavových skluzových pásmech. Kromě těchto modelů byl vytvořen ještě mechanismus, který uvažuje tvorbu intruzí přímo na hranicích zrn. Tento mechanismus je experimentálně dobře doložený a lze ho ovšem aplikovat pouze pro vysoké amplitudy, při nichž dochází k lomu maximálně do řádu 10^3 cyklů. Při zatěžování takto vysokými amplitudami dochází k intenzivním plastickým deformacím, a to na celé povrchové vrstvě jednotlivých zrn. V místech hranic však k deformacím nedochází, a proto zde může dojít ke vzniku intruzí. Při této představě se implicitně předpokládá, že není rozdíl mezi mikrotrhlinou a intruzí.

Mimo těchto pěti výše zmíněných modelů existuje ještě celá řada jejich variací a obměn, nicméně žádný z modelů není plně uspokojivý a rozpracovaný natolik, aby vyjádřil vliv strukturních a materiálových parametrů na rychlost nukleace.[1]

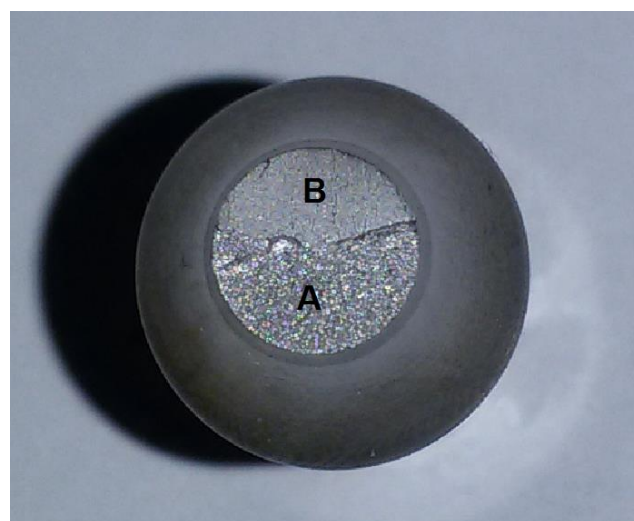
2.4 Stádium šíření trhlin

Na konci nukleačního stádia se na povrchu tvoří mikrotrhliny, které leží podél aktivních skluzových rovin. V těchto rovinách bývá největší smykové napětí. Při jednoosém namáhání bývá největší smykové napětí konkrétně v rovinách, které svírají se směrem vnějšího napětí úhel 45° . Vzhledem k malému množství skluzových rovin ve všech kovech, bývají aktivní právě ty skluzové roviny, jejichž orientace bývá blízká rovině maximálních skluzových napětí. V průběhu

cyklických zatěžování se trhliny propojují a rostou. Růst velké většiny trhlín se však záhy zastavuje a jen malé množství trhlín proniká do hloubky řádově desítek mikrometrů. Se vzrůstající délkou se pak trhliny vychylují z aktivní skluzové roviny do roviny kolmé na vnější napětí. Tento přechod bývá označován jako přechod z krystalografického šíření trhliny do šíření nekystalografického. Krystalografickému šíření se říká první etapa šíření a je pro něj rozhodující smykové napětí v rovině trhliny. Nekystalografické šíření se pak označuje jako druhá etapa šíření a je řízeno napětím normálovým. Obě tyto etapy jsou znázorněny na obr. 2.4.1 Délka trhliny, která odpovídá přechodu mezi etapou první a druhou závisí především na materiálu a amplitudě zatěžování (čím menší amplituda, tím delší trhlina odpovídající první etapě), zpravidla však nepřesahuje několik desetin milimetru. Šíření v druhé etapě končí náhlým a rychlým dolomením, kdy již oslabený průřez součásti není schopen dále přenášet zatížení. Dolomení bývá křehké, houževnaté nebo i kombinace obou zmíněných. [1] Na obr. 2.4.2 je vzorek získaný v rámci této práce, podrobený cyklickému namáhání v krutu, na němž lze názorně vidět oblast šíření trhliny a oblast dolomení.



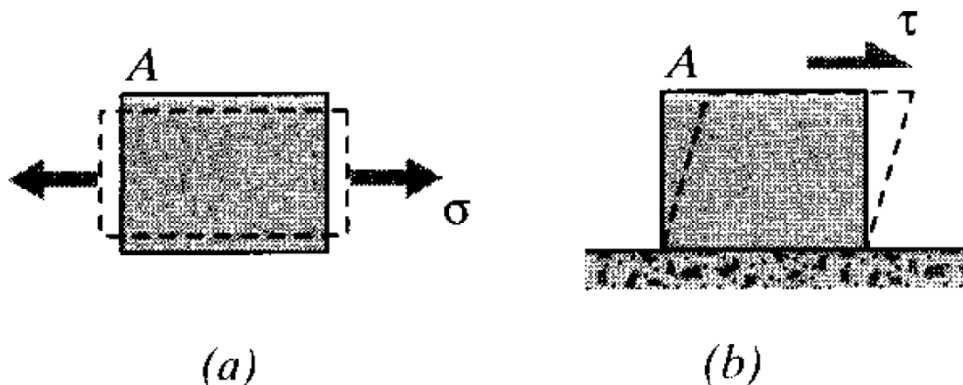
Obrázek 2.4.1 Etapy šíření únavových trhlín [1]



Obrázek 2.4.2 Oblast A – oblast šíření trhliny, oblast B – oblast dolomení zkušebního vzorku

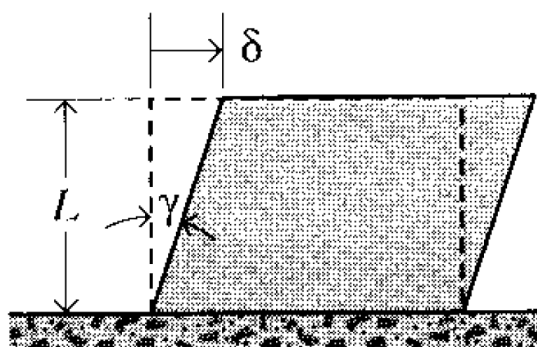
2.5 Smykového napětí

Jak již bylo několikrát zmíněno, tato práce se spíše než normálovému napětí σ a jemu příslušné deformaci ε bude věnovat napětí smykovému τ a deformaci γ . Na obr. 2.5.1 znázorněny dva stejné prvky. Prvek v případě 2.5.1a je zatížen jednoosým tahem a je na něm názorně vidět, jak se horizontální roviny prvku prodlužují a vertikální roviny se naopak zkracují, avšak po celou dobu zatěžování na sebe zůstávají kolmé. Takovou deformaci nazýváme délkové přetvoření, nebo též poměrné prodloužení ε .



Obrázek 2.5.1 a) Délkové přetvoření ε b) Úhlové přetvoření γ [5]

Pokud však daný vzorek zatížíme příčně, jak je znázorněno na v případě 2.5.1b, budou mít horizontální roviny tendenci *klouzat* jedna po druhá, přičemž si zachovávají svůj původní rozměr. Vertikální roviny se tomuto pohybu přizpůsobí, čímž dochází ke změně původně pravých úhlů. Taková deformace se nazývá zkos, nebo též úhlové přetvoření γ .



Obrázek 2.5.2 [5]

Zkos γ tedy udává změnu vůči původnímu pravému úhlu (obr. 2.5.2) a lze vyjádřit jako

$$\tan \gamma \approx \gamma = \frac{\delta}{L} \quad (7)$$

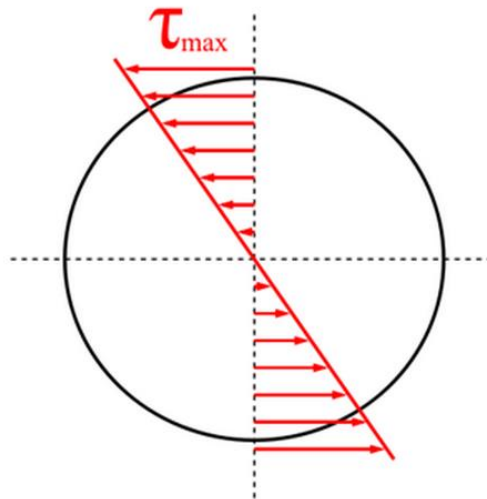
Pro toto úhlové přetvoření byla experimentálně zjištěna lineární závislost se smykovým napětím. Pro malé napětí a deformace lze tedy aplikovat Hookův zákon ve tvaru

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (8)$$

kde G je modul pružnosti ve smyku a je považován za materiálovou charakteristiku. [5]

2.5.1 Zatížení krutem

K prostému krutu dochází tehdy, je-li vzorek vystaven působení dvou silových dvojic ležících v rovinách kolmých k jeho ose. Tyto silové dvojice vyvolávají kroutící moment M_k . Vlivem tohoto působení dochází k natáčení příčných průřezů okolo střednice, která zůstává nadále přímá. V důsledku tohoto natáčení vzniká smykové napětí, které má po příčném průřezu lineární průběh. Na ose je nulové a svého maxima nabývá na povrchu (obr. 2.5.1.1). [2,6]



Obrázek 2.5.1.1 Průběh smykového napětí u prutu s kruhovým příčným průřezem

Smykové napětí se dá spočítat podle následujícího vztahu

$$\tau = \frac{M_k * r}{J_p} \quad (9)$$

kde M_k je zmiňovaný kroutící moment, r vzdálenost od středu a J_p je polární kvadratický moment který lze určit jako

$$J_p = \frac{\pi r^4}{2} \quad (10)$$

Jak již bylo řečeno smykové napětí nabývá svého maxima na povrchu. Označíme-li tedy R jako poloměr vnějšího povrchu pak

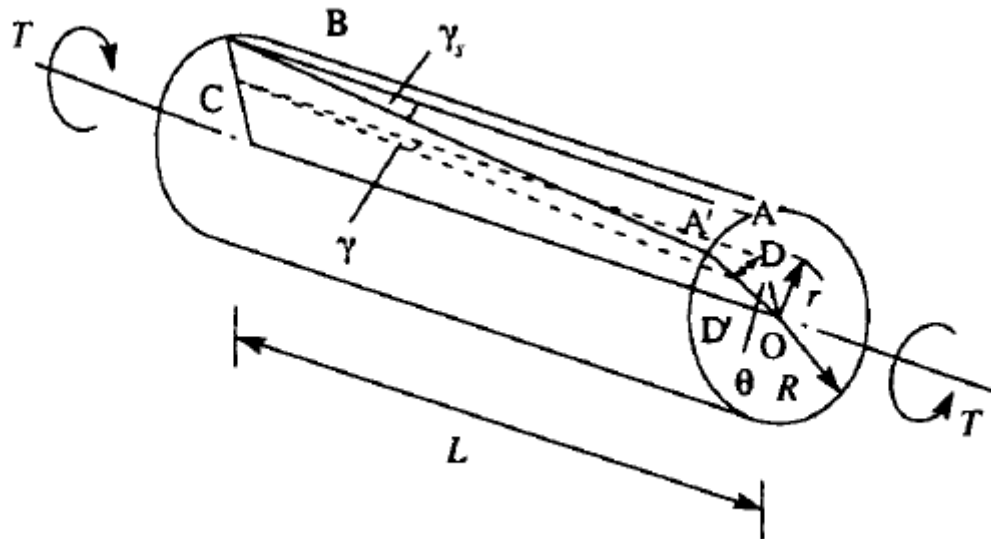
$$\tau_{max} = \frac{M_k * R}{Jp} \quad (11)$$

Na obr. 2.5.1.2 je znázorněno schéma namáhání zkušebního válcovitého tělesa. Z tohoto obrázku je zřejmé, že zkos γ je po délce závislé jak na poloměru r , tak i na úhlu zkroucení φ . Na povrchu tyče je pak roven úhlu ABA' v radiánech. Pro malé deformace se vztah dá zapsat následovně

$$\tan \gamma_s \approx \gamma_s = \frac{AA'}{L} = \frac{R * \varphi}{L} \quad (12)$$

Obdobně pak zkos v kterémkoliv místě příčného průřezu na poloměru r odpovídá úhlu DCD' . [7]

$$\tan \gamma_s \approx \gamma_s = \frac{AA'}{L} = \frac{r * \varphi}{L} \quad (13)$$



obr. 2.5.1.2 Zobrazení úhlu zkroucení φ a zkosení γ u prutu namáhaného krutem [7]

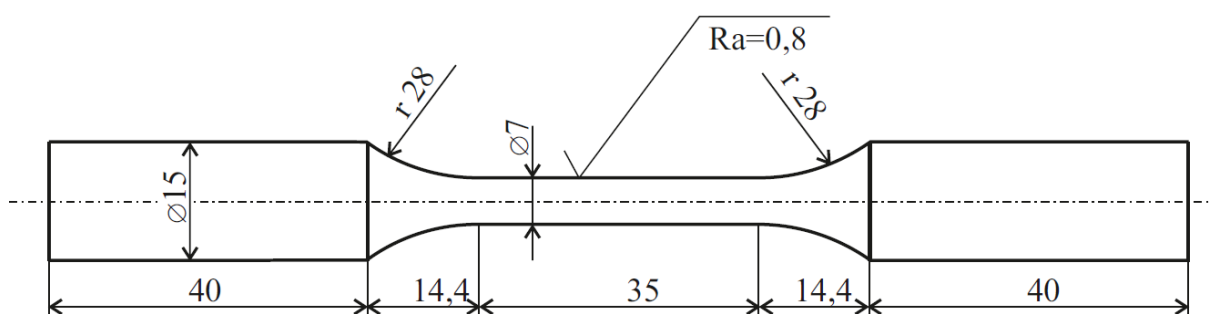
3 Praktická část

Cílem práce je porovnání kritérií únavového porušení při pulzujícím namáhání v krutu pro ocelový vzorek z materiálu ČSN 19 421. K vlastnímu porovnání kritérií je však třeba určit materiálové charakteristiky, mezi hlavní cíle práce se tudíž řadí:

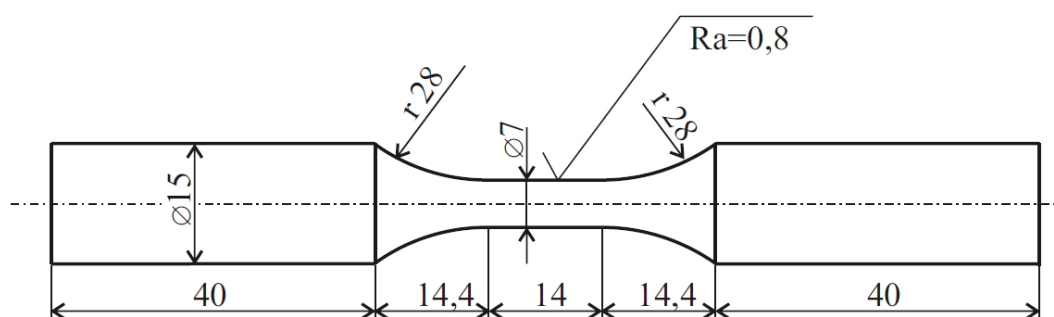
1. Sestrojení Wöhlerovy křivky pro souměrný napěťový cyklus
2. Určení meze kluzu v krutu
3. Určení meze pevnosti ve smyku
4. Posouzení vlivu středního napětí při nesouměrném zátěžném cyklu

3.1 Provedení zkoušek a zkušební vzorky

V rámci této bakalářské práce byly provedeny zkoušky statické a to za účelem určení meze kluzu v krutu a meze pevnosti ve smyku, dále byla provedena řada zkoušek únavových k řešení hlavního cíle práce. Pro každý typ zkoušky byl použit jiný vzorek, jak je vidět na obrázcích 3.1.1 a 3.1.2. Oba typy vzorků jsou vyleštěny, přičemž k lomu nejčastěji dochází ve střední části, neuvažujeme tedy vrubové účinky.



Obrázek 3.1.1 Vzorek pro statické zkoušky



Obrázek 3.1.2 Vzorek pro únavové zkoušky

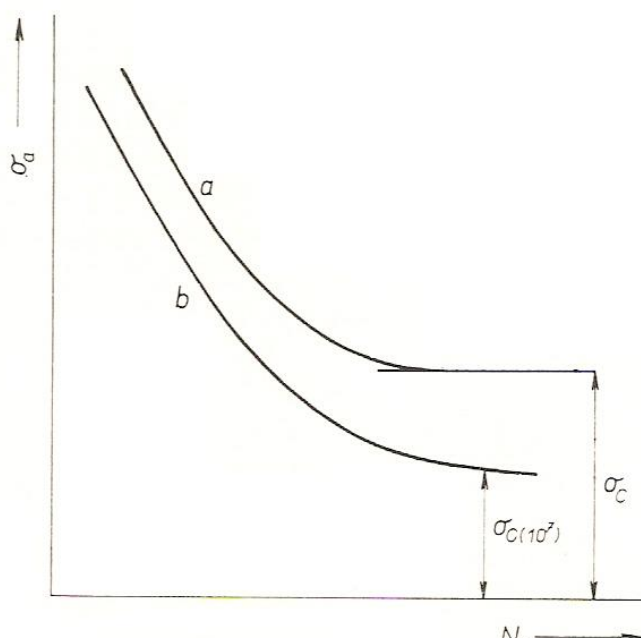
Jak zkoušky únavové, tak zkoušky statické byly prováděny na servo-hydraulickém, axiálně-krutovém stroji značky BISS (obr. 3.1.3). Tento stroj je schopen vyvinout axiální sílu o velikosti až 50kN se zdvihem tyče $\pm 125\text{mm}$ a krutící moment o velikosti až 400Nm, při úhlovém rozsahu zhruba 90° . V rámci této práce však na stroji probíhaly pouze zkoušky v krutu a to jak únavové pro souměrný i nesouměrný zátěžový cyklus, tak i zkouška statická za účelem určení meze kluzu v krutu.



Obrázek 3.1.3 Stroj BISS

3.2 Wöhlerova křivka

Křivka životnosti nebo též Wöhlerova křivka je dodnes jednou ze základních únavových charakteristik. Křivka udává závislost amplitudy napětí σ_a resp. τ_a (pro výpočty této práce) na počtu cyklů do lomu N a byla sestrojena na základě experimentů, které prováděl v letech 1852-1870 August Wöhler. Zkouška se provádí na hladkém vzorku, který bývá podroben homogenní napjatosti nejčastěji v tahu a tlaku. V některých případech (například v rámci této práce) se experimenty provádí i při střídavém krutu nebo ohybu a zkoumá se při kolika cyklech dojde k lomu. Obecně může být křivka konstruována pro různá střední napětí, obvykle se však experimenty provádí pouze při symetrickém zátěžném cyklu, kde $\tau_m = 0$ (popřípadě i pro míjivý zátěžný cyklus, kde $\tau_m = \tau_a$). Průběhy křivek jsou silně ovlivněny druhem zkoušeného materiálu, obecně však platí, že při klesající amplitudě napětí se zvyšuje počet cyklů do lomu. Pro některé materiály (například pro ocel) je křivka charakteristická tím, že se amplituda napětí zhruba od řádu 10^6 začíná asymptoticky přibližovat své mezní hodnotě nazývané mez únavy σ_c resp. τ_c pro namáhání krutem. Při této a nižší amplitudě napětí pak k lomu nedojde ani při teoreticky nekonečném počtu cyklů (řádově od 10^8). Pro jiné materiály (například slitiny na bázi hliníku) u křivky dochází ke stálému poklesu amplitudy napětí společně s růstem počtu cyklů do lomu. Vzhledem k tomu, že u takovýchto materiálů nebyla mez únavy zjištěna ani při aplikaci dostatečně velkého počtu cyklů, musí se mez únavy určit smluvně a to nejčastěji pro počet cyklů $N=5 \cdot 10^7$. Tato mez únavy se pak jako označuje $\sigma_{c(5 \cdot 10^7)}$ resp. $\tau_{c(5 \cdot 10^7)}$ pro namáhání krutem. Oba typy křivek jsou znázorněny na obr. 3.2.1 včetně mezí únavy σ_c a $\sigma_{c(5 \cdot 10^7)}$. [1,2,3]



obr. 3.2.1 [1]

Jak je patrné z obr. 3.2.2, křivka se člení na několik oblastí dle různých hledisek. Obvykle se křivka člení na následující oblasti.

1. Oblast kvazistatického lomu, ve které dochází k porušení vzorku staticky, během prvního půlcyklu, nebo dochází k jeho porušení do několika desítek

cyklů. Tak či tak se nejedná o vlastní únavový lom, čemuž odpovídá i lomová plocha, která vykazuje známky tvárného lomu a neodpovídá tak lomové ploše vzniklé únavovým procesem. Tato oblast je ohraničena počtem cyklů do lomu $N < 10^2$.

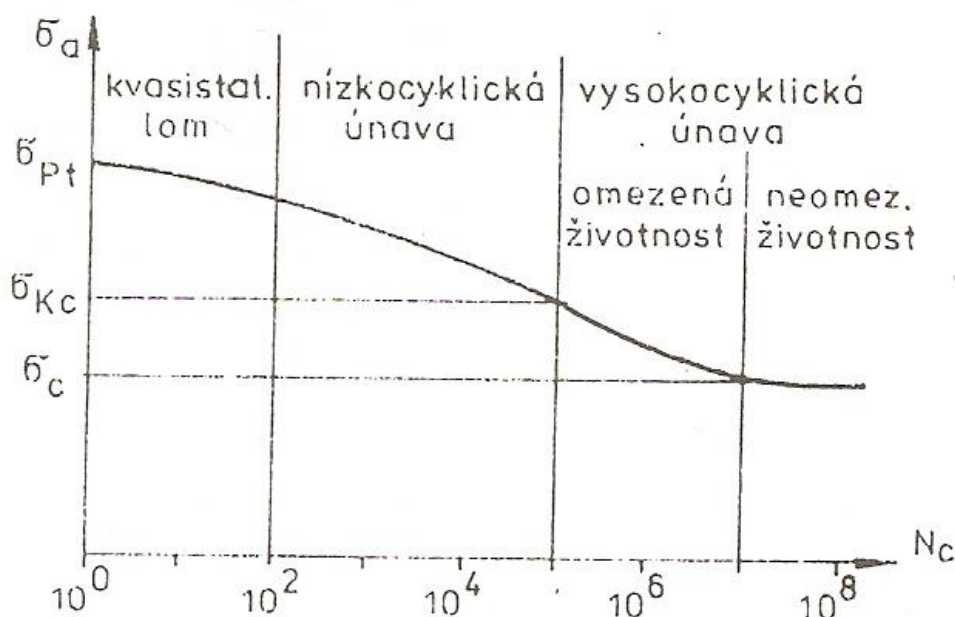
2. Oblast nízkocyklové únavy, též oblast vzniku makroplastických deformací při počtu cyklů $10^2 < N < 10^4$.
3. Oblast vysokocyklové únavy s počtem cyklů zhruba $10^5 < N < 10^7$.
4. Oblast vysokocyklové únavy s $N > 10^7$, tedy oblast s neomezenou životností, která je charakteristická mikroplastickými deformacemi. [1,3]

Oblasti 2. a 3. se souhrnně nazývají též oblast časované pevnosti a pro variantu torzního namáhání je lze popsat mocninou funkcí ve tvaru

$$\tau_a = a * N^b \quad (14)$$

kde τ_a je amplituda smykového napětí, N počet cyklů lomu a koeficienty a a b jsou materiálové charakteristiky, které se určují ze zkoušek s nulovým středním napětím. Úpravou rov. (14) je získán vztah sloužící k odhadnutí počtu cyklů do lomu. [2]

$$N = \left(\frac{\tau_a}{a}\right)^{\frac{1}{b}} \quad (15)$$



obr. 3.2.2 Wöhlerova křivka [3]

V rámci této práce byla v laboratoři provedena řada zkoušek za účelem sestavení Wöhlerovy křivky a určení výše zmíněných koeficientů a a b nutných pro výpočty životnosti, které jsou hlavní náplní této práce. Při zkoušce byl zkušební vzorek (obr. 3.1.2) upnut do čelistí stroje a následně byl namáhán v krutu při symetrickém zátěžném cyklu s konstantní amplitudou kroutícího momentu. Zkouška probíhala do doby, dokud nedošlo k únavovému lomu. Výsledky experimentů jsou vidět v tab. 3.2.1.

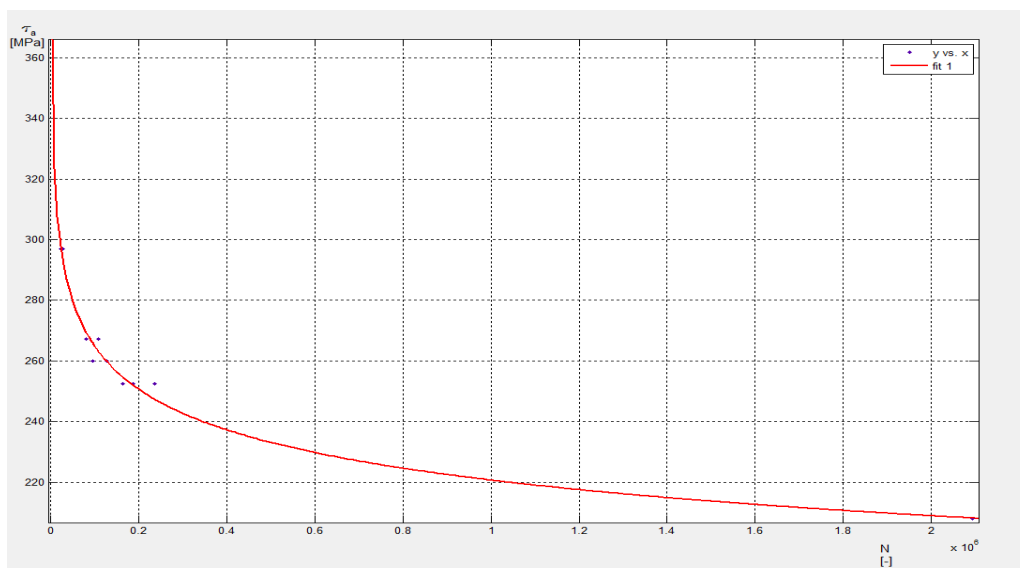
zatížení			konec zkoušky
Maximální kroučící moment [Nm]	Maximální smykové napětí [MPa]	frekvence [Hz]	počet cyklů do lomu N
± 14	± 207,88	5	> 2094551
± 17	± 252,42	2	186 735
± 17	± 252,42	2	164 166
± 17	± 252,42	2	236 586
± 17,5	± 259,84	2	126 338
± 17,5	± 259,84	2	126 455
± 17,5	± 259,84	2	94 375
± 18	± 267,27	2	80 818
± 18	± 267,27	2	79 936
± 18	± 267,27	2	108 769
± 20	± 296,97	2	24 338
± 20	± 296,97	2	26 707
± 20	± 296,97	2	22 491

tab. 3.2.1

Z tabulky je patrné, že při zvyšující se amplitudě maximálního smykového napětí, způsobeného krutem o předepsaném momentu, se počet cyklů do lomu skutečně snižuje. Při maximálním kroučícím momentu ±14 Nm nebyla zkouška dokončena kvůli časové náročnosti měření. Při sestrojování Wöhlerovy křivky však hodnota použita byla, a to z důvodu zvýšení přesnosti měření. Wöhlerova křivka (obr. 3.2.3) se sestrojila proložení hodnot v tab. 3.2.1 pomocí nástroje *cftool* v programu Matlab. Výsledkem proložení hodnot je křivka, jejíž funkce rovnici:

$$\tau_a = 658,1N^{-0,0791}$$

Příslušné koeficienty z rovnice (14) jsou tedy $a = 658,1\text{MPa}$ a $b = -0,0791$

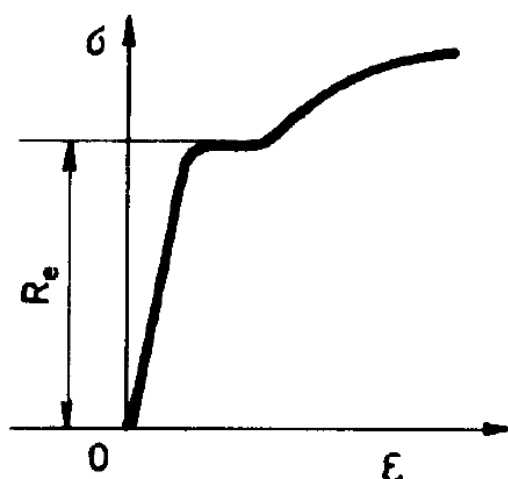


Obrázek 3.2.3 Wöhlerova křivka pro zkoušený materiál

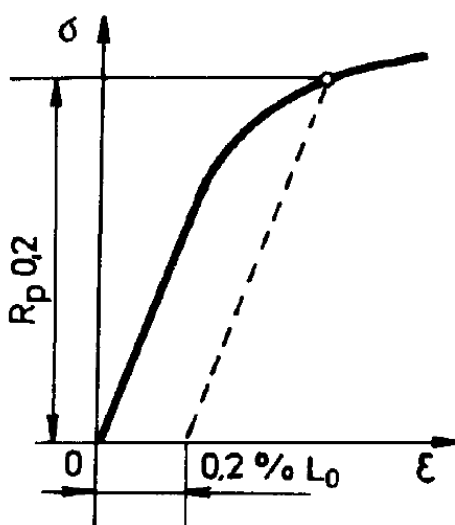
3.3 Mez kluzu

Mezí kluzu se charakterizuje přechod mezi elastickou a plastickou deformací. Jde tedy o napětí, při němž dochází k prvním plastickým deformacím. Toto napětí se určuje praktickou zkouškou, jejímž výstupem je příslušný diagram. Výstupem tahové zkoušky je diagram tahový, výstupem zkoušky v krutu je diagram torzní. Charakter přechodu mezi elastickou a plastickou deformací je závislý na zkoušeném materiálu a vyskytuje se ve dvou formách a to:

- ve formě diagramu s výraznou mezí kluzu R_e (obr. 3.3.1), která je charakterizována jako napětí, při němž se zkušební vzorek začne trvale deformovat bez výrazné změny zatížení.
- ve formě s nevýraznou mezí kluzu (obr. 3.3.2), která je charakterizována plynulým přechodem z oblasti elastické do oblasti plastické a hodnotu meze kluzu nelze tedy jednoznačně určit. Určuje se tedy smluvně jako 0,2% z příslušné deformace pro jednotlivé způsoby zatěžování (tedy $0,002\varepsilon$ pro zatížení tahem a $0,002\gamma$ pro zatížení krutem). Na obr. 3.3.2 je názorně zobrazeno určení smluvní meze kluzu $R_{p0,2}$ v tahovém diagramu.



obr. 3.3.1 Tahový diagram s výraznou mezí kluzu R_e

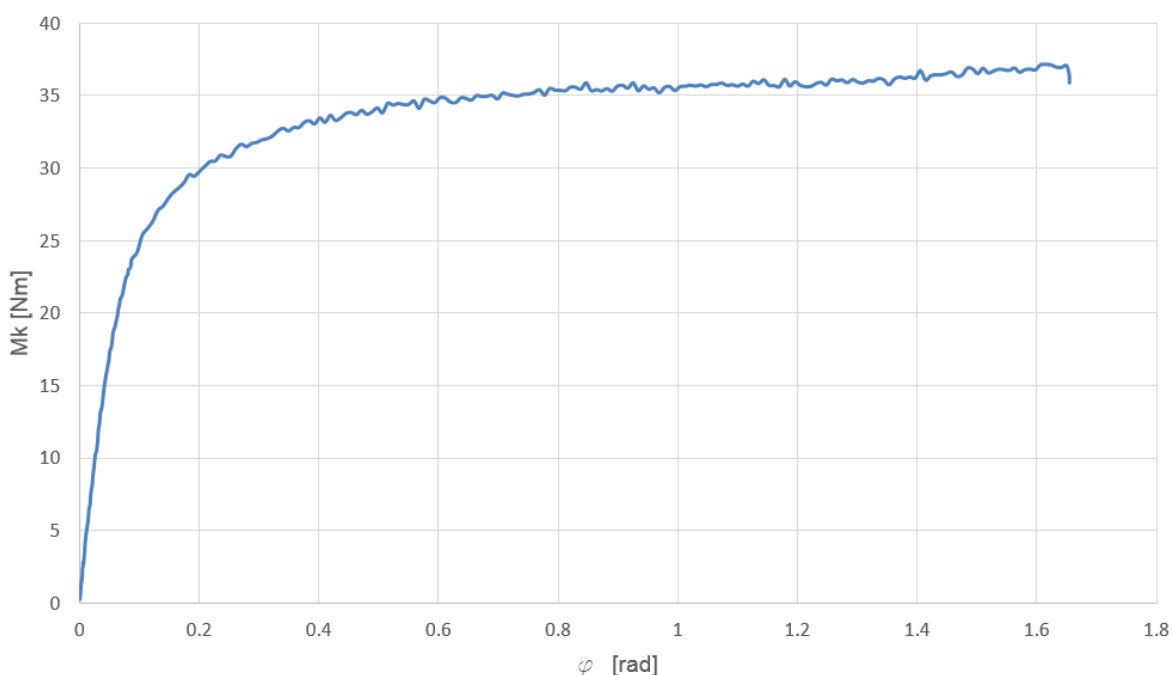


obr. 3.3.2 Tahový diagram s nevýraznou mezí kluzu $R_{p0,2}$ určenou smluvně

3.3.1 Mez kluzu v krutu

V rámci této práce bylo nezbytné určit mez kluzu v krutu, která bude v následujících kapitolách použita k výpočtům životnosti při pulzujícím namáhání v krutu.

K určení meze kluzu v krutu byla provedena zkouška krutem. Zkušební vzorek (obr. 3.1.1) byl upnut do čelistí stroje, kde byl zkroucen o 90°, což je maximální natočení čelistí stroje. Výstupem zkoušky byl graf závislosti kroutícího momentu M_k na úhlu zkroucení φ (graf 3.3.1.1).



Graf 3.3.1.1 Závislost $M_k - \varphi$

K samotnému určení meze kluzu v krutu bylo třeba sestavit diagram závislosti smykového napětí na úhlovém přetvoření ($\tau - \gamma$). Ta je pro počáteční lineární část stejná s lineární částí diagramu ($M_k - \varphi$), přičemž smykové napětí se určí pomocí vztahu (9), přičemž se jedná o maximální smykové napětí na povrchu vzorku v polovině jeho délky. Proto $R = 3,5\text{mm}$.

$$\tau = \frac{2 * M_k}{\pi * R^3} \quad (9)$$

Zbývá tedy jen určit úhlové přetvoření. V případě zkušební vzorku použitého ke zkoušce krutem (obr. 3.1.1) je patrné, že příčný průřez nezůstává po délce střednice konstantní. K výpočtu zkosu tedy nelze tedy využít vztahu (12), lze však postupovat podle Hookova zákona (8). [8]

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (8)$$

kde se za smykové napětí τ dosadí z rovnice (9) a modul pružnosti ve smyku G se vyjádří jako

$$G = \frac{2 * Mk}{\pi * R^3 * \gamma} \quad (16)$$

Pro namáhání zkušební tyče bude mít vztah pro úhel zkroucení φ následující podobu.

$$\varphi = \int_0^L \frac{2 * Mk * dx}{G * \pi * r(x)^4} \quad (17)$$

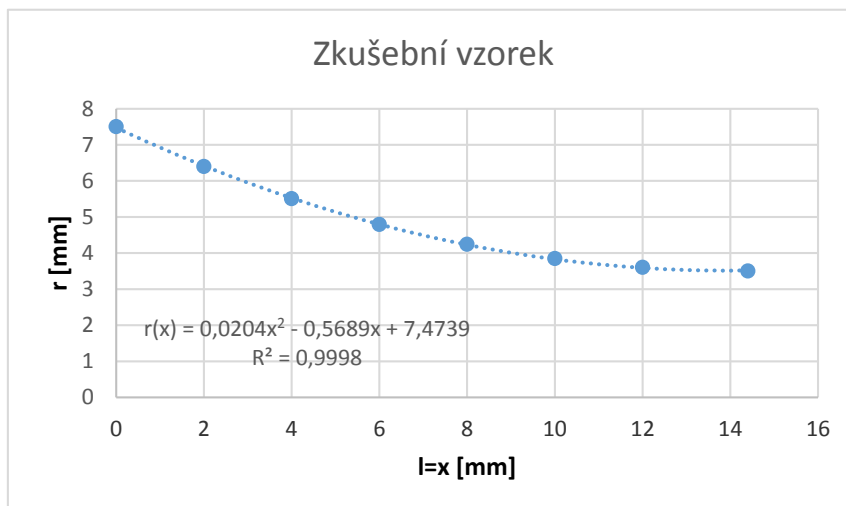
Vzhledem k tomu, že zkušební vzorek je po délce symetrický, dá se integrál upravit do tvaru

$$\varphi = 2 * \int_0^{\frac{L}{2}} \frac{2 * Mk * dx}{G * \pi * r(x)^4}$$

Dosazením za modul pružnosti ve smyku G z rovnice (16) a vytknutím konstant před integrál se rovnice upraví do následovného tvaru

$$\varphi = 2 * R^3 * \gamma * \int_0^{\frac{L}{2}} \frac{dx}{r(x)^4} \quad (18)$$

Přitom je třeba určit závislost změny průměru po délce střednice $r = f(x)$ (graf. 3.3.3.2)



graf. 3.3.1.2 Závislost změny průměru průřezu zkušební vzorku po délce střednice

Dosazením do rovnice (18) za $r(x)$ pro obě části vzorku – část, v níž se příčný průřez po délce střednice mění a část, v níž zůstává příčný průřez konstantní (viz obr. 3.1.1) – se získá integrál

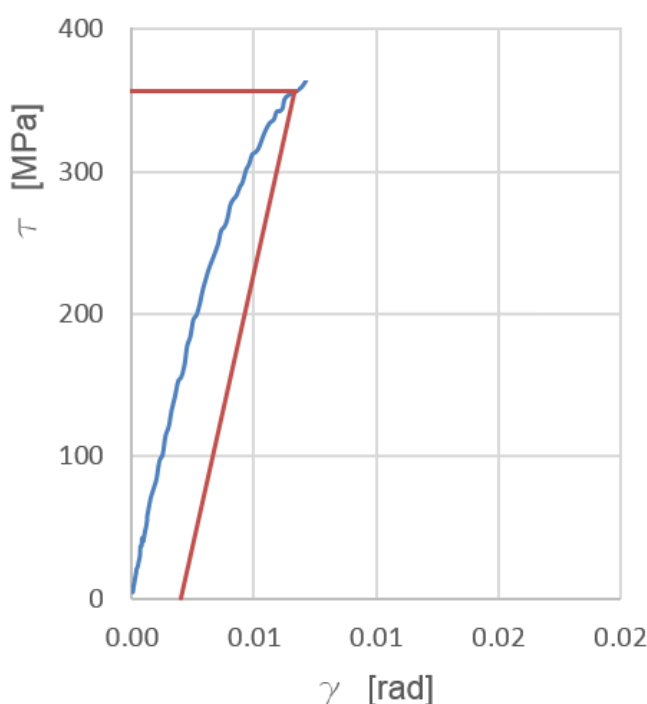
$$\varphi = 2R^3\gamma \left[\int_0^{14,4} \frac{dx}{(0,0204 * x^2 - 0,5689 * x + 7,4739)^4} + \int_0^{17,5} \frac{dx}{R^4} \right]$$

Řešením tohoto integrálu byla získána závislost úhlu přetvoření γ_s na povrchu vzorku na úhlu zkroucení φ

$$\gamma_s = \frac{\varphi}{13,81} \quad (19)$$

Znalostí vztahů (9) a (19) pak není problém vykreslit závislost $(\tau - \gamma)$ pro lineární část diagramu a z ní následně určit mez kluzu.

Při pohledu na graf 3.3.1.1 je zřejmá podoba s obr. 3.3.2, jedná se tedy o diagram s nevýraznou mezí kluzu, je tedy třeba určit mez kluzu smluvní a to obdobně jako při určování meze kluzu z tahového diagramu. Z bodu 0,002 na ose γ se vede rovnoběžka s elastickou částí diagramu a v místě průsečíku s křivkou torzního diagramu se odečte příslušné napětí. Určení smluvní meze kluzu v krutu je znázorněno v grafu 3.3.1.3. a odečtená mez kluzu je



graf 3.3.1.3 Určení meze kluzu v krutu

$$R_{se} = 360\text{MPa}$$

3.4 Mez pevnosti v krutu

Jak již bylo zmíněno zkouška krutem dokončena nebyla, jelikož maximální natočení čelistí stroje činí pouze 90° a to k lomu vzorku nestačilo. Nicméně při pohledu na graf 3.3.1.1 je zřejmé, že žádný velký nárůst kroutícího momentu již není možné očekávat a proto se mez pevnosti v krutu R_{sm} s určitou přesností určit dá. Maximální moment při zkoušce krutem dosáhl zhruba hodnoty $M_k = 37,1\text{Nm}$ což se bude v rámci této práce považovat za hodnotu meze pevnosti v kluzu

$$R_{sm} = 551\text{MPa}$$

3.5 Vliv středního napětí cyklu

Střední napětí cyklu výrazně ovlivňuje rychlost kumulativního poškození a tím i životnost namáhané součásti. Bylo zjištěno, že záporné střední napětí životnost součásti zvyšuje, zatímco kladné střední napětí naopak životnost součásti snižuje. Hlavní příčina vlivu středního napětí doposud známá není, ale má se však za to, že střední napětí ovlivňuje celý únavový proces – od stádia nukleace až do lomu. Pro posouzení vlivu středního napětí na životnost součásti byla vytvořena řada kritérií, jejichž popis a ověření použitelnosti je zároveň hlavní náplní této práce. [1]

Je důležité definovat napětí τ_{AN} , kterého se užívá při výpočtech životnosti při kombinaci napětí τ_a a τ_m a je ekvivalentní k amplitudě napětí při souměrném harmonickém cyklu. To znamená, že dosadí-li se napětí τ_{AN} namísto amplitudy napětí τ_a do rov. (15) je předpokládána stejná životnost pro oba způsoby namáhání. [9]

3.5.1 Goodmanovo a Morrowovo kritérium

Z experimentálních výsledků zkoušek provedených J. O. Smithem a R. E. Joerressem vyplývá použitelnost některých běžně používaných kritérií při únavovém zatěžování v krutu. Mezi taková kritéria se řadí například kritérium Goodmanovo. [2,9]

$$\frac{\tau_A}{\tau_{AN}} + \frac{\tau_M}{R_{Sm}} = 1 \quad (20)$$

Rovnice (18) odkazuje na Goodmanovo kritérium modifikované do současné podoby J. O. Smithem. Z této rovnice je užitečné vyjádřit τ_{AN} pro budoucí výpočty životnosti

$$\tau_{AN} = \frac{\tau_A}{1 - \frac{\tau_M}{R_{Sm}}} \quad (21)$$

S další modifikací Goodmanova kritéria přišel posléze Morrow, který navrhl do rovnice zahrnout lomové napětí τ_f . Toto napětí lze aproximovat vztahem $\tau_f = \tau'_f$, kde τ'_f je součinitel únavové pevnosti, který lze snadno získat úpravou rovnice (14) na Basquin-Wöhlerovu formu [1]

$$\tau_a = \tau'_f (2N_f)^b \quad (22)$$

Součinitel únavové pevnosti τ'_f se pak určí jako

$$\tau'_f = \frac{a}{2^b} = 695,19 \text{MPa}$$

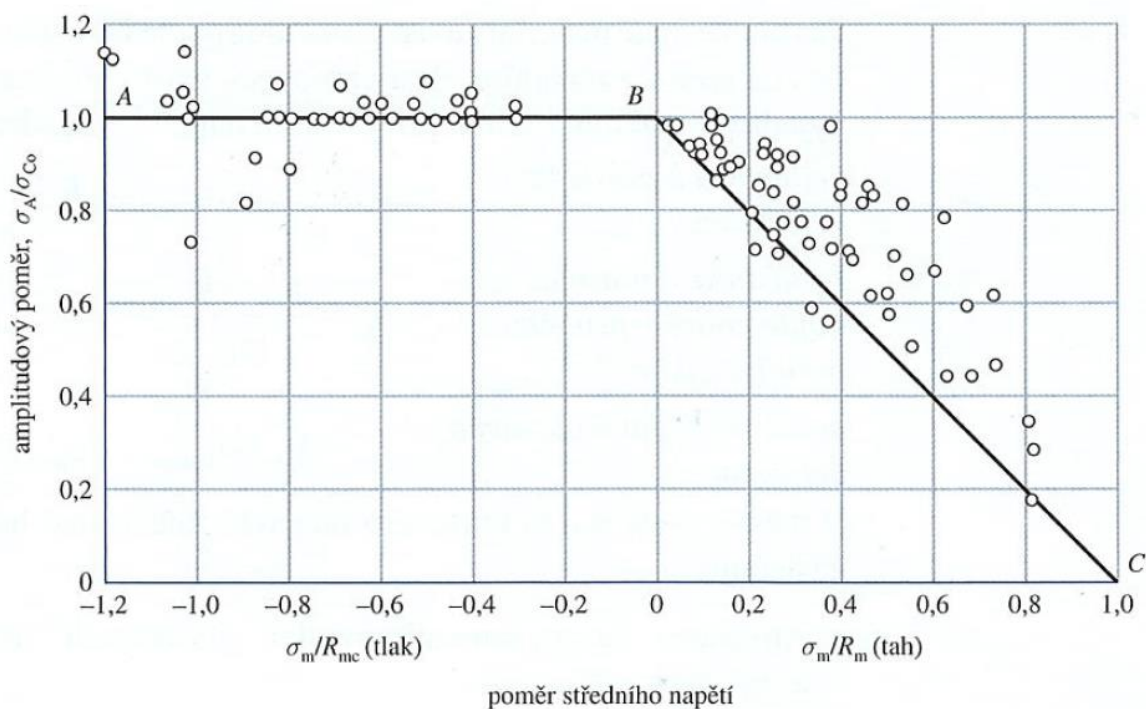
Morrowovo kritérium pak vypadá následovně [9]

$$\tau_{AN} = \frac{\tau_A}{1 - \frac{\tau_M}{\tau_f}}, \tau_{AN} = \frac{\tau_A}{1 - \frac{\tau_M}{\tau'_f}} \quad (23)$$

Je třeba zdůraznit, že toto kritérium je použitelné pouze pro nízkocyklovou oblast, a to pro materiály vysokopevné, cyklicky stabilní u kterých nedochází ke změnám mechanických vlastností (zpevnění, změkčení) v počátečních stádiích zatěžování. Důvodem je neplatnost výše zmíněné aproximace $\tau_f = \tau'_f$ v oblasti vysokocyklové únavy, kde zároveň neexistuje ani žádná jiná závislost mezi τ_f a τ'_f . Z tohoto důvodu se při výpočtech životnosti ve vysokocyklové oblasti nahrazuje rovnice (22) rovnicí (14).[1]

3.5.2 Kritérium Gerberovo a ASME

S přibývajícím množstvím experimentálních výsledků bylo zřejmé, že oblast BC v obr. 3.5.2.1 spíše než přímkou, která znázorňuje výše zmíněné Goodmanovo kritérium, bude výhodnější aproximovat křivkou jako například parabolou, či elipsou. [2]



Obr. 3.5.2.1 Diagram únavového porušení pro tahová a tlaková střední napětí. [2]

Parabolu představuje Gerberovo kritérium porušení [2]

$$\tau_{AN} = \frac{\tau_A}{1 - \left(\frac{\tau_M}{R_{sm}}\right)^2} \quad (24)$$

Eliptickou křivku pak představuje kritérium podle ASME [2]

$$\tau_{AN} = \sqrt{\frac{\tau_A^2}{1 - \left(\frac{\tau_M}{R_{se}}\right)^2}} \quad (25)$$

3.5.3 Kritérium Smith-Watson-Topperovo (SWT) a Walkerovo

Pro výpočty únavové životnosti bylo vytvořeno množství dalších vztahů. Mezi nejpožívanější v současné době se jistě řadí též kritérium SWT. [9]

$$\tau_{AN} = \sqrt{\tau_A * \tau_{max}} \quad (a)$$

$$\tau_{AN} = \tau_{max} \sqrt{\frac{1 - R}{2}} \quad (b) \quad (26)$$

$$\tau_{AN} = \tau_A \sqrt{\frac{2}{1 - R}} \quad (c)$$

Formy (b) a (c) jsou ekvivalenty formy (a) získané substitucí z rovnice (4). S dalším návrhem přišel Walker

$$\tau_{AN} = \tau_A^{\gamma_w} \tau_{max}^{1-\gamma_w} \quad (a)$$

$$\tau_{AN} = \tau_{max} \left(\frac{1 - R}{2}\right)^{\gamma_w} \quad (b) \quad (27)$$

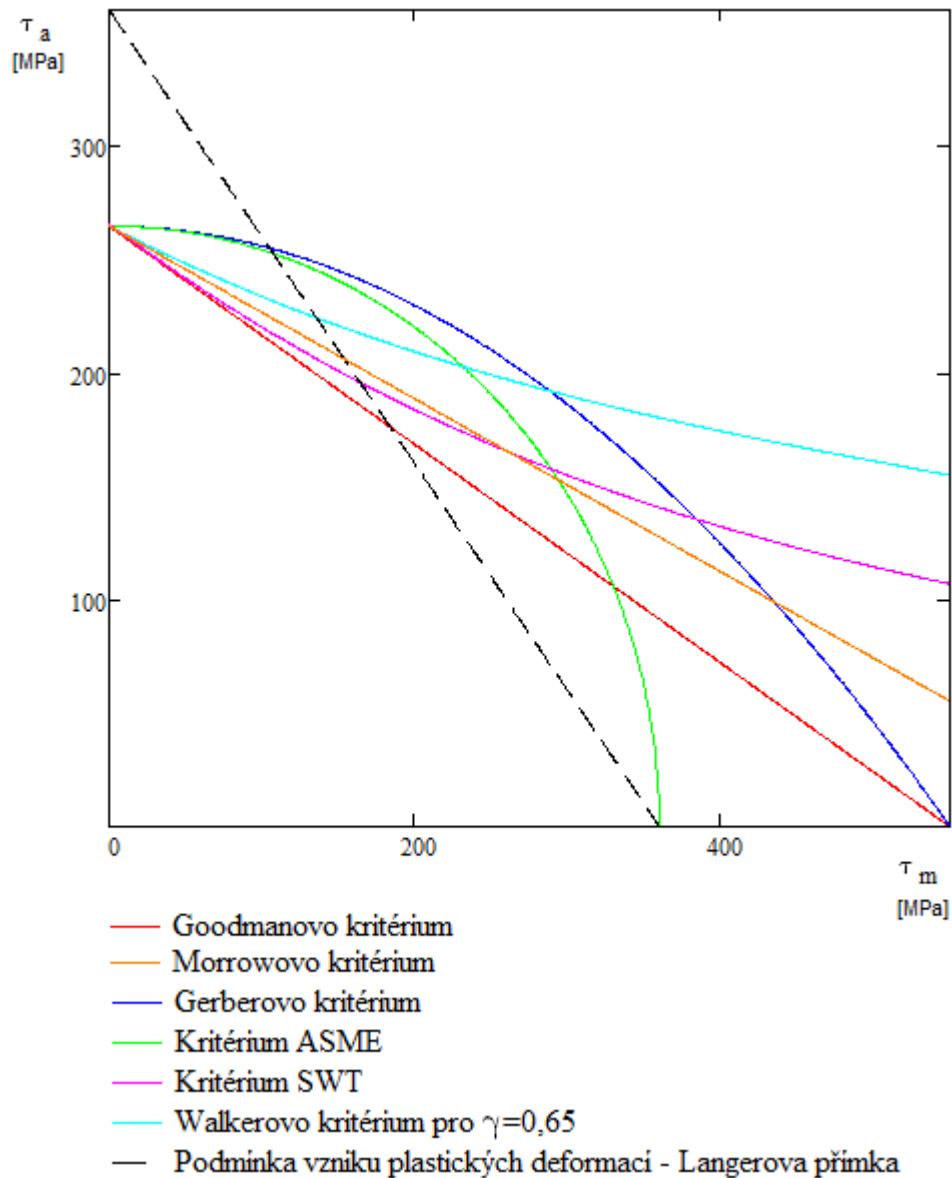
$$\tau_{AN} = \tau_A \left(\frac{2}{1 - R}\right)^{\gamma_w} \quad (c)$$

kde ekvivalentní formy (b) a (c) byly získány substitucí z rovnice (4) a konstanta γ_w je považována za materiálovou charakteristiku. Je zřejmé, že dosazením za $\gamma_w = 0,5$ se Walkerovo kritérium zredukuje na kritérium SWT. [9]

3.5.4 Haighův diagram

Všechna výše zmíněná kritéria je vhodná znázornit v tzv. Haighově diagramu ve kterém na horizontální osu nanášíme střední napětí τ_m a na osu svislou nanášíme amplitudu napětí τ_a . Takové diagramy jsou v praxi často užívány, vzhledem k jednoduchosti jejich konstrukce a také tomu, že výsledky z nich lze přímo odečíst. Původní snahy vedly k sestrojení hranice, která by pro různé kombinace τ_a a τ_m rozdělovala Haighův diagram na oblast bezpečnou a na oblast, v níž dojde k porušení. Postupem času však bylo zjištěno, že kritéria porušení spíše než hranici představují oblast, kde k únavovému porušení dojde s určitou pravděpodobností. [2] Na obr. 3.5.4.1 jsou znázorněna všechna kritéria odpovídající sto tisícům cyklů do lomu zmíněná v podkapitole 3.5. Orientace v tomto diagramu je vcelku jednoduchá. Pokud bod o souřadnicích $[\tau_m, \tau_a]$ leží na některé z těchto křivek, pak kritérium, které dané křivce odpovídá, předpovídá pro tento způsob zatížení právě 100 tisíc cyklů do lomu. Pro ostatní křivky platí,

že nachází-li se bod nad nimi resp. pod nimi, předpovídají méně resp. více cyklů do lomu než daných 100 tisíc.



Obr. 3.5.4.1 Zobrazení kritérií v Haighově diagramu

3.6 Praktické porovnání kritérií zkoušeného materiálu

Se znalostí vztahů z podkapitoly 3.5 byly následně provedeny zkoušky, za účelem určení nejvhodnějšího kritéria pro daný materiál a způsob zatěžování. Shrnutí materiálových charakteristik, získaných ze zkoušek, které popisuje kapitola 3 je uvedeno níže:

Z Wöhlerovy křivky:

$$a = 658,1\text{MPa}$$

$$b = -0.0791$$

$$\tau'_f = 695,19\text{MPa}$$

Ze zkoušky krutem:

$$R_{se} = 360\text{MPa}$$

$$R_{sm} = 551\text{Mpa}$$

Z první únavové zkoušky:

$$\gamma_w = 0,825$$

Poslední materiálová charakteristika γ se určila z první únavové zkoušky, jejíž parametry jsou znázorněny v tab. 3.6.2. Se znalostí celkového počtu cyklů do lomu není žádný problém určit amplitudu τ_{AN} odpovídající amplitudě τ_a u symetrického zátěžného cyklu. Stačí dosadit do rov. (14)

$$\tau_{AN} = 658,1(93\ 585)^{-0,0791} = 266,115\text{MPa}$$

Následně se pak vyjádří koeficient γ z rov. (27)b při dosazení za příslušné parametry

$$\gamma_w = \frac{\ln\left(\frac{\tau_{AN}}{\tau_{max}}\right)}{\ln\left(\frac{1-R}{2}\right)} = 0,825$$

Vzorek 1

střední napětí :	89,09
amplituda napětí:	252,421
počet cyklů do lomu:	93 585

Kritérium	odhadovaný počet cyklů do lomu pro dané kritérium
Goodman:	19 110
Morrow:	32 230
Gerber:	130 600
ASME:	122 400
SWT:	27 010

tab. 3.6.1 Zkouška 1

V tab. 3.6.1 jsou znázorněny parametry první únavové zkoušky spolu s porovnáním kritérií na základě předpovídaného počtu cyklů do lomu. Je zřejmé, že nejkonzervativnějším kritériem je kritérium Goodmanovo, které předpovídá skoro 5x méně cyklů, než kolik odpovídá skutečnosti. Následuje kritérium SWT a Morrowovo. Nejblíže skutečnému počtu cyklů bylo kritérium ASME, které však

spolu s Gerberovým kritériem předpovídalo větší počet cyklů, než odpovídá realitě, tedy předpovídá s bezpečností $k < 1$. Walkerovo kritérium v tabulce pro tuto první zkoušku uvedeno není, protože do této chvíle nebyla známá materiálová charakteristika γ_w . Je však logické, že po jejím dopočítání byl počet cyklů do lomu **shodný se skutečností**.

Následně byla provedena zkouška druhá, jejíž parametry jsou znázorněny v tab. 3.6.2

Vzorek 2	
střední napětí :	133,635
amplituda napětí:	244.997
počet cyklů do lomu:	105 971
Kritérium	odhadovaný počet cyklů do lomu pro dané kritérium
Goodman:	7 945
Morrow:	17 910
Gerber:	123 700
ASME:	92 150
SWT:	16 990
Walker:	101 600

tab. 3.6.2 Zkouška 2

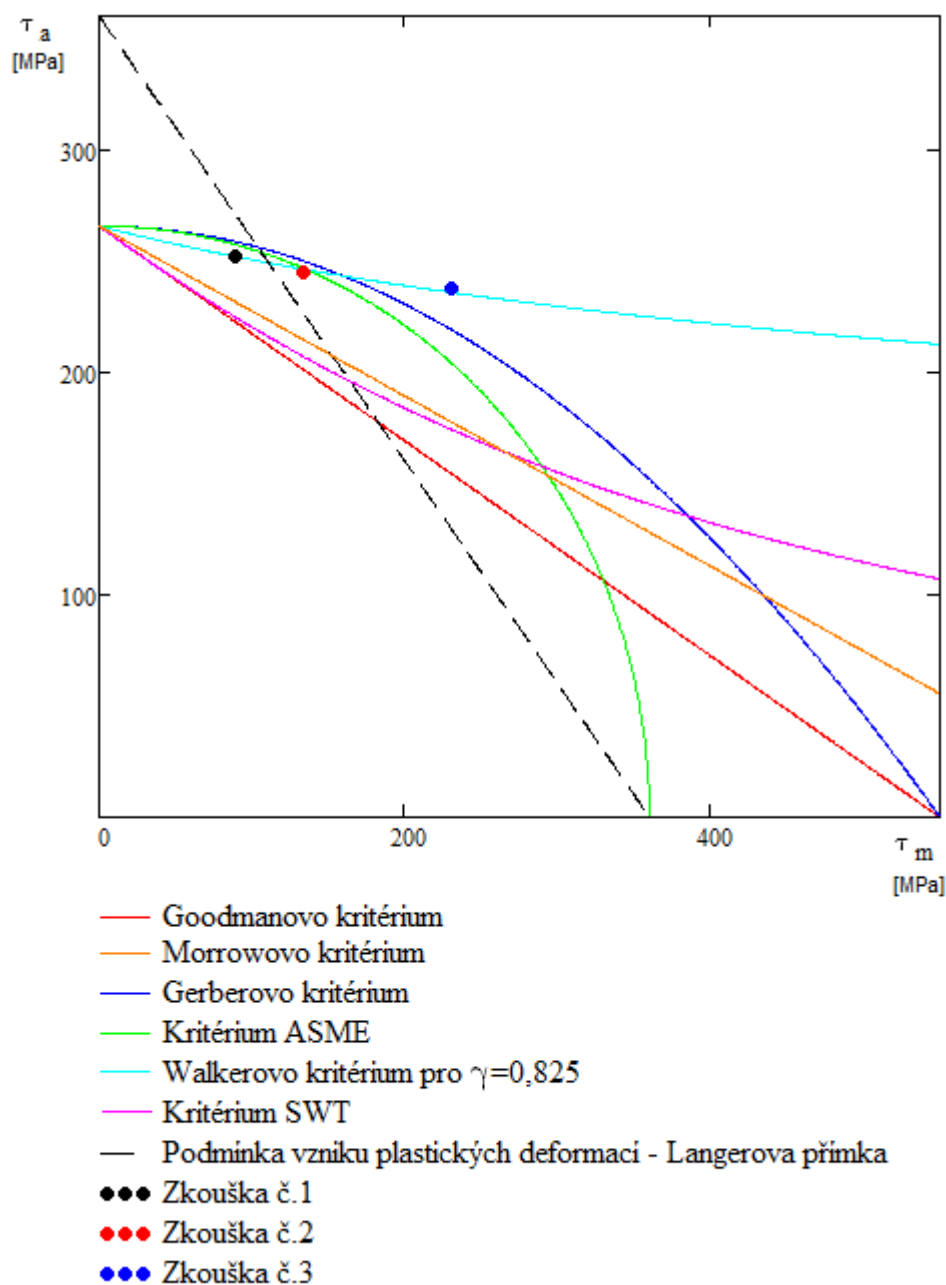
Nejlépe z této zkoušky vychází kritérium Walkerovo, které předpovídalo jen o zhruba 4 000 cyklů méně. Právě z tohoto důvodu byla třetí zkouška (tab. 3.6.3) konstruována na základě Walkerova kritéria.

Vzorek 3	
střední napětí :	230,148
amplituda napětí:	237,572
počet cyklů do lomu:	88 124
Kritérium	odhadovaný počet cyklů do lomu pro dané kritérium
Goodman:	421
Morrow:	2 436
Gerber:	34 790
ASME:	14 180
SWT:	5 427
Walker:	87 750

tab. 3.6.3 Zkouška 3

Walkerovo kritérium, které danému bodu bylo nejbližší ze všech ostatních, opět předpovědělo s výraznou přesností. Tentokrát byl rozdíl mezi předpovědí a realitou ještě nižší než v předchozím případě a to méně než 500 cyklů. Ostatní kritéria už si tak dobře nevedla, druhé nejpřesnější – Gerberovo kritérium – předpovídalo 34 790, což není velmi přesný výsledek.

Vzhledem k tomu, že na všech vzorcích docházelo k lomu při přibližně stejném počtu cyklů, lze výsledky znázornit do jednoho diagramu, pro průměrný počet těchto cyklů. Tento diagram je znázorněn na obr. 3.6.1



obr. 3.6.1 Znázornění kritérií a zkoušek provedených v rámci této práce.

4 Závěr

Cílem této práce bylo porovnání kritérií při pulzujícím namáhání v krutu na ocelový vzorek z materiálu ČSN 19 421. Aby však vůbec bylo možné daná kritéria porovnat, musela být provedena řada zkoušek za účelem určení materiálových charakteristik. Praktická část této práce se právě těmito zkouškami zabývá. Nejprve byla provedena série zkoušek pod souměrným zátěžným cyklem v krutu, které byly provedeny za účelem sestrojení Wöhlerovy křivky. Z té se následně určili koeficienty a a b nezbytné pro budoucí výpočty. Kromě výše zmíněných koeficientů, bylo rovněž nutné získat hodnoty pro meze pevnosti v krutu R_{sm} a meze kluzu v krutu R_{se} pro použitý materiál. Tyto hodnoty byly získány ze zkoušky krutem. Pro samotné porovnání kritérií při nesouměrném zatížení byly provedeny celkem tři zkoušky pro různé τ_a a τ_m . Na prvním vzorku při napěťovém součiniteli asymetrie cyklu $R = -0,48$ bylo nejbližší skutečnému počtu cyklů kritérium ASME resp. kritérium Gerberovo. Tato kritéria předpovídala 1,3x resp. 1,4x větší počet cyklů do lomu než kolik odpovídalo skutečnosti. Ostatní kritéria předvídali zhruba stejně a to až 3x menší počet cyklů. Z této první zkoušky byla následně určena poslední důležitá materiálová charakteristika pro výpočet Walkerova kritéria. Pro druhou zkoušku při $R = -0,29$ byly výsledky prakticky totožné, Gerberovo kritérium 1,16x větší počet cyklů do lomu a kritérium ASME 1,15x menší. Překvapivě nejlépe si však vedlo kritérium Walkerovo, které předpovědělo o pouhých 4300 cyklů méně, což ve výsledku činí rozdíl okolo 4%. Pro poslední zkoušku bylo zvoleno zatížení míjivým zátěžovým cyklem ($R \approx 0$), přičemž maximální smykové napětí dosahovalo hodnoty až 467MPa, což je o více než 100MPa více než zjištěná mez kluzu. Danou zkoušku bylo rovněž obtížné realizovat vzhledem k velkým plastickým deformacím. Z tohoto důvodu musel být vzorek několikrát vyjmut znovu upnut do stroje. Zkouška nakonec proběhla úspěšně a došlo k lomu vzorku po 88 tisících cyklů. Přesně tahla hodnota byla získána aplikací Walkerova kritéria. Všechna ostatní kritéria, včetně Gerberova a ASME byla výrazně nepřesná.

Pro použitý materiál a způsob zatěžování ve výsledku nejlépe obstálo kritérium Walkerovo, které pro všechny tři zkoušky udělalo chybu pouhých 5 tisíc cyklů. Pomine-li se poslední zkouška pro míjivý zátěžový cyklus, pak rovněž dobrých výsledků dosahovalo kritérium ASME a Gerberovo. Ostatní kritéria jsou pro daný typ materiálu a zatížení nepoužitelná.

Seznam použité literatury

- [1] KLESNIL, Mirko; LUKÁŠ, Petr. *Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání*. 1. vyd. Praha : ČAV, 1975. 224 s.
- [2] SHIGLEY, Joseph Edward, Charles R MISCHKE a Richard G BUDYNAS. *Konstruování strojních součástí*. 1. vyd. Brno: VUTIUM, 2010, 1159 s. ISBN 978-80-214-2629-0.
- [3] *Mechanika těles: pružnost a pevnost*. 4. přeprac. vyd. Brno: CERM, 2006, 262 s. ISBN 80-214-3260-8.
- [4] ZHANG, Jixi, Qin YU, Yanyao JIANG a Qizhen LI. *An experimental study of cyclic deformation of extruded AZ61A magnesium alloy*. International Journal of Plasticity. 2011, 27(5): 768-787. DOI: 10.1016/j.ijplas.2010.09.004. ISSN 07496419. Dostupné také z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0749641910001300>
- [5] ROYLANCE, David. *3.11 Mechanics of Materials, Fall 1999* [online]. Massachusetts Institute of Technology: MIT OpenCourseWare [cit. 2015-05-25]. Dostupné z: <http://ocw.mit.edu/courses/materials-science-and-engineering/3-11-mechanics-of-materials-fall-1999/modules/torsion.pdf>
- [6] VRBKA, Jan. *Pružnost a pevnost I*. Brno, 2012. Investice do rozvoje a vzdělávání: Učební text, 280 s.
- [7] MEGSON, T. H. G. (Thomas Henry Gordon). *Structural and stress analysis*. 2nd ed.. Amsterdam ; Boston: Elsevier Butterworth Heineman, 2005. ISBN 0750662212.
- [8] MIČKA, J. *Zpracování měření mechanických charakteristik kovových materiálů při monotónním zatěžování*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2014. 61 s. Vedoucí bakalářské práce doc. Ing. Jana Horníková, Ph.D..
- [9] DOWLING, N. E. *Mean stress effects in strain–life fatigue*. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* [online]. Oxford, UK: Blackwell Publishing Ltd, 200912, roč. 32, č. 12, s. 1004-1019 [cit. 2015-05-25]. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2009.01404.x.

Seznam použitých symbolů a zkratek

A	[-]	součinitel asymetrie cyklu
a	[MPa]	materiálová charakteristika
b	[-]	materiálová charakteristika
$\Delta\sigma$	[MPa]	rozkmit napětí
ε	[-]	poměrné prodloužení, délkové přetvoření, deformace
ε_a	[-]	amplituda deformace
ε_{ae}	[-]	amplituda elastické deformace
ε_{ap}	[-]	amplituda plastické deformace
ε_{at}	[-]	amplituda celkové deformace
φ	[rad]	úhel zkroucení
f	[Hz]	frekvence
G	[GPa]	modul pružnosti ve smyku
γ	[rad]	zkos, úhlové přetvoření
γ_a	[rad]	amplituda úhlového přetvoření
γ_w	[-]	materiálová konstanta
J_p	[mm ⁴]	polární kvadratický moment
M_k	[Nm]	kroučící moment
N, N_f		počet cyklů do lomu
N_0		počet cyklů potřebných k nukleaci trhliny
P	[-]	součinitel asymetrie cyklu
R	[-]	součinitel asymetrie cyklu
r, R	[mm]	poloměr
R_e	[MPa]	mez kluzu v tahu
$R_{p0,2}$	[MPa]	smluvní mez kluzu v tahu
R_{se}	[MPa]	mez kluzu v krutu
R_{sm}	[MPa]	mez pevnosti v krutu
σ	[MPa]	normálové napětí
$\sigma(t)$	[MPa]	časový průběh napětí
σ_a	[MPa]	amplituda napětí
σ_C	[MPa]	mez únavy
$\sigma_{C(5.10^7)}$	[MPa]	smluvně určená mez únavy
σ_h	[MPa]	horní napětí cyklu
σ_m	[MPa]	střední napětí
σ_{max}	[MPa]	maximální hodnota napětí cyklu
σ_{min}	[MPa]	minimální hodnota napětí cyklu
σ_n	[MPa]	dolní napětí cyklu
τ	[MPa]	smykové napětí
τ_a	[MPa]	amplituda smykového napětí
τ_{AN}	[MPa]	ekvivalentní amplituda smykového napětí při nesouměrném cyklu
τ_C	[MPa]	mez únavy pro krut
$\tau_{C(5.10^7)}$	[MPa]	smluvně určená mez únavy pro krut
τ_f	[MPa]	lomové napětí
τ'_f	[MPa]	součinitel únavové pevnosti
τ_{max}	[MPa]	maximální hodnota smykového napětí cyklu
ω	[s ⁻¹]	úhlová rychlost

