



evropský
sociální
fond v ČR



EVROPSKÁ UNIE



MINISTERSTVO ŠKOLSTVÍ,
MLÁDEŽE A TĚLOVÝCHOVY



OP Vzdělávání
pro konkurenceschopnost

INVESTICE DO ROZVOJE VZDĚLÁVÁNÍ

Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava Fakulta metalurgie a materiálového inženýrství



STUDIJNÍ OPORA

Název předmětu:

Modelování a simulace poškození materiálů

Autoři:

**Ing. Rostislav Fajkoš, Ph.D.
prof. Ing. Bohumír Strnadel, DrSc.**

Katedra:

636 – katedra materiálového inženýrství

Ostrava 2013

POKYNY KE STUDIU

Název předmětu:

Modelování a simulace procesů poškození materiálů (MaSPPM)

Pro předmět Modelování a simulace procesů poškození materiálů vyučovaný v rámci studijního oboru Diagnostika materiálu jste obdrželi studijní balík obsahující integrované skriptum pro kombinované studium obsahující i pokyny ke studiu.

1. Prerekvizity

Základní kurz Nauka o materiálu a Pružnost a pevnost

2. Cílem předmětu a výstupy z učení

Cílem předmětu je seznámení se základními degradačními procesy a způsoby poškozování konstrukčních materiálů včetně způsobu matematického modelování poškozování materiálů a způsobů jeho nedestruktivního testování.

Po prostudování předmětu by měl student být schopen:

výstupy znalostí:

Objasnit mechanismy poškození materiálu zařízení v provozních podmínkách.

Charakterizovat mechanismy poškozování materiálů při opakovaném zatěžování mechanického a deformačního charakteru.

Charakterizovat základní prvky systému dlouhodobého provozu řízení zařízení.

výstupy dovedností:

Porovnat přístup matematického modelování poškozování materiálů s přístupem použití nedestruktivního testování.

Aplikovat pravděpodobnostní přístup stanovení úrovně a trendu poškozování materiálů.

Navrhnout diagnostický systém pro průběžnou aktualizaci trendu poškozování materiálů v provozních podmínkách.

Zhodnotit výsledky získané z diagnostického systému z pohledu požadované spolehlivosti konstrukce.

Pro koho je předmět určen

Předmět je zařazen do magisterského studia oborů diagnostika materiálů, ale může jej studovat i zájemce z kteréhokoliv jiného oboru, pokud splňuje požadované prerekvizity.

Studijní opora se dělí na části, kapitoly, které odpovídají logickému dělení studované látky, ale nejsou stejně obsáhlé. Předpokládaná doba ke studiu kapitoly se může výrazně lišit, proto

jsou velké kapitoly děleny dále na číslované podkapitoly a těm odpovídá níže popsaná struktura.

Způsob komunikace s vyučujícími:

V první hodině cvičení budou definovány podmínky pro udělení zápočtu a zadány seminární včetně definice termínu odevzdání prací. V případě absence studenta na cvičení se může omluvit pomocí e-mailu na následující adrese: bohumir.strnadel@vsb.cz. V případě jakýchkoli dotazů k zadaným seminárním pracím, nebo k výuce je možno po dohodě zorganizovat individuální konzultace.

Kontakt na vyučujícího - garanta předmětu:

Prof. Ing. Bohumír Strnadel, DrSc., e-mail: bohumir.strnadel@vsb.cz, nebo telefon 597 325 207

1. Únava materiálů

- Definice únavy materiálu a základní pojmy
- Experimentální zkoušky meze únavy a jejich vyhodnocení
- Parametry ovlivňující mez únavy materiálu
- Kombinace ostatních degradačních faktorů a vlivů prostředí na únavovou pevnost
- Zatěžování proměnlivou amplitudou
- Inicie a šíření únavové trhliny
- SW používaný pro MKP výpočty

2. Opotřebení strojních součástí

3. Lom konstrukčních materiálů

- Metodika stanovení K_{IC}
- J integrál
- Mikromechanismy iniciace lomového porušení

4. Viskoelasticita polymerů

5. Kompozitní materiály

6. Poškození materiálu vodíkovým zkřehnutím

7. Únava materiálů

1.1. Nadpis podkapitoly



Čas ke studiu: 180 minut



Cíl Po prostudování tohoto odstavce budete umět

- definovat co je to únava materiálů, které faktory ji ovlivňují a jakými technologickými opatřeními zvýšíme mez únavy.
- popsat jakými zkouškami zjistíme mez únavy a jak tyto výsledky statisticky vyhodnotíme, jak odhadneme mez únavy skutečného tělesa
- vyřešit konkrétní příklady z technické praxe - ukázky



Výklad

□ Definice únavy materiálu a základní pojmy

Součásti strojů, vozidel a konstrukcí jsou často vystaveny opakovanému zatěžování, také nazývanému cyklické zatěžování. Výsledné cyklické napětí může vést k mikroskopickému poškození materiálu. V případě, že toto napětí je menší než mez pevnosti daného materiálu, poškození se kumuluje s pokračujícím cyklováním pokud nedojde k rozvoji trhliny, případně k jinému poškození jež vede k lomu součásti. Takovýto proces kumulace porušení, jež vede k lomu účinkem cyklického zatěžování, se nazývá **únava**. Použití tohoto termínu má logiku, protože při cyklickém zatěžování dochází k postupným změnám v materiálu a tím ke ztrátě schopnosti odolávat vnějšímu zatěžování.

Lokalizace plastické deformace v povrchových vrstvách a následná iniciace únavových trhlin a jejich další růst jsou kromě úrovně namáhání a kvality povrchu ovlivněny i dalšími parametry, jakými jsou úroveň vnitřních pnutí, spolupůsobení korozního prostředí, působení časově proměnlivé složky napětí apod. Jakost použitého materiálu a technologie výroby, popřípadě technologie následných povrchových úprav výrobku, ovlivní úroveň vnitřního pnutí a tím i mez únavy finálních výrobků.

Základním parametrem, kterým posuzujeme charakter cyklického namáhání, je **parametr asymetrie cyklu** R , kde σ_d je dolní a σ_h je horní napětí časově proměnlivé složky.

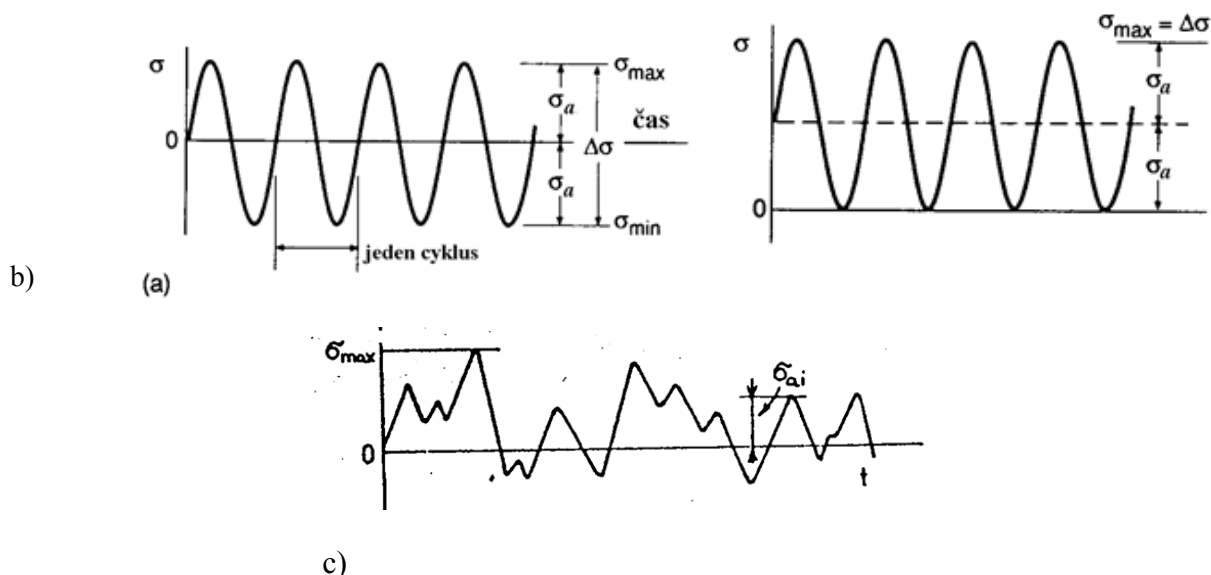
$$R = \frac{\sigma_d}{\sigma_h}$$

Analogicky se definují a v únavě často používají pojmy rozkmit napětí $\Delta\sigma$, amplituda napětí σ_a a střední napětí σ_m . Pro jednoznačné stanovení podmínek cyklického namáhání je nutné uvést vždy alespoň dvě charakteristiky definované rovnicemi (1) až (4)

$$\Delta\sigma = \sigma_h - \sigma_d$$

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_h - \sigma_d) = \frac{\sigma_h}{2}(1 - R)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_h + \sigma_d) = \frac{\sigma_h}{2}(1 + R)$$

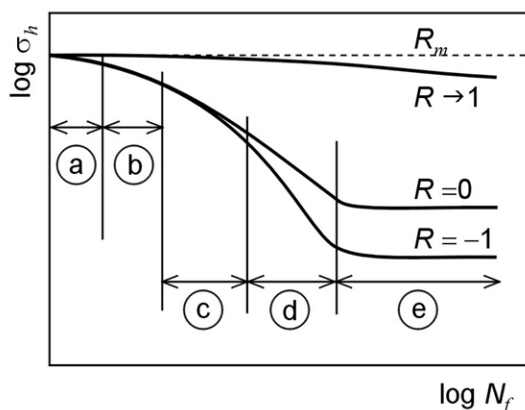


Obr.1: Způsoby namáhání součásti časově proměnlivým napětím a) střídavým, b) mříjivým, c) stochastickým.

Cyklické zatěžování s nulovým středním napětím je charakterizováno jedinou hodnotou napětí – amplitudou σ_a , nebo napětím $\sigma_{\max}$. V případě, že střední napětí je nenulové, potom k charakteristice zátěžného cyklu je třeba dvou nezávislých veličin. Příklad některých používaných kombinací: σ_a a σ_m , R a $\Delta\sigma$, $\sigma_{\max}$ a $\sigma_{\min}$ případně σ_a a P (Symetrický cyklus $\Rightarrow \sigma_m = 0$, nebo $R = -1$; Pulzující cyklus $\Rightarrow \sigma_{\min} = 0$, nebo $R = 0$).

Prakticky stejný systém indexace se používá i v případě jiných proměnných jako např. deformace ϵ , zatížení (síla) F , ohybový moment M a nominální napětí S . Např. $F_{\min}$ a $F_{\max}$ je minimální a maximální zatížení, ΔF je rozkmit zatížení, F_m je střední zatížení. V případě řízené deformace se např. amplitudový poměr nesymetrie cyklu označuje jako $R\epsilon$.

Je-li zkušební tyč nebo součást konstrukce podrobena dostatečně velkému cyklicky se



měničimu napětí, pak za určitou dobu dojde ke vzniku únavové trhliny a následně k lomu součásti. V případě, že zkoušku opakujeme při vyšší úrovni napětí, pak počet cyklů do porušení bude menší. Výsledkem takovýchto zkoušek provedených při různých úrovních napětí je tzv. S-N křivka ($S = \sigma_a$), neboli také tzv. **Wöhlerova křivka** uvedená na obr. 2.

Obr. 2: Wöhlerova křivka a vymezení pěti základních oblastí na křivce :a) oblast

kvazistatického lomu, b) oblast cyklického tečení, c) oblast nízkocyklové únavy, d) oblast vysokocyklové únavy, e) oblast bezpečného namáhání

Počet cyklů do porušení N_f se mění v rozmezí několika řádů s úrovní působícího napětí. Z tohoto důvodu je počet cyklů do porušení obvykle vynášen v logaritmické stupnici.

Pro aproximaci $S-N$ dat v semilogaritmické stupnici používáme vztah:

$$\sigma_a = C + D \cdot \log N_f$$

kde C a D jsou konstanty. V případě, že naměřené výsledky chceme proložit log-log závislostí, pak odpovídající funkce má tvar

$$\sigma_a = A \cdot N_f^B$$

Druhá rovnice se často používá v jiném tvaru

$$\sigma_a = \sigma_f' \cdot (2 \cdot N_f)^b$$

konstanty posledních dvou rovnic jsou ve vzájemné relaci

$$A = \sigma_f' \cdot (2)^b \text{ a } b = B.$$

Některé konstrukční materiály, zvláště nízkouhlíkové a nízkolegované oceli, mají závislost $S-N$ charakteristickou tím, že prakticky od hodnoty N_f řádově 10^6 amplituda napětí S již prakticky neklesá – tj. existuje jistá úroveň napětí, pod kterou nedochází k únavovému porušení. Tato limitní amplituda napětí se nazývá **mez únavy**. Pro zkušební tělesa bez vrubu s hladkým povrchem se pro mez únavy používá symbol σ_c (σ_e) a zpravidla se hovoří o materiálové charakteristice.

Nové výzkumy však ukazují, že pokud potřebujeme ověřit mez únavy až na hranici $1 \cdot 10^8$ cyklů, nedojde ve skutečnosti ke stabilizaci mezní hodnoty amplitudy napětí v oblasti bezpečného namáhání ani u nízkolegovaných a nízkouhlíkových ocelí, ale tato mezní hodnota amplitudy napětí dále klesá o 3% na dekádu v případě ocelí a slitin Si, Ti a Mg a dokonce až o 8 % na dekádu v případě ocelí austenitických a Al a Cu slitin.

Pokud potřebujeme matematicky vyjádřit pokles mezní hodnoty amplitudy napětí v závislosti na středním napětí σ_m lze pro požadovanou životnost nebo také počet cyklů do lomu, $N_f \geq 1 \cdot 10^7$ zapsat v linearizované formě ve tvaru,

$$\sigma_a(R_\sigma) = \sigma_c(R_\sigma = -1)[1 - k\sigma_m]$$

kde $\sigma_a(R_\sigma)$ je mezní hodnota amplitudy napětí pro obecný součinitel proměnlivosti cyklu, $\sigma_c(R_\sigma = -1) \equiv \sigma_c$ je mez únavy pro $R = -1$ a k je konstanta, $k = 1/R_m$ pro Goodmanův zákon a $k = 1/R_e$ pro Soderbergův zákon. Při míjivém zatěžování je střední hodnota napětí $\sigma_m = \sigma_{c0}$, kde σ_{c0} je horní napětí na mezi únavy pro $R = 0$, a tak,

$$\sigma_{c0} = \frac{\sigma_c}{1 + k\sigma_c}$$

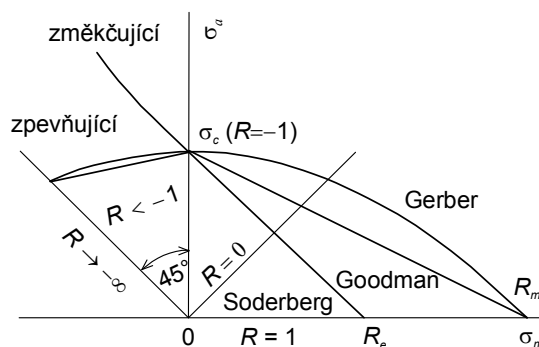
Po úpravách pak dostaneme finální tvar mezní hodnoty amplitudy napětí $\sigma_a(R_\sigma)$ pro obecný součinitel proměnlivosti cyklu :

$$\sigma_a(R_\sigma) = \frac{\sigma_c}{1 + k \frac{1 + R_\sigma}{1 - R_\sigma} \sigma_c}$$

U materiálů s vysokou schopností plastické deformace nebývá obvykle závislost mezní hodnoty amplitudy napětí $\sigma_a(R_\sigma)$ na středním napětí, lineární, ale podle Gerberova návrhu má tato závislost parabolický tvar,

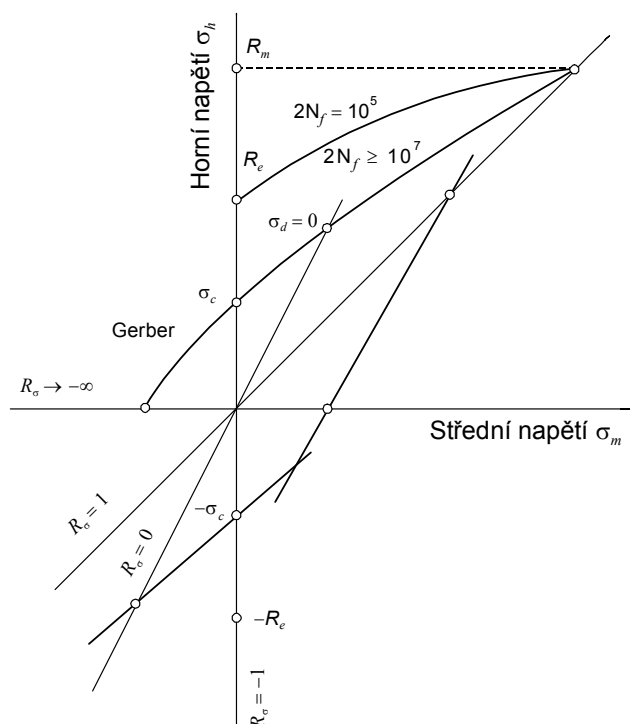
$$\sigma_a(R_\sigma) = \sigma_c \left[1 - (\sigma_m / R_m)^2 \right]$$

Na obr. 3 jsou uvedeny všechny tři základní přístupy řešení vztahu mezní hodnoty amplitudy napětí $\sigma_a(R_\sigma)$ na středním napětí σ_m . Z obrázku vyplývá, že odhad mezní hodnoty amplitudy napětí je vhodný na základě znalosti $\sigma_c(R_\sigma = -1)$ provádět podle Soderbergova zákona, zatímco řešení opačné úlohy odhadu základní meze únavy $\sigma_c(R_\sigma = -1)$ ze znalosti mezní hodnoty amplitudy napětí pro obecnou hodnotu $R_\sigma \neq -1$ by v tomto případě dávalo nadhodnocené výsledky, a proto je vhodnější použít Gerbergova zákona.



Obr.3: Haighův diagram závislosti mezní hodnoty amplitudy napětí σ_a na středním napětí σ_m .

Pro vymezení oblasti dovoleného namáhání pro zadanou hodnotu součinitele proměnlivosti cyklu R_σ se v technické praxi často používá **Smithova diagramu**, jenž je uveden na obr. 4. Gerberův zákon závislosti amplitudy napětí na středním napětí je ve Smithově diagramu vymezen podobnou parabolou v souřadnicích $\sigma_m - \sigma_h$. Pro statické zatížení $R = 1$ dosahuje horní napětí meze pevnosti R_m , pro mívivé $R = 0$ a střídavé $R = -1$ zatěžování leží mezní hodnoty horního napětí na přímkách příslušného zátěžného směru a jsou vyznačeny plnými kroužky. Zátěžný směr pro $R \rightarrow -\infty$ je totožný se záporným směrem osy středního napětí a nejbližší dovolená hodnota středního napětí při $\sigma_h = 0$ odpovídá záporně vzaté amplitudě napětí pro $R = 0$, $\sigma_a(R = 0)$. Mezní hodnota horního napětí pro $R \rightarrow 1$ musí být omezena mezí kluzu R_e . Větev dolního napětí se ve Smithově diagramu konstruuje z přímky určené zápornou hodnotou meze kluzu pro $R \rightarrow -\infty$ a dolním napětím pro $R = -1$, které je dáno zápornou hodnotou meze únavy σ_c . Druhá část větve dolního napětí pro $R < 0$ je dána spojnicí bodu $\sigma_a = 0$ pro mívivé zatěžování a mezí kluzu při statickém zatížení. Větve horního a dolního napětí v blízkosti statického zatížení limitované mezí kluzu určují bezpečnou oblast časově proměnlivého namáhání pro počet cyklů do lomu $2N_f \geq 1.10^7$. Redukce požadovaného počtu cyklů do lomu a nebo do konce zatěžování v oblasti nízkocyklové únavy posouvá větev maximálního horního napětí k vyšším hodnotám a dolní napětí se naopak snižuje.

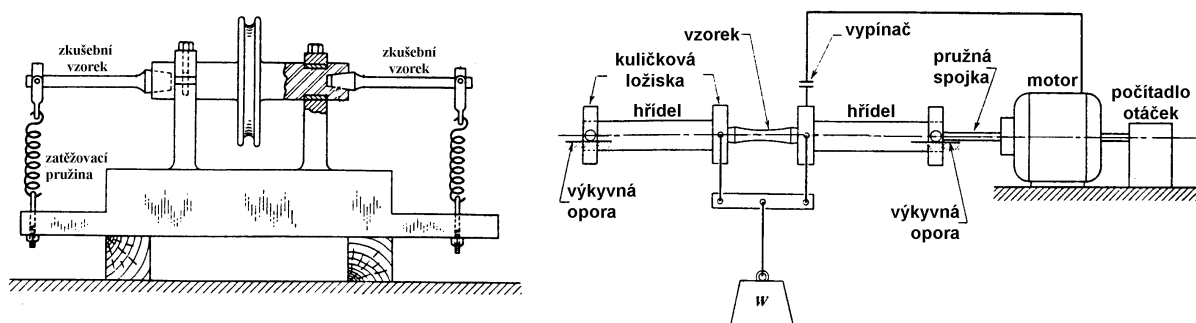


Obr. 4: Schéma konstrukce Smithova diagramu.

□ Experimentální zkoušky meze únavy a jejich vyhodnocení

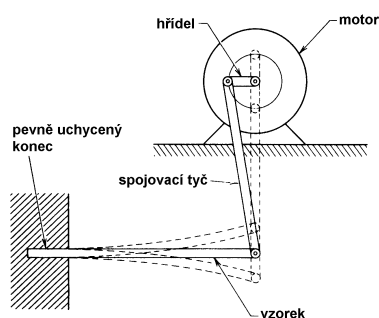
Zjišťování S - N křivek patří k základním zkouškám odolnosti materiálu vůči únavovému porušení. Výsledná data a křivky jsou publikovány v literatuře, zvláště v různých příručkách pro konstruktéry. Pochopení základů těchto zkoušek je základem efektivního využití výsledků zkoušek v praxi.

Jedno ze zařízení pro únavové zkoušky používané Wöhlerem (1819-1914) je ukázáno na obr 5. Jedná se o zatěžování označované termínem ohyb za rotace. Podobná zařízení se používají dodnes i když ve verzi čtyřbodového ohybu, jak rovněž ilustruje obr. 5.



Obr. 5: Schéma zařízení v režimu ohyb za rotace používaná pro stanovení meze únavy materiálu.

V případě obou typů zkoušek ohybem za rotace je střední napětí rovno nule. Rotující páka může být použita ke zkouškám střídavým ohybem pro dosažení nenulového středního napětí, jak je ukázáno na obr. 6. Změnami délky hřídele a spojovací tyče se mění jak amplituda, tak i střední napětí.

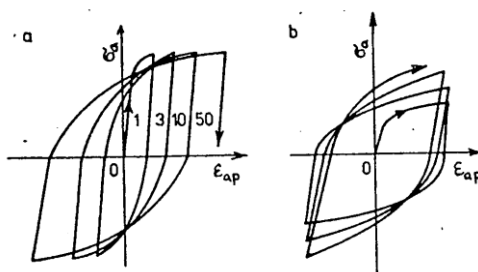


Obr. 6: Zařízení na pánvové zkoušky střídavým ohybem.

Další možností provádění únavových zkoušek se zvoleným parametrem asymetrie cyklu jsou elektro-hydraulická zkušební zařízení. Tyto stroje jsou velmi nákladné nejen z hlediska pořizovací ceny, ale také z hlediska provozních nákladů. Výhodou elektronických zkušebních strojů se zpětnou vazbou je, že umožňují provádět zkoušky s řízenou silou, deformací, přemístěním (jedná se o univerzální únavové stroje jak pro nízko- tak i vysoko-cyklovou únavu). Mohou simulovat nepravidelné zatěžovací cykly, které byly sejmuty při provozu – viz obr. 1c). U těchto strojů je průběh zkoušky i její vyhodnocení řízeno počítačem.

Z hlediska způsobu zatěžování rozdělujeme dva způsoby cyklického namáhání:

- Měkký cyklus, kde $\sigma_a = \text{konstantní}$
- Tvrký cyklus, kde $\epsilon_a = \text{konstantní}$



Obr. 7: Způsoby cyklického namáhání zkušebních vzorků

Deformace, kterou vyvolá cyklické napětí má dvě složky v podobě ϵ_e – deformace elastická (pružná, vratná) a ϵ_p – deformace plastická (nepružná, nevratná)

Celková deformace při amplitudě ϵ_a je tedy dána součtem $\epsilon_a = \epsilon_{ae} + \epsilon_{ap}$, kde

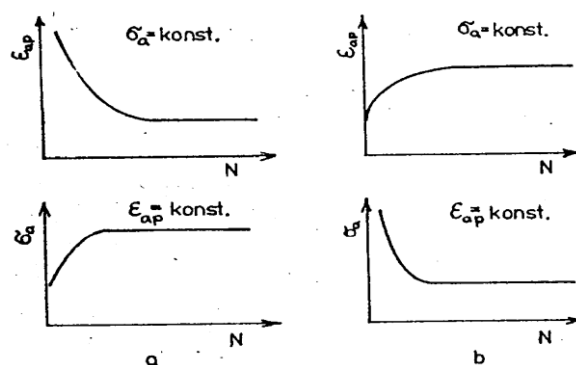
ϵ_{ae} – amplituda elastické deformace

ϵ_{ap} – amplituda plastické deformace

Se vzrůstajícím počtem cyklů N dochází ke stabilizaci hysterzní smyčky viz obr. 8.

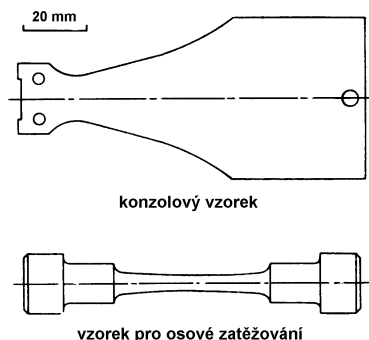
a) jestliže při měkkém cyklu zatěžování v průběhu stabilizace hysterzní smyčky amplituda plastické deformace klesá, nebo jestliže při tvrdém cyklu zatěžování amplituda napětí v průběhu stabilizace roste, pak materiály cyklicky zpevňuje.

b) jestliže při měkkém cyklu s rostoucím počtem cyklů N amplituda plastické deformace roste, nebo když při tvrdém cyklu amplituda napětí s rostoucím počtem cyklů N klesá, materiál cyklicky změkčuje.



Obr. 8: Vyjádření cyklického zpevnění materiálu a) a cyklického změkčení materiálu b).

Zkušební tělesa pro únavové zkoušky jsou navrhována tak, aby je bylo možné použít pro studium daného problému a současně i upnout do zkušebního stroje, který je k dispozici. Některé příklady zkušebních těles jsou ukázány na obr. 9. Nejjednodušší jsou tělesa nevrubovaná, nebo také označovaná jako hladká – tvarem tato tělesa připomínají zkušební vzorky pro zkoušku tahem. Tělesa s koncentrátorem napětí, vrubem, se používají k hodnocení



citlivosti materiálu na vruby při cyklickém zatěžování a zpravidla k popisu jejich chování se používá součinitel koncentrace napětí k_f .

Vedle zkušebních těles se na únavu zkouší i šroubové i svarové spoje a dokonce i součásti a celky strojů a zařízení. Typickým příkladem takovéto zkoušky v železniční branži je zkouška rámu podvozku, kde se testuje podvozek železničního vozidla až 6-ti hydraulickými válci současně, jenž simulují zatížení při jízdě. Dalším příkladem jsou zkoušky v automobilovém průmyslu apod.

Obr. 9: Tvar zkušebních těles používaných na zkoušku ohybem a v režimu tah-tlak.

Při nastavování únavových zkoušek je nutné znát i základy pružnosti a pevnosti a umět spočítat zátěžnou sílu, která vyvodí ve zkušebním vzorku požadované napětí pro jednotlivé způsoby zatížení-pro rekapitulaci uvedme alespoň základní:

Pro výpočet ohybového momentu jsou použity následující vzorce:

$$\sigma_o = \frac{M_o}{W_o}$$

$$M_o = \frac{F}{2} l$$

$$W_o = \frac{\pi d^3}{32}$$

kde: d je skutečný mikrometrem změřený průměr vzorku [mm], M_o je ohybový moment [N.mm], W_o je modul odporu průřezu [mm³], l je v našem případě 100 mm [mm], $\frac{F}{2}$ je polovina nastavené síly [N].

Pro zatížení v režimu tah-tlak použijeme základní vzorec

$$\sigma = F/S$$

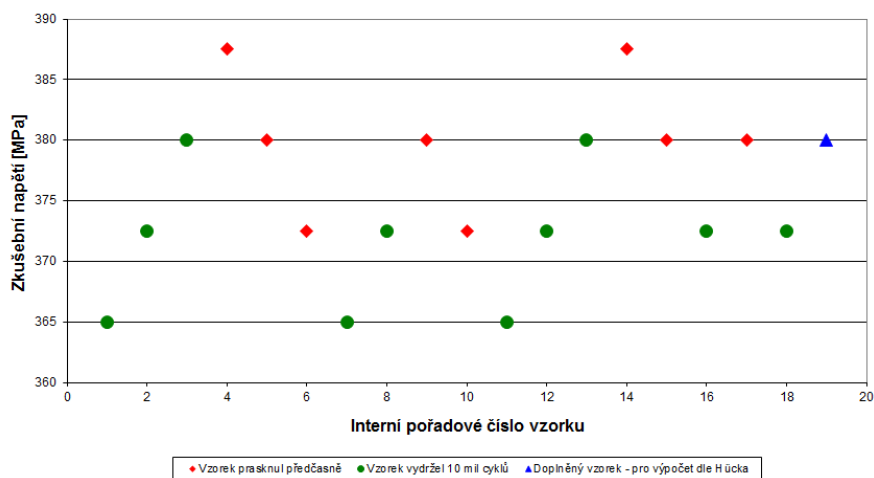
kde: σ je zkušební napětí, F je zatěžující síla a S je průřez vzorku

Zkoušky uskutečněné za účelem ověření únavových parametrů se většinou provádí minimálně na 15-ti kusech zkušebních těles. Abychom mohli porovnat například vliv chemického složení na parametr vrubové citlivosti, který výrazně ovlivní bezpečnost součásti, provádí se únavové zkoušky na hladkých a vrubovaných zkušebních tělesech. Pro porovnání materiálu musíme použít vždy stejný vrub, který je například v železničních normách definován následovně: vrub má hloubku 0,1 mm, rádius v kořeni vrubu je 0,04 mm a celkový úhel rozevření vrubu je 30°. Zkouška se musí provádět tzv. stupňovitou metodou po dobu $1 \cdot 10^7$ cyklů v literatuře označovanou jako Staircase definovanou v normě ISO 12107. Výsledky zkoušky se musí statisticky vyhodnotit pro 50% pravděpodobnost lomu rovněž dle normy ISO 12107.

Princip zkoušky provádění únavové zkoušky Staircase metodou je uveden na následujícím obrázku 10. Jedná se o to, že nejprve odhadneme mez únavy materiálu například na základě tahové zkoušky, nebo zkoušky tvrdosti a znalosti jakosti zkoušeného materiálu a jeho tepelného zpracování. V našem případě, jsme si řekli, že to může být např. 365 MPa. První zkušební tyč tedy nastavíme na zkušební hladinu amplitudy napětí 365 MPa a zahájíme zkoušku. Jak je z grafu vidno, zkušební tyč vydržela 10 mil. cyklů na této hladině a proto zvolíme konstantní krok se kterým budeme provádět „přeskok“ mezi jednotlivými hladinami. V našem případě jsme zvolili 7,5 MPa. Další hladinu tedy nasadíme na 372,5 MPa a protože zkušební vzorek opět vydržel, nasadíme další hladinu na 380 MPa. Vzorek opět vydržel a tak nasadíme 387,5 MPa- zde již vzorek prasknul a tak hladinu na následujícím vzorku snížíme o definovaný skok 7,5 MPa. Takto postupujeme až do odzkoušení všech 18-ti zkušebních vzorků.

Pozor!

- 1) V průběhu testu nesmíme měnit zvolený skok mezi hladinami-výsledky by se nedaly statisticky vyhodnotit
- 2) Nikdy nezkoušete jeden vzorek na více hladinách vzestupně-výsledná mez únavy bude ovlivněna (zpevnění materiálu dislokačním mechanismem) a výsledek se nebude dát použít.



Obr. 10: Grafický způsob nasazování zkušebních těles při únavové zkoušce

Samotné statistické vyhodnocení meze únavy se provádí pomocí dvou metod. Jednak je použito „Staircase“ metody popsané v ISO 12107 a jednak nově zaváděnou modifikovanou metodou dle Hücka, pomocí které vyhodnocují veškeré výsledky únavových zkoušek i v konkurenčních zkušebnách.

Při vyhodnocení meze únavy podle ISO 12107 se přihlíží na četnosti tyčí, u kterých došlo při daném namáhání k porušení a k četnosti tyčí, které vydržely definovaný počet cyklů bez porušení. Výpočet se provádí podle výsledků na porušených vzorcích nebo na vzorcích neporušených. Při menší četnosti vzorků porušených v souboru výsledků vychází hodnocení z podkladů získaných při zkouškách těchto porušených tyčí. Při menší četnosti vzorku neporušených v souboru se vychází z výsledků na těchto vzorcích. Při stejném počtu porušených i neporušených vzorků v souboru se vycházelo z výsledků zkoušek porušených.

Způsob vyhodnocení únavové zkoušky byl převzat z normy ISO 12107, včetně definice hladin namáhání, které se zahrnují do výpočtů a těch, které se ve výpočtu neuvažují.

Střední hodnota meze únavy $\sigma_{0,c}$ ($P = 50 \%$) je v normě vyjádřena vztahem:

$$\sigma_{0,c} = \sigma_0 + d(A/C \pm 0,5)$$

kde: σ_0 je nejnižší hladina napětí v souboru s výskytem porušených nebo neporušených tyčí podle toho, podle které skupiny se výpočet provádí [MPa], d je rozdíl napětí v sousedních hladinách [MPa], hodnota $+ 0,5$ se použije při analýze souboru dle neporušených tyčí a hodnota $- 0,5$ se použije při analýze souboru dle porušených tyčí

$$A = \sum_{i=1}^n i f_i$$

kde: i = číslo hladiny, f_i = četnost

$$C = \sum_{i=1}^n f_i$$

Směrodatná odchylka střední hodnoty meze únavy se pak stanoví ze vztahu:

$$\hat{s} = 1,62 d(D + 0,029),$$

kde

$$D = (BC - A^2) / C^2 \quad \text{a} \quad B = \sum_{i=1}^n i^2 f_i$$

Podmínka platnosti rovnice pro směrodatnou odchylku je $D > 0,3$.

Vyhodnocení výsledků meze únavy dle Hücka vede doporučení, že stávající metoda dle ISO 12107 poskytuje sice výstižné hodnoty odhadu pro střední hodnoty, nikoli však výstižné hodnoty odhadu pro směrodatnou odchylku. Směrodatná odchylka je postižena systematickou chybou a je právě při malém počtu vzorků dílem značně podhodnocena, to znamená, že odhad úrovně napětí s vyšší pravděpodobností přežití je proto výrazně nejistý.

Rozdíl oproti metodě dle ISO 12107 je ten, že do vyhodnocení se započítávají všechny zkoušené případy, tedy vzorky jak prasklé, tak ty které vydržely. Navíc se dle výsledků poslední zkoušky připočítává jedna fiktivní hladina, která se volí podle toho, jak by byl nasazen následný vzorek.

Střední hodnota meze únavy $\sigma_{0,c}$ ($P = 50 \%$) se pak vypočte dle:

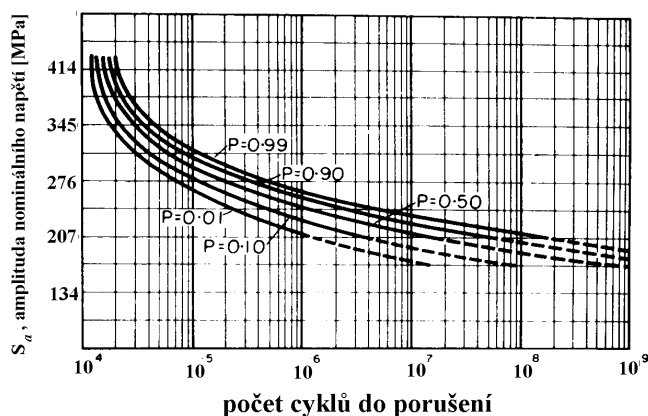
$$\sigma_{0,c} = \sigma_0 + dA/C$$

Směrodatná odchylka střední hodnoty meze únavy se pak vypočte dle následujícího vzorce:

$$\hat{s} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}}$$

Praktický způsob statistického vyhodnocení výsledků zkoušek meze únavy si ukážeme v řešených úlohách.

Výstupem těchto výpočtů jsou nejen hodnoty meze únavy definované pro 50% pravděpodobnost porušení, ale také směrodatné odchylky, pomocí kterých můžeme na základě normy ISO 12107 vypočítat mez únavy pro definovanou pravděpodobnost porušení. Jistě nechceme, aby nám v reálné praxi např. 50% navržených hřídelí prasklo.



V praxi to většinou znamená že od zjištěné hodnoty meze únavy odečteme většinou cca. 3 násobnou hodnotu směrodatné odchylky-záleží především na počtu zkoušených těles. Protože *S-N* křivky jsou ovlivněny různými faktory – povrchová úprava, frekvence cyklování, teplota, chemicky agresivní prostředí, zbytková napětí - pravděpodobnost porušení z *S-N-P* křivek založených na laboratorních zkouškách slouží pouze k hrubému odhadu meze únavy.

Obr. 11: Pravděpodobnostní vyjádření *S-N-P* křivky.

□ Parametry ovlivňující mez únavy materiálu

Odhad meze únavy materiálu

Za předpokladu symetrického zatížení ($R = -1$) a 50 - ti procentní pravděpodobnosti lomu zkušební vzorku obvykle při stanovení základní meze únavy hladkého vzorku vycházíme z meze pevnosti materiálu R_m , v našem případě uhlíkové oceli, dle následujícího vzorce, který platí pro souměrně střídavý cyklus při namáhání tahem-tlakem.

$$\sigma_c = 0,619 R_m^{0,9299} \quad [\text{MPa}]$$

Jak je zřejmé ze vztahu, čím vyšší pevnosti dosáhneme, tím můžeme očekávat vyšší mez únavy. Pro odlišné způsoby zatížení a různé materiály můžeme pro prvotní odhad meze únavy použít následující tabulku.

Tab. 1: Odhady meze únavy pro jednotlivé materiály a způsoby zatěžování.

Materiál	Pevnost R_m [MPa]	Odhady meze únavy pro způsob zatěžování		
		Tah-tlak σ_c [MPa]	Ohyb σ_{oc} [MPa]	Krut τ_c [MPa]
Konstrukční ocel	500÷800	0,45 R_m	0,49 R_m	0,35 R_m
	700÷1200	0,41 R_m	0,44 R_m	0,30 R_m
Šedá litina	140÷400	0,25 R_m	0,37 R_m	0,25 R_m
Tvárná litina	350÷650	0,35 R_m	0,48 R_m	0,35 R_m
Slitiny Al tep. zprac.	300÷600	0,30 R_m	0,35 R_m	0,25 R_m
Slitiny Ti	700÷1250	0,70 R_m	0,60 R_m	0,35 R_m

Tento odhad lze použít pouze pro odhad meze únavy zkušebního tělesa průměru 10 mm. Pokud bychom chtěli učinit odhad meze únavy na rozměrnější těleso je nutné mez únavy snížit u těchto reálných součástí o parametry jako například vliv tvaru součástí a koncentrace napětí, vliv velikosti součástí a v neposlední řadě i vlivu jakosti opracování a technologii chemicko-tepelného, nebo mechanického závěrečného opracování.

Mez únavy součásti σ_{oc}^* namáhané v tahu (tlaku) je pak definovaná vztahem:

$$\sigma_{oc}^* = \frac{\sigma_c \varepsilon_v \eta_p}{\beta},$$

kde β je součinitel vrubového účinku, ε_v je součinitel velikosti tělesa, η_p je součinitel jakosti (drsnosti) povrchu a σ_c je odhad meze únavy pro hladké těleso průměru 10 mm.

Stanovení a odhad vlivu jednotlivých faktorů je nejobtížnější úloha při řešení přibližné konstrukce S-N křivky pro reálné výrobky.

Vliv koncentrátorů napětí a vrubových účinků na únavu

V blízkosti vrubů dochází při časově proměnlivém namáhání ke koncentraci napětí, která významně ovlivňuje všechna stadia procesu únavového porušení. Časově proměnlivá plastická deformace v blízkosti koncentrátoru napětí - vrubů závisí nejen na způsobu zatěžování, ale i na fyzikálně mechanických parametrech materiálu.

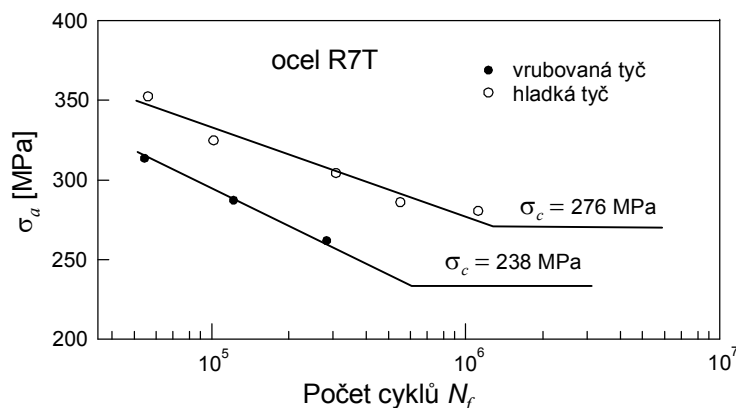
Nejčastějším způsobem hodnocení náchylnosti materiálu na účinky působení redistribuce napětí - deformačního pole v kořeni vrubu je porovnání meze únavy hladkého vzorku $\sigma_c(\alpha = 1)$ (v železničních normách označeno jako R_{f1}) a meze únavy vrubovaného vzorku $\sigma_c(\alpha > 1)$ (v železničních normách označeno jako R_{fe}). Parametr β se označuje jako součinitel vrubového účinku.

$$\beta = \frac{\sigma_c(\alpha = 1)}{\sigma_c(\alpha > 1)}.$$

V železničních normách se tento součinitel vrubového účinku vypočítá jako podíl meze únavy hladkých zkušebních tyčí ku mezi únavy stanovené na tyčích s vrubem. Přitom je

definována geometrie vrubu jako obvodový zápich do zkušební tyče průměru 10 mm sahající do hloubky 0,1 mm s rádiusem v kořeni vrubu $R = 0,04$ mm a úhlem rozevření vrubu 30° .

Hodnota součinitele vrubového účinku $\beta > 1$, je závislá na jakosti materiálu, jeho chemickém složení a parametru výsledné struktury vzniklé tepelným zpracováním.



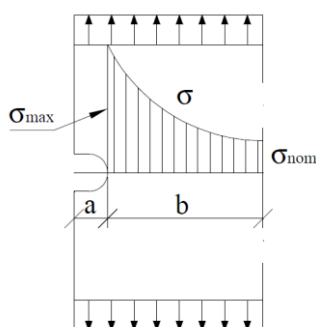
Obr. 12: Wöhlerova křivka vrubovaných a hladkých vzorků vyrobených z materiálu železničních kol jakosti ER7T.

Vztah mezi koeficientem koncentrace napětí α , tedy mírou lokálního zvýšení napětí při statickém zatížení a součinitelem vrubového účinku při časově proměnlivém namáhání β , se hodnotí parametrem vrubové citlivosti definovaného tvarem:

$$q = \frac{\beta - 1}{\alpha - 1}$$

Parametr q leží v intervalu hodnot $0 \leq q \leq 1$. Pokud se parametr q blíží 0, není materiál citlivý na vruby, ale pokud $\beta = \alpha$, je $q = 1$ a materiál je velmi citlivý na vruby. U vysokopevných ocelí je zejména u hlubokých vrubů s vysokou ostroostí $1/\rho$ vrubový účinek velmi významný a parametr vrubové citlivosti $q \rightarrow 1$.

Koeficient koncentrace napětí α závisí na způsobu zatěžování a na tvaru vrubu a na rozdíl od součinitele vrubového účinku nezávisí na jakosti materiálu součásti. Součinitel α je definován jako poměr špičky napětí v kořeni vrubu k nominálnímu napětí ve vrubem zeslabeném průřezu podle vztahu:



$$\alpha = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{nom}}}$$

Obr. 13: Průběh napětí v součásti s vrubem.

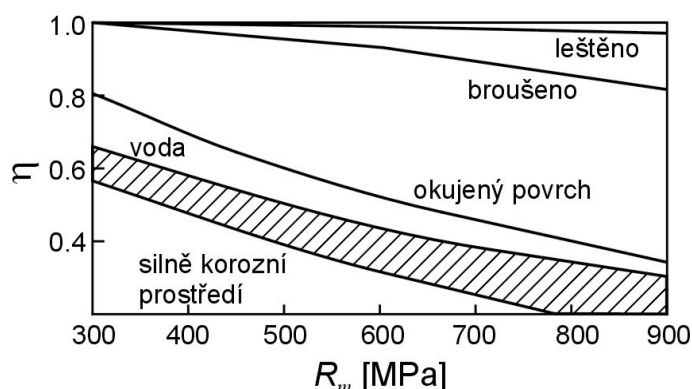
Charakter povrchových vrstev a jeho vliv na únavu životnost

Obdobně nepříznivě na únavovou životnost působí defekty a nerovnosti povrchu, jenž můžeme kvantifikovat součinitelem drsnosti povrchu η_p . Zatímco hladký, nebo leštěný povrch zvyšuje mez únavy takovýchto dílů, povrch zokujený, nebo nahrubo ofrézovaný

povrch má za následek předčasnou iniciaci únavových mikrotrhlin a tím snížení meze únavy. Tento součinitel drsnosti povrchu je závislý převážně na střední aritmetické drsnosti povrchu R_a a stanovuje se výhradně ve vztahu k použité technologii.

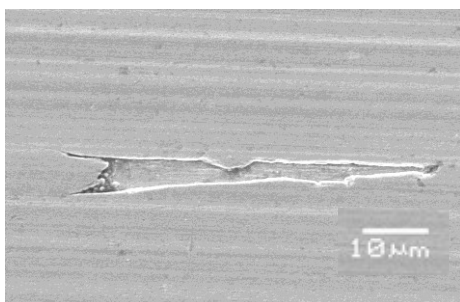
$$\eta_p = \frac{\sigma_{cs}}{\sigma_c},$$

kde σ_c je mez únavy hladkých vzorků s leštěným povrchem s drsností $R_a = \max. 0,4 \mu\text{m}$ a σ_{cs} je skutečná hodnota meze únavy konstrukční části. Pro první odhad součinitele drsnosti povrchu η_p můžeme provést opět na základě grafů běžně uváděných v literatuře. .



Obr. 14: Závislost součinitele drsnosti povrchu na pevnosti uhlíkových ocelí.

S rostoucí pevností oceli součinitel drsnosti klesá a mez únavy je tak na změny drsnosti povrchu citlivější. U kvalitně leštěných povrchů lze dosáhnout až 20% zvýšení meze únavy, avšak tento nárůst je vykoupen zvýšením výrobních nákladů strojní součástí. Největšího snížení meze únavy zapříčiněné vlivem povrchu způsobuje korozní prostředí, které ovlivňuje únavové procesy chemickými reakcemi jak při iniciaci trhlin, tak při jejich dalším šíření.

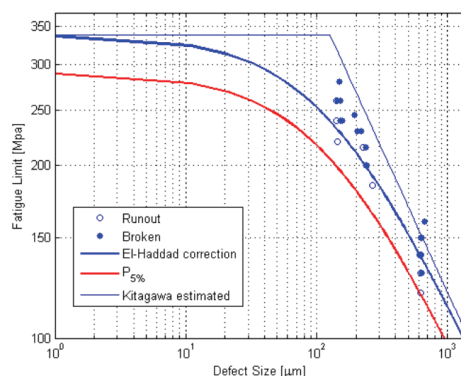


únavy materiálu.

Někdy je obecně parametr charakteru povrchových vrstev a jeho vliv na únavové vlastnosti ovlivněn dalšími faktory, neboť krom parametru střední aritmetické drsnosti bychom do charakteru povrchových vrstev mohli zahrnout i vliv jakosti kvality opracování. Pokud provedeme opracování na nekvalitním zařízení, které na povrchu strojní součásti zanechá stopy v podobě podobných natrženin povrchu jaké je možno vidět na obr. 15., dojde k výraznému snížení meze

Obr. 15: Natrženiny povrchu vzniklé po nekvalitním opracování soustružením.

Tento vliv můžeme popsat tzv. Kitagawovými diagramy znázorňujícími velikost defektu na ose x a mez únavy na ose y. Jak je vidět, pokud velikost takového defektu přesáhne 150-200 μm , začne mez únavy rapidně klesat.



Obr. 16: Kitagawův diagram oceli EA1N

Vliv velikosti tělesa na únavovou životnost

Zvětšení charakteristického rozměru součásti obecně snižuje jeho únavovou životnost. Tento součinitel velikosti ε_v vyjadřuje skutečnost, že větší rozměr součásti poskytuje vyšší pravděpodobnost vady, jenž může vést k iniciaci únavového poškození. Tato skutečnost souvisí s odlišnými metalurgickými vlastnostmi povrchu malých a velkých těles. Většinou $\varepsilon_v \leq 1$, $\varepsilon_v = 1$ přísluší vzorku, pro který byly realizovány únavové zkoušky v našem případě průměru vzorku 10 mm. Tento charakteristický rozměr tělesa je závislý na způsobu zatížení součásti, nejvíce však na rozměru tělesa. Obecně jej můžeme vyjádřit vztahem:

$$\varepsilon_v = \frac{\sigma_c(D)}{\sigma_c(d)} = \left(\frac{V}{V_0} \right)^m = \left(\frac{D}{d} \right)^{3m},$$

kde $\sigma_c(D)$ je mez únavy stanovená na větším tělese, $\sigma_c(d)$ je mez únavy stanovená na tělese průměru 10 mm, V_0 je objem malého zkušebního vzorku, V je objem velkého vzorku a m je exponent daný materiálem a způsobem zatížení, který lze volit na základě tab. 3:

Tab. 2: Vliv způsobu zatížení a jakosti oceli na exponent m ve vztahu .

Způsob zatížení	Uhlíkové oceli	Slitinové oceli
Tah-tlak	-0,034	-0,040
Ohyb-krut	-0,048	-0,060

Vliv vnitřních reziduálních napětí na únavovou pevnost

I když únavová pevnost materiálů závisí především na stavu struktury a na podmínkách zatěžování, velmi významný vliv zde sehrává i technologie výroby, popřípadě finálních povrchových úprav, jimiž lze pozitivně ovlivnit výsledné vnitřní reziduální pnutí na povrchu zatěžované součásti. Za vnitřní pnutí jsou považována napětí, která existují ve struktuře materiálu i bez působení vnějšího zatížení. Vnitřní síly, které toto pnutí vyvolávají, musí být proto i v nezatíženém tělese v rovnováze a v jakémkoli řezu tělesa je proto součet sil i součet momentů těchto sil nulový. Obecně se dá říci, že tahová napětí mez únavy materiálu snižují, zatímco tlaková vnitřní pnutí je naopak zvyšují. Zvýšení mezní hodnoty horního napětí při tlakovém vnitřním pnutí umožňují zatěžovat materiál časově proměnlivým napětím při nižší

hodnotě součinitele proměnlivosti cyklu, a nebo při vyšším středním napětí. To umožňuje zvýšit mezní hodnotu amplitudy napětí. Při cyklickém namáhání však dochází k redukci vnitřního pnutí postupně s rostoucím počtem cyklů. Při vyšších amplitudách napětí je přitom redukce vnitřního pnutí větší.

Technologické postupy, které se často používají pro zvýšení tlakových povrchových vnitřních pnutí jsou zejména kuličkování, válečkování a povrchové indukční kalení. Vnitřní pnutí způsobená technologickými operacemi ve výrobě mají svou příčinu většinou v nehomogenitě plastické deformace. Protože vnitřní pnutí jsou často v důsledku aplikace některých technologických operací v objemu materiálu rozložena nerovnoměrně, spolupůsobení stejně orientovaného napětí vyvolaného vnějším zatížením způsobuje nejprve zplastizování celého průřezu a až poté, když se vnější zatížení dále zvyšuje, dochází ke zpevňování materiálu. Do okamžiku dosažení meze kluzu R_e v celém průřezu se tak i při vyšším vnějším zatížení σ vnitřní pnutí přerozdělují a to tak, že jejich superpozice s napětím vyvolaným vnějším zatížením nepřesáhne mez kluzu materiálu.

V oblasti elastického namáhání je proto ve směru kolmém na vybraný řez v tělese s vnitřním pnutím σ_v skutečné napětí dáno vztahem,

$$\sigma_s = \sigma + \sigma_v \quad (\sigma_s \leq R_e)$$

Když pak aplikované napětí $\sigma > R_e - \sigma_v$, skutečné napětí až do zplastizování celého průřezu tělesa zůstává na mezi kluzu, $\sigma_s = R_e$. Po odtížení tak dochází k redukci vnitřního pnutí a jeho skutečná hodnota je,

$$\bar{\sigma}_v = R_e - \sigma \leq \sigma_v$$

Podle toho vnitřní pnutí zcela vymizí, když definované napětí dosáhne meze kluzu. Při cyklickém namáhání dochází k redukci vnitřního pnutí podle uvedených zákonitostí postupně s rostoucím počtem cyklů. Při vyšších amplitudách napětí je přitom redukce vnitřního pnutí větší. Při dostatečně vysokém počtu cyklů se úroveň vnitřního pnutí stabilizuje a skutečná amplituda napětí je

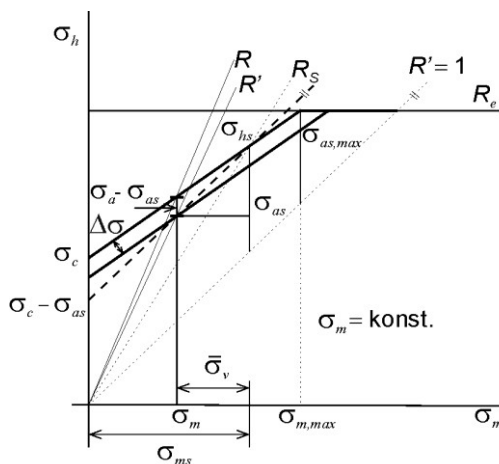
$$\sigma_{as} = \sigma_{hs} - \sigma_{ms} = \sigma_{hs} - \sigma_m - \bar{\sigma}_v$$

kde σ_{hs} a σ_{ms} jsou skutečné horní a střední napětí. Součinitel proměnlivosti cyklu se tak při působení stabilizovaného vnitřního pnutí mění na hodnotu,

$$R_s = \frac{\sigma_{ds}}{\sigma_{hs}} = \frac{\sigma_d + \bar{\sigma}_v}{\sigma_h + \bar{\sigma}_v} = \frac{R + \bar{\sigma}_v / \sigma_h}{1 + \bar{\sigma}_v / \sigma_h},$$

kde R je původní hodnota součinitele proměnlivosti cyklu a σ_{ds} je skutečná hodnota dolního napětí. V důsledku působení vnitřního pnutí se mění vlastní režim zatěžování a pro $R \geq -1$ je pak skutečná osa zatížení ve Smithově diagramu více odkloněna od vertikální osy horního napětí (obr. 17). Když v lokalizovaném místě kola existuje stabilizované vnitřní pnutí $\bar{\sigma}_v$, skutečná hodnota horního napětí σ_{hs} musí být, aby byla zajištěna požadovaná životnost, nižší než kdyby toto pnutí nepůsobilo. Střední napětí σ_m vyvolané zatížením přitom zůstává konstantní a mění se jen součinitel proměnlivosti cyklu. Jeho nová hodnota R je z uvedeného obr. 8 a z obecné závislosti mezní hodnoty amplitudy napětí.

$$R' = \frac{\sigma'_m - \sigma'_a}{\sigma'_h} = \frac{\sigma_m - \sigma_{as}}{\sigma_{hs} - \bar{\sigma}_v} = R + \frac{k\sigma_c - \bar{\sigma}_v(1+R)}{\sigma_h - k\sigma_c \bar{\sigma}_v}$$



Obr. 17: Schéma konstrukce větve horního napětí Smithova diagramu pro konstantní hodnotu středního napětí a zatěžovacího cyklu při maximální hodnotě vnitřního pnutí.

Nový součinitel proměnlivosti cyklu R' , kterým musí být při neměnné hodnotě středního napětí σ_m zatěžován materiál, aby nedošlo ke vzniku mezního stavu únavového poškození větší než původní součinitel R a nová hodnota horního napětí σ'_h ,

$$\sigma'_h = \frac{2\sigma_c(1 - k\bar{\sigma}_v)}{1 - R' + k\sigma_c(1 + R')}$$

bude proto ve srovnání s původní hodnotou nižší. Horní větev Smithova diagramu pro materiál s vnitřním pnutím bude tak posunuta o vzdálenost $\Delta\sigma$. Druhou možností jak zajistit bezpečné namáhání materiálu s vnitřním pnutím je snížení střední hodnoty napětí σ_m na novou hodnotu $\sigma'_m < \sigma_m$, aniž by se změnil režim zatěžování. Hodnota součinitele proměnlivosti cyklu zůstává v tomto případě neměnná a $R' = R$. Nová hodnota středního napětí, když

$$\sigma'_m = \sigma_{ms} - \bar{\sigma}_v \quad \sigma'_a = \sigma_{as},$$

je dána vztahem,

$$\sigma'_m = \frac{(1 - R)(\sigma_c - k\sigma_c\bar{\sigma}_v)}{1 - R + k\sigma_c(1 + R)}.$$

Schéma konstrukce bodu horní větve Smithova diagramu při působení tahového vnitřního pnutí, když zůstává zachován režim zatěžování a $R_\sigma = R'_\sigma$ je uvedeno na obr. 18.

Uvedené konstrukce opravy Smithova diagramu pro materiál s vnitřním tahovým pnutím $\bar{\sigma}_v$ lze provést jen za podmínky,

$$\bar{\sigma}_v \leq R_e\sigma_{hs} = R_e - (\sigma_m + \sigma_s).$$

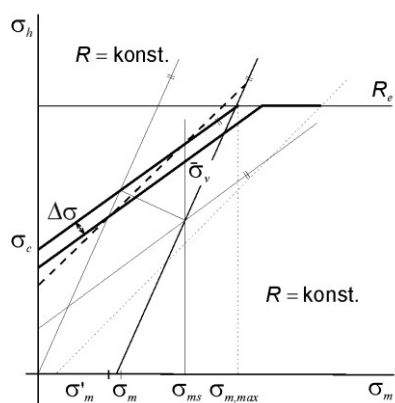
Když je vnitřní pnutí vyšší než pravá strana rovn. (23), nejvíce namáhaná oblast se za současného přerozdělení napětí zplastizuje tak, že vnitřní pnutí dosáhne maximálně hodnoty,

$$\bar{\sigma}_{v,max} = \sigma_{m,max} - \sigma_m = R_e - \sigma_m - \frac{\sigma_c(1 - kR_e)}{+k\sigma_c},$$

kde poslední člen pravé strany představuje maximální hodnotu amplitudy napětí $\sigma_{as,max}$ odpovídající zlom závislosti horního napětí na σ_m . Podobně jako tomu je při zatěžování v režimu s konstantní hodnotou středního napětí, i v režimu s konstantním součinitelem

proměnlivosti cyklu $R' = R$ (obr. 18) existuje maximální hodnota vnitřního pnutí $\bar{\sigma}_{v,\max}$ do které nedochází k přerozdělení napětí,

$$\bar{\sigma}_{v,\max} = \sigma_{m,\max} - \sigma'_m = \frac{R_e - \sigma_c}{1 - k\sigma_c} - \sigma'_m.$$



Obr. 18: Schéma konstrukce větve horního napětí Smithova diagramu pro konstantní hodnotu součinitele proměnlivosti cyklu.

Po úpravě pak dostaneme,

$$\bar{\sigma}_{v,\max} = \frac{R_e - \sigma_c}{(1 - k\sigma_c)(1 - R)} - \frac{\sigma_c(1 + R)}{(1 - R)^2 + k\sigma_c(1 - R^2)}.$$

Z tohoto lze pro jakoukoliv hodnotu R nalézt nejvyšší dovolenou hodnotu vnitřního pnutí $\bar{\sigma}_{v,\max}$, pro kterou nedochází při časově proměnlivém zatížení ke vzniku plastické deformace. Tyto znalosti jsou důležitým vodítkem při návrhu parametrů technologie výroby a zpracování konstrukčních částí, které ovlivňují úroveň vnitřního pnutí. Stejně tak mohou tyto vztahy spolu s opravou horní větve Smithova diagramu posloužit při návrhu limitních podmínek režimu zatěžování kol i náprav železničních dvojkolí s vnitřním pnutím.

Stanovení mezní charakteristiky časově proměnlivého namáhání, horní větve Smithova diagramu pro materiál s tlakovým vnitřním pnutím se v zásadě řídí stejnými pravidly jako při působení tahového pnutí. Při režimu zatěžování s konstantní hodnotou středního napětí $\sigma_m = \text{konst.}$ je nový součinitel proměnlivosti cyklu,

$$R' = R - \frac{k\sigma_c \left| \bar{\sigma}_v \right| (1 + R)}{\sigma_h + k\sigma_c \left| \bar{\sigma}_v \right|} < R$$

a opravená hodnota horního napětí má následující tvar:

$$\sigma'_h = \frac{2\sigma_c}{1 - R + k\sigma_c(1 + R) \left| \bar{\sigma}_v \right|}.$$

Podobně v případě, kdy při působení tlakového vnitřního pnutí existuje požadavek, aby se změněné časově proměnlivé napětí řídilo konstantní hodnotou součinitele proměnlivosti cyklu, je nová hodnota středního napětí,

$$\sigma'_m = \frac{(\sigma_c + k\sigma_c \left| \bar{\sigma}_v \right|) \sigma_m}{\sigma_c} < \sigma_m.$$

Opravu horního napětí lze stanovit ze vztahu,

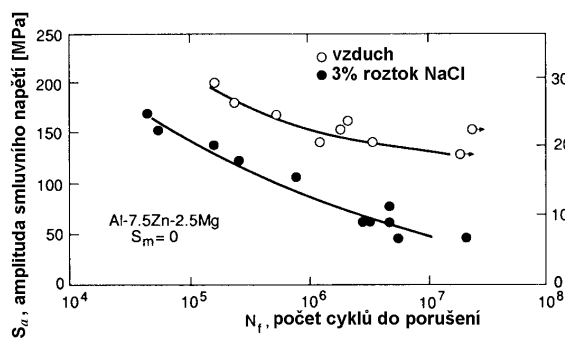
$$\sigma'_h = \frac{2\sigma_c(1+k|\overline{\sigma_v}|)}{1-R+k\sigma_c(1+R)}.$$

Zvýšení mezní hodnoty horního napětí při tlakovém vnitřním pnutí umožňuje zatěžovat materiál časově proměnlivým napětím při nižší hodnotě součinitele proměnlivosti cyklu, a nebo při vyšším středním napětí. To v obou režimech zatěžování umožňuje zvýšit mezní hodnotu amplitudy napětí.

Uvedené zákonitosti změny závislosti horního napětí na středním napětí cyklického zatěžování formulované jak pro tlaková, tak i pro tahová vnitřní pnutí jsou vodítkem pro hodnocení superpozičních účinků zatěžování při různém součiniteli proměnlivosti cyklu, a nebo nárůstu cyklického zatěžování např. indukčně kalených výrobků, jenž mají vysoké pozitivní tlakové pnutí.

□ Kombinace ostatních degradačních faktorů a vlivů prostředí na únavovou pevnost

Vliv chemicky agresivního prostředí na únavovou pevnost

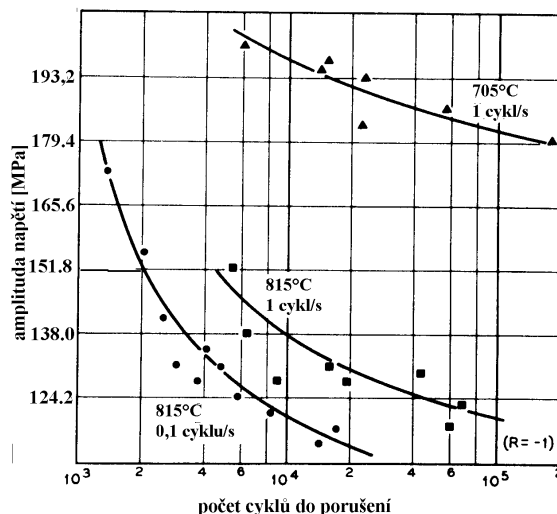


Chemicky agresivní prostředí může urychlit iniciaci a růst únavové trhliny. Jedním z mechanismů je vznik korozních důlků, které působí jako koncentrátoři napětí. Druhý mechanismus spočívá v tom, že dochází k chemické reakci prostředí a materiálu v oblasti kořene trhliny, což má za následek urychlení růstu trhliny. Příklad tohoto vlivu je na následujícím obr.19.

Obr. 19: Vliv solného roztoku simulujícího mořskou vodu na únavovou životnost AL slitiny při ohybovém zatěžování.

Vliv teploty na únavovou pevnost

Stejně tak vlhkost a plyny ve vzduchu mohou působit jako agresivní prostředí zvláště za zvýšených teplot-např. kotle. Víme, že časově závislá deformace (creep) je mnohem pravděpodobnější při vysokých teplotách. Kombinace cyklické zatěžování, zvýšená teplota a tahové střední napětí vedou ke kombinaci creep a únava, což má za následek významné zkrácení únavového života (synergický vliv). Dále lze obecně říci, že chemický nebo tepelný vliv se projeví mnohem výrazněji, pokud působí delší dobu. Tento fakt vede k závislosti únavové životnosti na frekvenci zatěžování při kombinaci právě s teplotou – únavová životnost vyjádřena počtem cyklů do porušení bude tím kratší, čím bude nižší frekvence zatěžování. Příklad těchto vlivů je na obr. 20.



Obr. 20: Vliv teploty a frekvence zatěžování na S-N křivku niklové slitiny Inkonel

V oblasti vysokocyklové únavy nemá samotná frekvence zkoušky provedené za běžných podmínek při pokojové teplotě bez přítomnosti chemicky agresivního prostředí v rozmezí frekvencí 1-200 Hz praktický vliv na životnost, pokud nedochází k interakci poškozováním korozí nebo tečením. V oblasti únavy nízkocyklové se při velmi nízkých frekvencích (10-2 Hz a nižších) životnost mírně snižuje oproti výsledkům dosaženým při frekvencích nad 0,1 Hz. Ani tyto změny však nejsou podstatné.

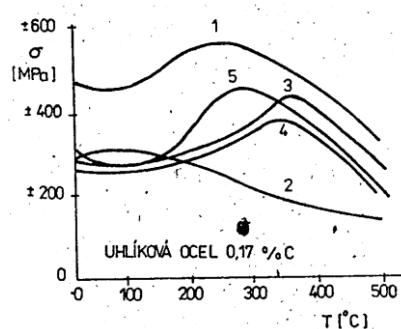
Z hlediska teploty můžeme vliv teploty na únavovou pevnost rozdělit do tří oblastí teplot.

od -196°C do +200°C - v této oblasti je mez únavy a časovaná pevnost přímo úměrná konvenční mezi pevnosti R_m ,

od +200°C do +300°C - v této oblasti únavové parametry mírně vzrůstají.

od +300°C do +400°C - při teplotách v okolí +400°C nastává pokles meze únavy i časované pevnosti.

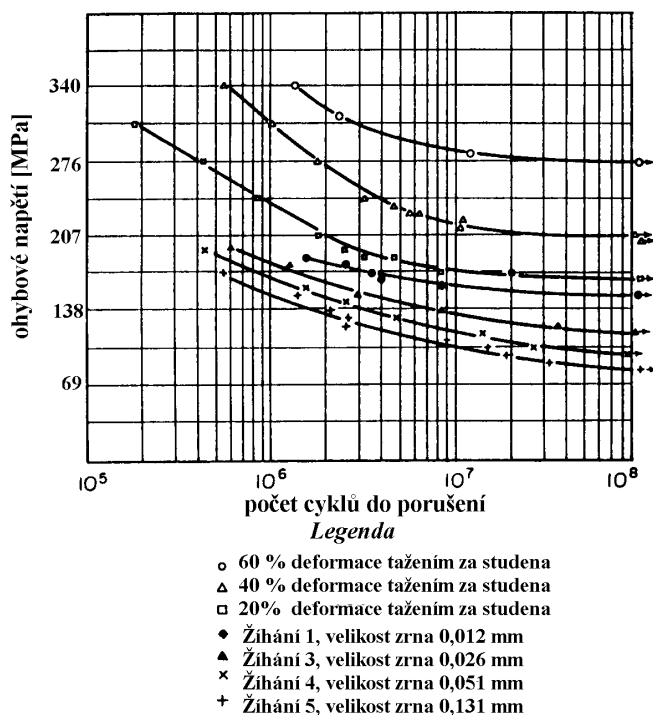
Na poškozování materiálu se začíná výrazněji podílet tečení stejně jako ostatní faktory.



Obr. 21: Vliv teploty na únavovou pevnost: 1. konvenční pevnost R_m , 2. mez kluzu R_e , 3. časovaná pevnost pro $5 \cdot 10^5$ cyklů při 33 Hz, 4. mez únavy pro 10^8 cyklů, při 33 Hz, 5. časovaná pevnost pro $5 \cdot 10^5$ cyklů při 0,17 Hz.

Vliv mikrostruktury na únavovou pevnost

Změna mikrostruktury nebo povrchových podmínek zpravidla vede ke změně tvaru $S-N$ křivky, zvláště pro dlouhé doby únavového života. U kovů se odolnost vůči únavovému porušení zvyšuje zmenšením velikosti inkluzí a dutin, zmenšením velikosti zrna a růst hustoty

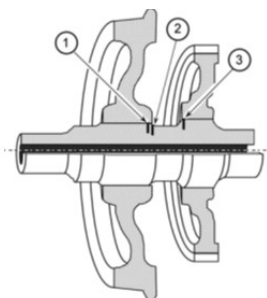


dislokací. Na základě posuvů $S-N$ křivek mosazi je na obr. 22 ilustrován vliv způsobený změnou mikrostruktury. Rostoucí stupeň plastické deformace vyvolaný tažením za studena způsobuje růst hustoty dislokací a tím růst únavové pevnosti. Zvětšení velikosti zrna způsobené žiháním vyvolává pokles únavové pevnosti. Dá se říci, že strukturní změny, které vyvolávají změny únavové pevnosti pro velký počet cyklů do porušení se projeví kvalitativně stejnými změnami i v hodnotách smluvní meze pevnosti. Mikrostruktura materiálu je často závislá na směru – např. protažená zrna i inkluze ve směru válcování materiálu. Únavová pevnost může být snížena ve směru, kde působí napětí kolmo na rovinu válcování.

Obr. 22: Vliv velikosti zrna a deformace za studena na $S-N$ křivky určené ohybem za rotace pro mosaz 70Cu-30Zn

Podobný vliv je i u vláknitých kompozitů, kde jak vlastnosti, tak i struktura významně závisí na směru. Únavová pevnost je největší, působí-li napětí ve směru vláken a nejmenší působí-li kolmo na vlákna.

Vliv třecí koroze

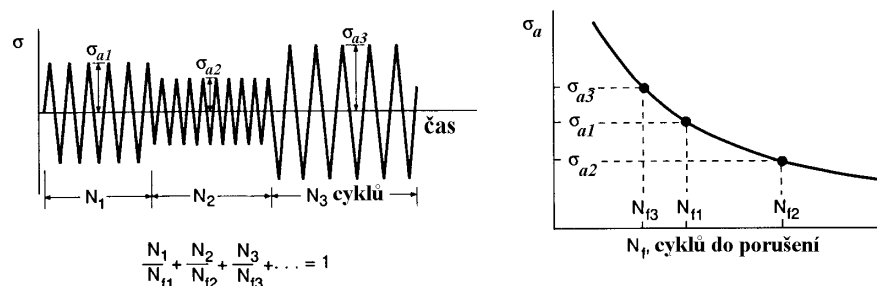


S pojmem vibrační, nebo třecí koroze (fretting) se setkáváme nejčastěji u součástí nalisovaných, nýtovaných, nebo šroubovaných, kde vlivem působení velice malé amplitudy deformace v řádu setin milimetrů dochází k vzájemnému tření takto dvou spojených součástí. Typický příklad je železniční kolo nalisované na železniční nápravě. Mez únavy stanovená standardně na zkouškách na volném povrchu je v takovýchto případech redukována až o 40%!

□ Zatěžování proměnlivou amplitudou

Na následujících řádcích popíšeme v krátkosti metody odhadu únavové životnosti pro zatěžování součásti proměnlivou amplitudou. Zatěžování pravidelným sinusovým cyklem totiž představuje pouze idealizaci zatížení, který se používá převážně pro případ zkoušení.

Pro vyjádření délky únavového života v případě zatěžování proměnlivou amplitudou používáme Palmgrenovo-Minerovo pravidlo.

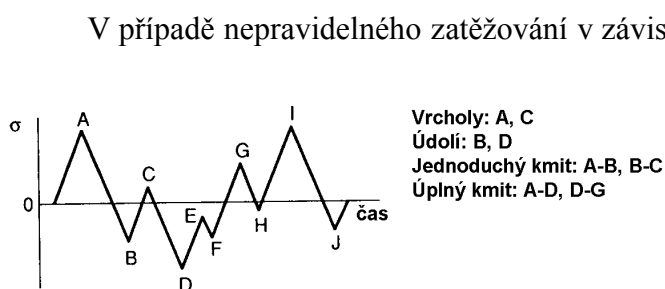


Obr. 23. Zatížení součásti proměnlivou amplitudou zatížení.

Uvažujme případ s proměnnou amplitudou zatěžování, jak ukazuje obr.23. Necht' je součást zatěžována nejprve amplitudou σ_{a1} po dobu N_1 cyklů. Z S-N křivky odečteme, že počet cyklů do lomu při zatěžování amplitudou σ_{a1} je N_{f1} . V součásti došlo k poměrnému únavovému porušení, které můžeme vyjádřit poměrem N_1/N_{f1} . Amplituda se změnila na hodnotu σ_{a2} po dobu N_2 cyklů; této amplitudě odpovídá počet cyklů do porušení N_{f2} . Toto cyklování způsobí další poměrné porušení vyjádřené zlomkem N_2/N_{f2} . Palmgrenovo – Minerovo pravidlo jednoduše vyjadřuje délku únavového života. Únavový lom je pravděpodobný, když součet poměrných poškození dosáhne jedničky,

$$\frac{N_1}{N_{f1}} + \frac{N_2}{N_{f2}} + \frac{N_3}{N_{f3}} + \dots = \sum \frac{N_j}{N_{fj}} = 1$$

Způsob počítání cyklů v případě nepravidelného zatěžování- metoda stékajícího deště



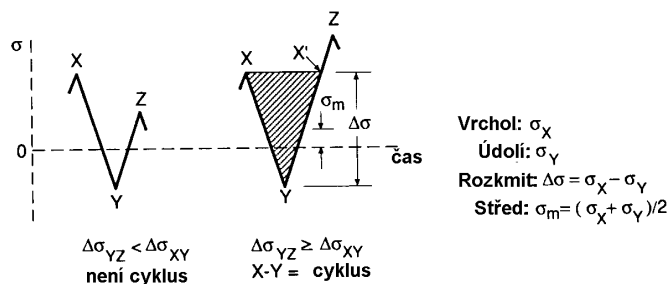
největšího rozšíření ve světě doznala metoda stékajícího deště navržená prof. T Endo z Japonska kolem roku 1968.

Obr. 24: Nepravidelné zatěžování.

Základní princip této metody-nepravidelná historie zatěžování se skládá z vrcholů a údolí, což jsou body, ve kterých se mění smysl zatěžování v závislosti zatížení (napětí) – čas (viz. obr. 24). Dále definujeme pojem kmit jako rozdíl mezi vrcholem a údolím nebo údolím a vrcholem. Jednoduchý kmit je dán rozdílem mezi vrcholem a po něm bezprostředně následujícím údolím. Úplný kmit se měří mezi vrcholem a druhým údolím, které následuje po

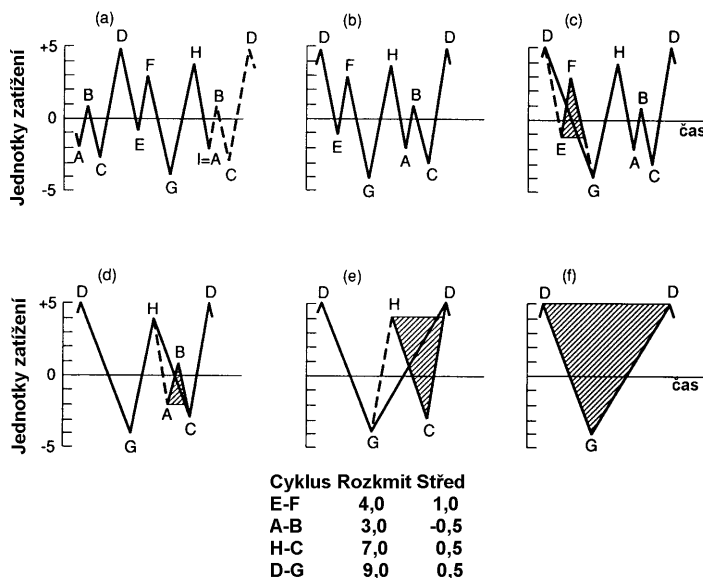
výchozím vrcholu. Při odečítání kmitů je lhostejné, zda začínáme vrcholem nebo údolím. Na obr. 24 jsou jednoduchými kmity $\Delta\sigma_{AB}$, $\Delta\sigma_{BC}$ a úplnými kmity $\Delta\sigma_{AD}$, $\Delta\sigma_{DG}$.

Při počítání cyklů metodou stékajícího deště je zátěžný cyklus identifikován, neboli započítán pouze v případě, když splňuje kritérium ukázané na obr.25. Vrchol- údolí-vrchol nebo údolí-vrchol-údolí v časové posloupnosti bodů X-Y-Z se počítá jako cyklus, jestliže druhý rozkmit $\Delta\sigma_{YZ}$ je větší nebo roven prvému rozkmitu $\Delta\sigma_{XY}$. Jestliže druhý rozkmit je skutečně větší



nebo roven prvému rozkmitu, pak započítáme cyklus, kterému odpovídá hodnota rozkmitu rovna své první hodnotě, tj. $\Delta\sigma_{XZ}$. Střední napětí cyklu je dáno střední hodnotou napětí $\Delta\sigma_X$, $\Delta\sigma_Y$.

Obr. 25: Princip započítávání cyklů metodou stékajícího deště.



Pomocí obrázku 25 si stručně popíšeme základní principy započítávání cyklů při nepravidelném zatěžování. Předpokládejme, že nepravidelná časová změna napětí se opakuje v určitých blocích. Pro stanovení začátku bloku je zavedena konvence, že počáteční extrém (údolí nebo vrchol) vezmeme ten, který má největší absolutní hodnotu napětí – viz obr. (a), (b). Vlastní počítání cyklů začneme z bodu D a používáme kritérium, které jsme uvedli na obr. 25.

Obr. 25: Náporný princip započítávání cyklů metodou stékajícího deště.

D-E-F není cyklus, E-F-G je cyklus. Do tabulky zapíšeme rozkmit E-F a z další procedury tyto dva započtené extrémy vypustíme a pokračujeme dál. Jestliže cyklus nemůže být započten posuneme se po časové ose o jeden extrém dál. Např. v obr. (d) po započtení E-F byly body E, F vypuštěny a postupováno dál, G-H-A není cyklus, H-A-B není cyklus, až H-A není cyklus, H-A-B není cyklus, až nakonec A-B-C je další cyklus. Počítání cyklů je úplné v případě, že je vyčerpána celá historie v bloku. V příkladu započtené cykly jsou E-F, A-B, H-C a D-G, jejichž rozkmit a střední hodnota jsou tabelovány v obr. 37. Poznamenejme, některé z těchto cyklů jsou jednoduché (E-F, A-B) a jiné úplné (H-C, D-G).

□ Iniciace a šíření únavové trhliny

U houževnatých konstrukčních materiálů v těch zrnech, která mají vhodnou orientaci vzhledem k působícímu napětí během zatěžování, začínají vznikat skluzové pásy. Skluzové pásy jsou oblasti lokalizace plastické deformace a případně i vzniku porušení. Počet skluzových pásů roste s počtem cyklů s tím, že tento jev má charakter nasycení. V některých skluzových pásích (perzistentní skluzová pásma) dochází k iniciaci trhlinek, které rostou v rámci hostitelských zrn a postupným spojením přeroste jedna z nich v magistralní trhlínu.

U materiálů, které mají omezenou houževnatost, jako jsou např. vysoce pevné kovy, je mikrostrukturní poškození méně rozšířené, má „snahu“ se koncentrovat do okolí defektů. Malé trhliny se iniciují v okolí dutinek, inklusí, skluzových pásů, hranic zrn nebo povrchových škrábanců nebo defektů podobných trhlinám. Vzniklé trhliny rostou ve směru kolmém na hlavní napětí. Tedy proces iniciace únavového porušení v materiálech s omezenou tažností je charakteristický šířením trhliny z několika málo defektů ve srovnání s procesem iniciace porušení v materiálech s velkou tažností, kde dochází k intensifikaci plastické deformace ve skluzových pásích a následnému porušení ve velké oblasti povrchu tělesa.

V případě, že porušení materiálu je dáno především růstem trhliny, pak výsledný lom z makroskopického hlediska obecně vykazuje relativně hladkou plochu v blízkosti jeho iniciace. To můžeme vidět na obr. 26. Část lomu spojená s růstem únavové trhliny je obvykle rovinná a je orientována kolmo na působící tahové napětí. Drsnější povrch indikuje rychlejší růst trhliny. Někdy můžeme na lomové ploše uvidět kresbu tvořenou soustřednými křivkami kolem počátku lomu - označují se termínem postupové čáry (plážové značky – beach marks). Postupové čáry jsou důsledek změn v rychlosti šíření únavové trhliny vyvolané změnami napětí, teploty, případně chemického prostředí. Postupové čáry mohou být i obarvená místa na lomové ploše koroze.

V okamžiku, kdy dosáhne trhlina kritické velikosti vzniká konečný lom, který může být houževnatý (provázený velkou deformací), nebo křehký (provázený malou deformací).



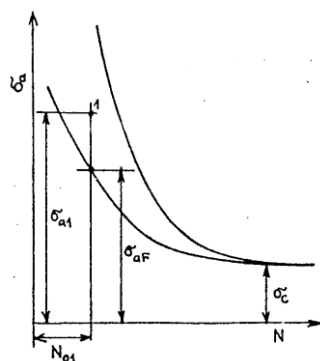
Lomová plocha konečného lomu je hrubší ve srovnání s únavovým lomem. V případě houževnatého lomu je lomová plocha na okrajích lemována smykovými okraji, které jsou skloněny pod 45° vzhledem k působícímu napětí.

Mikroskopické pozorování únavového lomu houževnatých materiálů často odhaluje přítomnost čar, které zanechal postup čela únavové trhliny v jednotlivých cyklech – tyto čáry se nazývají striace.

Obr. 26: Únavový lom železniční nápravy při zkoušce rychlosti šíření trhliny.

Pro odlišení stádia krátké a dlouhé únavové trhliny se užívá metoda navržená Frenchem. Podle této metody se zkušební těleso zatěžuje nejprve při amplitudě σ_{a1} , počtem cyklů N_{01} , potom se amplituda napětí sníží na mez únavy σ_c . Jestliže dojde k lomu, pak aplikované zatížení (σ_{a1} , N_{01}) vedlo ke vzniku dlouhé únavové trhliny. U dalšího zkušebního vzorku se zatížení sníží a toto se opakuje až k lomu nedojde. Amplituda σ_{aF} je pro N_{01} cyklů největší amplitudou při které nedošlo k formování magistralní trhliny. Stejným způsobem se

určí i další hodnoty. Křivka, která popisuje závislost σ_{aF} na počtu cyklů N se nazývá Frenchova čára.



Obr. 27: Frenchova čára závislosti nepoškozujícího napětí na počtu cyklů.

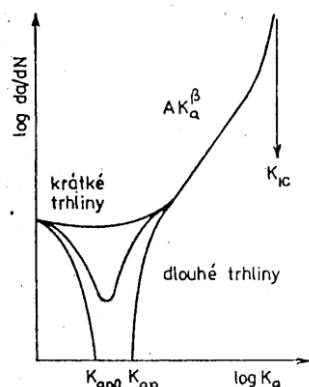
Rychlost šíření únavové trhliny se většinou vyjadřuje přírůstkem délky trhliny vztaheného k přírůstku počtu cyklu da/dN a je funkcí amplitudy faktoru intenzity napětí K_a .

$$K_a = \sigma_a \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$$

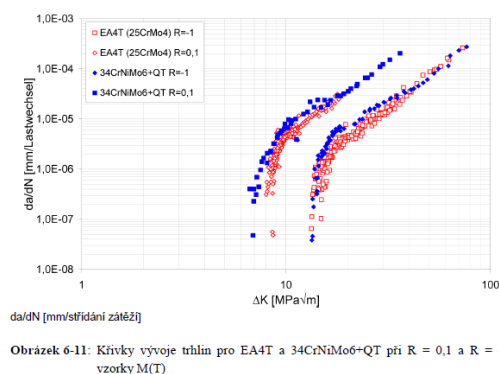
kde „a“ je délka trhliny.

Parisův vztah pro rychlost šíření únavové trhliny lze vyjádřit:

$$da/dN = C \cdot K_a^m$$



Obr. 28: Parisův vztah



Obrázek 6-11: Křivky vývoje trhlín pro EA4T a 34CrNiMo6+QT při $R = 0,1$ a $R = -1$, vzorky M(T)

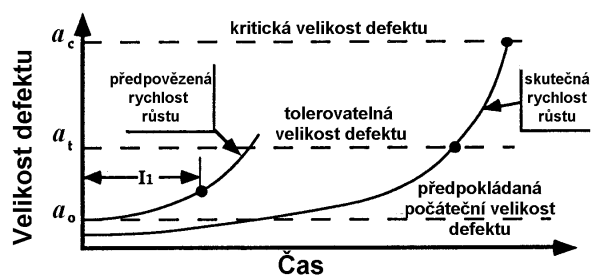
Závěrem popíšeme, jak využít únavová data a modely růstu trhliny pro zajištění bezpečnosti konstrukce jako součást schématu označovaného jako tolerovatelné poškození. Termín tolerovatelné poškození má různý význam, ale zpravidla pod tímto termínem rozumíme metodiku návrhu bezpečné konstrukce, která na základě lomové mechaniky předpovídá jak zbytkovou životnost konstrukce, tak i inspekční intervaly během provozu konstrukce. Tento přístup je zpravidla používán na konstrukce, ve kterých může docházet k časově závislému růstu trhlín (tj. únava, korozní praskání, creepový růst trhliny). Jak říká samotný název, filozofie tolerovatelného porušení počítá s defekty v konstrukci, pokud tyto defekty mají menší velikost než je velikost kritická..

Procedura zabránění lomu se mění s uvážením různých provozních (pracovních) podmínek konstrukce; podrobný popis jednotlivých přístupů je mimo rámec našeho kurzu. Protože jsme se zabývali únavou, zůstaneme u tohoto problému, ale v principu dále uvedený postup může být v principu použitý pro všechny typy časově závislého růstu trhlín.

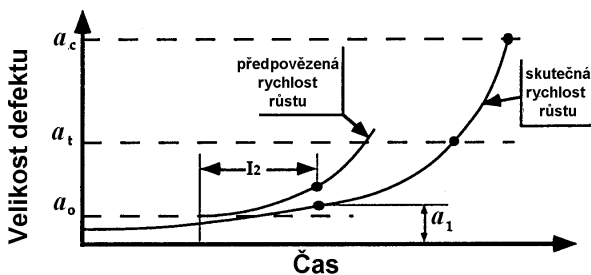
Jedním z prvních úkolů analýzy tolerovatelného poškození je odhad kritické velikosti defektu – a_c .

Pokud byla odhadnuta kritická velikost defektu, pak se zvolí bezpečnostní faktor k určení tolerovatelné velikosti defektu a_t . Bezpečnostní faktor je často volen libovolně, ale mnohem racionálnější volba je založena na neurčitosti vstupních parametrů (napětí, houževnatost) v analýze havárie. Další faktor, který je třeba brát v úvahu při specifikaci tolerovatelné velikosti defektu je rychlost růstu trhliny; a_t by měla být zvolena tak, že da/dt při této velikosti trhliny je relativně malá a tedy zbývá dostatečně dlouhá doba nutná k zvětšení trhliny z a_t na a_c .

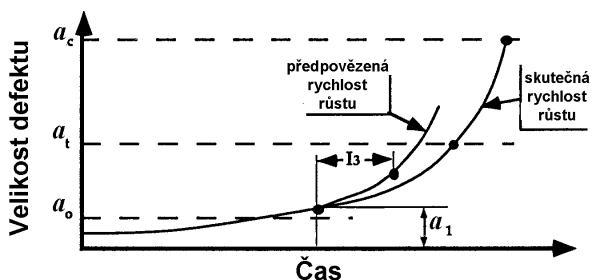
V proceduře zabránění lomu je analýza prováděná pomocí lomové mechaniky úzce svázána s nedestruktivními (defektoskopickými) zkouškami (NDT). Defektoskopické zkoušky dávají vstupní hodnoty k analýze šíření defektu, která pak zpětně určuje délku inspekčních intervalů. Konstrukce je defektoskopy prověřena na začátku provozu a je určena počáteční velikost defektů. Jestliže nebyly detekovány významné defekty, počáteční velikost defektu je zvolena a_0 , tato velikost defektu odpovídá největšímu defektu, který může být přehlédnut použitou defektoskopickou zkouškou. Velikost a_0 by neměla být zaměňována s detekovatelnou velikostí dané NDT, což je nejmenší defekt, který může být detekován použitou NDT technikou (když má defektoskop dobrý den). V řadě případů a_0 je významně větší, než detekovatelná velikost a to díky podmínkám dostupnosti všech částí konstrukce a zručnosti defektoskopů.



(a) určení prvního inspekčního intervalu, I_1



(b) určení druhého inspekčního intervalu, I_2



(c) určení třetího inspekčního intervalu, I_3

Obr. 29 (a) postup určení prvního inspekčního intervalu v konstrukci. Spodní křivka vyjadřuje skutečné chování nejhoršího defektu v konstrukci, zatímco horní křivka předpovídá růst předpokládaného defektu počáteční velikosti a_0 . Provede se výpočet doby nutné k růstu defektu o velikosti a_0 na velikost a_t . První inspekční interval by měl být kratší než tato doba, za účelem zabránění nárůstu trhliny přes délku a_t před první inspekcí. V případě, že při inspekci není v konstrukci detekována trhlina větší než a_0 je druhý inspekční interval I_2 volen stejný jako interval I_1 – obr. 29 (b). Předpokládejme, že další inspekce odhalí trhlínu délky a_1 , která je větší než a_0 . Další inspekční interval I_3 má být menší než I_2 – obr. 29 (c). Inspekční intervaly se progresivně zkracují podle toho jak se konstrukce blíží ke konci své životnosti. Konstrukce musí být opravena, nebo vyřazena z provozu, když velikost defektu dosáhne hodnotu a_t , nebo když požadované inspekční intervaly jsou příliš krátké a brání běžnému provozu.

Obr. 29: Určení servisních intervalů

Matematické stanovení zbytkové životnosti:

Při posuzování růstu je třeba brát zřetel na několik skutečností:

- zákon rychlosti růstu je obvykle vyšetřován pro mívivý cyklus namáhání,
- k růstu trhliny dochází až za nadprahových podmínek,
- v případě svařování působí v oblasti trhlín nezanedbatelná zbytková napětí,

Vliv těchto skutečností je v používaných předpisech respektován užitím různých korekcí.

Výchozími výrazy jsou Paris-Erdoganův zákon rychlosti růstu

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

a vztah pro určení součinitele intenzity napětí

$$\Delta K = \frac{\Delta \sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi} Y$$

Integrací v uzavřeném tvaru dostaneme

$$\Delta N = \int_{a_0}^{a_K} \frac{1}{C \left(\Delta \sigma \sqrt{\pi} \frac{Y}{\Phi} \right)^m} \frac{da}{a^{m/2}} = \frac{1}{A} \int_{a_0}^{a_K} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^m \frac{da}{a^{m/2}}$$

Kde:

$$A = C(\Delta \sigma)^m \pi^{m/2}$$

Růst trhliny může v obecném případě postupovat různou rychlostí ve směrech poloos elipsy. Povrchová trhlina původně poloeliptická se tak postupně změní na půlkruhovou a ta v dalším růstu zvětšuje svůj průměr. V jednodušším případě zůstává v průběhu růstu zachován poměr délek poloos elipsy a je tedy $\Phi = \text{konst.}$ Bude-li navíc trhlina dostatečně malá k rozměrům tělesa, je možno uvažovat $Y = \text{konst.}$ Potom bude pro $m \neq 2$.

$$\Delta N = \frac{2}{(m-2)A} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^m \left[\frac{1}{a_0^{\frac{m-2}{2}}} - \frac{1}{a_K^{\frac{m-2}{2}}} \right] = \frac{2}{(m-2)A} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^m \frac{1 - \left(\frac{a_0}{a_K} \right)^{\frac{m-1}{2}}}{a_0^{\frac{m-1}{2}}}$$

Z druhé části výrazu je zřejmé, že ΔN je více citlivé na a_0 a méně citlivé na a_K .

Pro $m = 2$ je

$$\Delta N = \frac{1}{C(\Delta \sigma)^2 \pi} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^2 \cdot \ln \frac{a_K}{a_0}$$

Pokud jsou $\Phi \neq \text{konst.}$ a $Y \neq \text{konst.}$, je možno rovnici růstu integrovat numericky. Jinou možností je použití diferenční metody, založené na vztahu

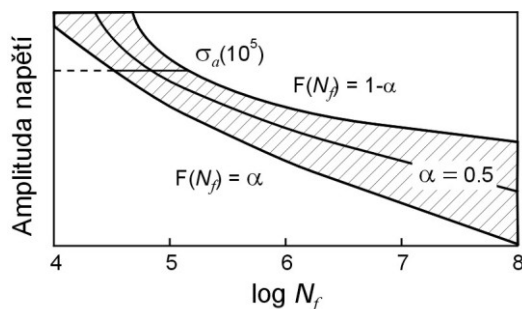
$$\frac{\Delta a}{\Delta N} = \frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$$

a tedy na výpočtu ΔN pro zvolené dostatečně malé přírůstky Δa .

Kromě základních mechanických vlastností a parametrů odolnosti proti šíření únavových trhlin materiálu je konečný počet cyklů do lomu určující životnost konstrukční části ovlivněn i statistickým rozptylem parametrů mikrostruktury, které nejvíce únavové procesy ovlivňují. Ke statistickému charakteru počtu cyklů do lomu přispívá i lokalizace únavového poškození a změna podmínek během šíření únavové trhliny. K nejvhodnějším funkcím popisujícím statistické rozdělení hodnot počtu cyklů do lomu patří Weibullova distribuční funkce ve tvaru,

$$F(N_f) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{N_f - N_0}{N_\beta} \right)^{v_0} \right],$$

kde N_0 , N_β a v_0 jsou parametry polohy, měřítka a tvaru distribuční funkce, která se stanovuje vždy pro konstantní hodnotu amplitudy napětí $\sigma_a = \text{konst.}$ Dostatečně velký počet únavových zkoušek v širokém rozmezí amplitudy napětí od oblasti nízkocyklové únavy až do neomezené časové pevnosti umožňuje stanovit přímo rozptylové pásmo Wöhlerovy křivky. Schéma rozptylového pásma v rozmezí od $F(N_f) = \alpha_p$ do $F(N_f) = 1 - \alpha_p$, kde α_p vyjadřuje přímo pravděpodobnost porušení při daném počtu cyklů N_f . Rozptylové pásmo počtu cyklů do lomu není pro všechny hodnoty amplitudy napětí σ_a stejné, a přibližně nad amplitudou napětí odpovídající asi 10^5 cyklů do lomu $\sigma_a(10^5)$ a pod touto hodnotou dochází k jeho rozšiřování.



Obr. 30: Schéma rozptylového pásma počtu cyklů do lomu na amplitudě aplikovaného napětí.

Často lze v technické praxi jen velmi obtížně odhadnout účinek všech faktorů na finální únavovou životnost konstrukční části. V takových případech je nutné únavovou životnost stanovit přímo z výsledků provozních měření a nebo je nutné konstrukční části testovat. Hodnocení únavové pevnosti přímo z charakteru napětíově-deformačního chování konstrukčních částí se stává nutností i u cyklicky namáhaných šroubových spojů, tvarově komplikovaných svařovaných konstrukčních částí, jakými jsou hrdla tlakových nádob a nebo u tvarově složitých hřídelí a pístů,

spalovacích motorů. Uplatnění vhodných metod hodnocení únavové životnosti konstrukčních částí závisí na zkušenostech inženýra a je založeno na využití měřených výsledků napětíově-deformačního pole a na analýze vlivu tvaru konstrukční části na mezní stav vzniku lomové nestability způsobené únavovými procesy ve struktuře materiálu.

□ SW používaný pro MKP výpočty

V rámci cvičení k předmětu MaSPPM budou předvedeny a vysvětleny základní SW prostředky, které se používají:

Ke 3D namodelování (nakrteslení) součástí v programu ACAD Inventor

K MKP výpočtu napětí-ovně-deformačních polí v programu ANSYS Wokbench u zvolené namodelované součásti.



Řešené úlohy

Na základě provedeného experimentu stanovte statisticky pro 50% pravděpodobnost lomu mez únavy oceli jakosti EA4T. Zkušební tělesa byla nasazována na jednotlivé hladiny zkušebního napětí dle obr.10.

♦ Řešení

- a) Nejprve provedeme seřazení vzorků a zaznamenání počtu výskytů do tabulky. Výpočet provedeme dle vzorků porušených-je jich méně ve výběrovém souboru

Číslo vzorku	Napětí	Hladina	Počet výskytů		
	σ_i	i	f_i	$I \cdot f_i$	$i^2 \cdot f_i$
6; 10	372,5	0	2	0	0
5; 9; 15; 17	380	1	4	4	4
4; 14	387,5	2	2	4	8
			8	8	12
			C	A	B

- b) Poté spočítáme dle rovnic 17-21 mez únavy a směrodatnou odchylku s následujícími výsledky:

Rozdíl napětí v sousedních hladinách $d =$ 7.5 MPa

Nejnižší hladina napětí v souboru s neporušenými vzorky $\sigma_0 =$ 372.5 MPa

Střední hodnota meze únavy $\sigma_{0,c}$ (P = 50 %) vypočtená dle vzorce 376.25 MPa

Směrodatná odchylka hodnoty meze únavy $s =$ 6,43 MPa

Podmínka platnosti: $\hat{s} \equiv D > 0,3$ $\hat{s} =$ 0,5



Otázky k probranému učivu

1. Definice meze únavy, parametru asymetrie cyklu, parametrů, jenž mez únavy ovlivní.
2. Způsob zkoušení meze únavy a statistické vyhodnocení výsledků zkoušky
3. Kombinace únavy s ostatními degradačními procesy.



Použitá literatura, kterou lze čerpat k dalšímu studiu

Moravec V, Pišťáček D: Pružnost a pevnost dynamicky namáhaných strojních součástí, VŠB-TU, Ostrava 2007

Strnadel B: řešené příklady a technické úlohy z materiálového inženýrství

8. Opotřebení strojních součástí



Čas ke studiu: 30 min



Cíl Po prostudování tohoto odstavce budete umět

- definovat typy opotřebení
- popsat hlavní příčiny jednotlivých typů opotřebení

Opotřebení je nežádoucí změna povrchu nebo rozměru tuhých těles způsobena buď vzájemnou silovou interakcí funkčních povrchů nebo funkčního povrchu a plynného, kapalného nebo pevného media.

Jedny ze základních druhů opotřebení jsou:

Adhezivní opotřebení je charakterizováno oddělováním a přemísťováním částic materiálu z jednoho funkčního povrchu na druhý během jejich vzájemného pohybu v místech vysokých tlakových nebo smykových napětí. Ke styku povrchů dochází prostřednictvím velkého množství kontaktních plošek za spolupůsobení velkých sil, vznikají plastické deformace a vytváří se mikrospoje. Vznik mikrospojů je doprovázen lokálním ohřevem materiálů a vzniká vhodné prostředí pro chemickou reakci kovu s okolním prostředím, která může dále zvýšit rychlost opotřebení.

V praxi se adhezivní opotřebení vyskytuje např. při kontaktu kolo – kolejnice, kluzná ložiska pod.

Velikost opotřebení je závislá na zatížení kontaktní dvojice, volbě materiálů kontaktní dvojice, technologii výroby (opracování) funkčních povrchů. Výrazné snížení opotřebení lze docílit vhodným mazáním funkčních povrchů, protože mazivo odděluje kontaktní povrchy a snižuje lokální napěťové špičky, působí současně jako chemická ochrana povrchů, např. před působením vzdušného kyslíku. Příkladem je mazání okolů hnacích vozidel plastickým, nebo tuhým mazivem.

Pro velikost objemového otěru W_o se používá empirický vztah

$$W_o = K_{adh} \cdot \frac{F^\alpha \cdot L}{3 \cdot p_m},$$

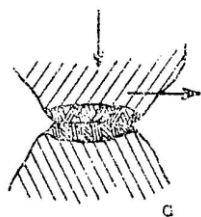
kde

F - působící síla,

L - délka kluzné dráhy,

p_m - tlak potřebný k dosažení plastické deformace povrchových nerovností,

K_{adh} , α - empirické koeficienty.

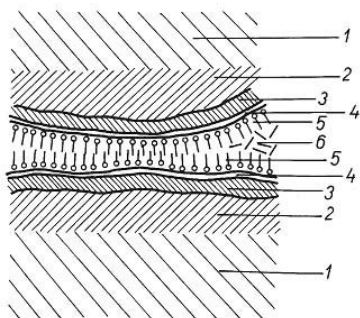


Obr. 31: Princip adhezivního opotřebení a fotodokumentace adhezivního opotřebení pístního čepu

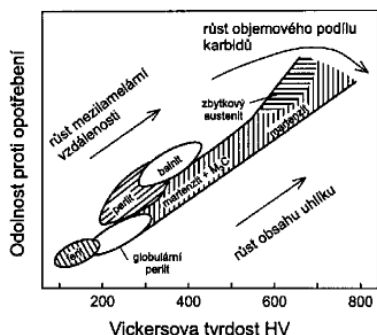
V praxi existují dva přístupy při použití materiálu bez maziva.

1. Použít dva materiály s vysokou povrchovou tvrdostí.
2. Použít dva materiály s malou interakcí, např. kov-plast či keramika nebo dva vzájemně nerozpustné kovy.

Typickým příkladem prvního způsobu řešení je použití tvrdých návarů (např. stelitů) na těsnící plochy armatur. Důležitým požadavkem je vysoká přesnost a drsnost povrchu součástí ve stykové oblasti, což může výrazně zvýšit výrobní náklady (broušení a lapování funkčních ploch). Doporučuje se přitom volit dvojici materiálů lišící se chemickým složením nebo mikrostrukturou.



Obr. 32: Schéma povrchových vrstev v oblasti dotyku dvou stykových ploch. 1-základní materiál, 2-vrstva zpevněná plastickou deformací, 3-vrstva oxidů, 4-vrstva produktu chemických reakcí mezi mazivem a oxidy kovů, 5-adsorbovaná vrstva polárních molekul maziva, 6-vrstva maziva.



Obr. 33: Srovnání odolnosti proti adhezivnímu opotřebení pro různé struktury uhlíkových ocelí v závislosti na dosahované tvrdosti HV.

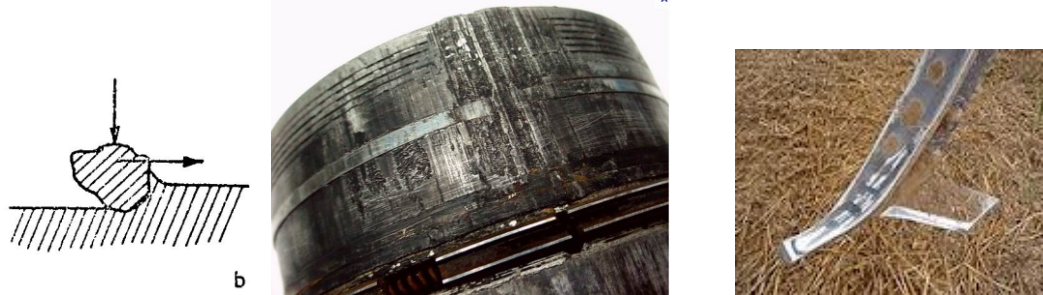
Při **abrazivním opotřebení** dochází k oddělování částic materiálu z funkčního povrchu účinkem působení tvrdého a drsného povrchu druhého tělesa nebo účinkem tvrdých částic jiného materiálu.

Pro velikost objemového otěru W_o se používá empirický vztah.

$$W_o = K_{abraz} \cdot \frac{F \cdot L}{\pi \cdot p_m},$$

- F - síla nutná alespoň k částečnému proniknutí částice do materiálu,
 L - dráha působení procesu abrazivního opotřebení,
 p_m - tlak potřebný pro plastickou deformaci povrchové vrstvy materiálu,
 K_{abraz} - empirický koeficient.

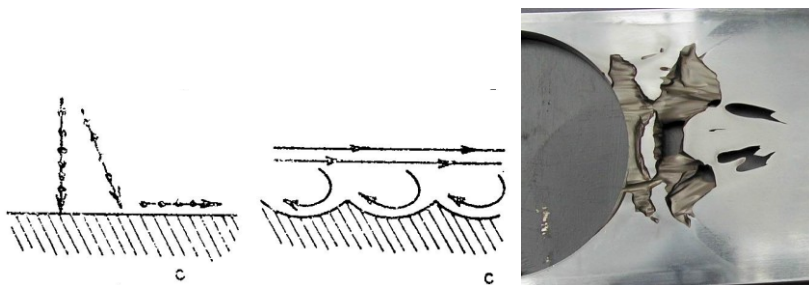
V praxi se abrazivní opotřebení projevuje např. opotřebením zubů lžíce rypadel, zmenšením tloušťky stěny potrubí dopravující písek (křemičitý písek je velmi silné abrazivo), vznikem rýh na pístu a pouzdru válce spalovacího motoru apod. Velikost opotřebení je zjednodušeně závislé na poměru tvrdosti funkční plochy a abrazivní částice. Obecně platí, že čím tvrdší je abrazivo, tím měkčí musí být povrch funkční plochy a opačně. Proto se např. velmi osvědčilo použití měkčených plastů jako ochranného povlaku potrubí pro dopravu písku. Účinně se lze bránit vzniku abrazivního opotřebení u spalovacích motorů dobrou filtrací nasávaného vzduchu současně s filtrací motorového oleje.



Obr. 34: příklady abrazivního opotřebení-přídřený píst a součást zemědělského stroje
 U erozivního opotřebení je charakteristické oddělování částic materiálu z funkčního povrchu součásti účinkem pevných částic nesených proudícím médiem, plynem, kapalinou nebo přímým účinkem media. Pro velikost objemového otěru W_o se používá empirický vztah.,

$$W_o = \frac{m \cdot v^2 \cdot \cos^2 \alpha}{k \cdot \frac{l}{h} \cdot p_h},$$

- m - hmotnost částic
 v - rychlost částic
 α - úhel dopadu
 l - délka rýhy
 h - hloubka rýhy
 p_h - horizontální složka tlaku částice na funkční povrch
 k - empirický koeficient



Obr. 35: Příklad erozivního opotřebení desky šoupátka

U zařízení, které pracují v různých kapalinách, může docházet k porušování funkčních povrchů korozí, erozí a **kavitací**. Přitom porušování kavitací je možno považovat za jeden z nejsložitějších a velmi intenzivních degradačních procesů. Proces kavitačního opotřebení souvisí s kavitací, což je vznikání dutin v kapalině při lokálním poklesu tlaku, které v oblasti zvýšeného tlaku implodují. Pokles tlaku může být důsledkem lokálního zvýšení rychlosti (hydrodynamická kavitace), případně průchodu intenzivní akustické vlny v periodách zředění (akustická kavitace). Imploduje kavitační dutiny je provázena rázovou vlnou, která má destruktivní účinek na okolní materiál.

Ke kavitaci dochází v proudící kapalině v místech, kde součet hydrostatického a hydrodynamického tlaku vede k porušení kontinuity proudu. Pohyb stacionárního proudu lze popsat Bernoulliovou rovnicí, podle které ve všech bodech téhož horizontálního proudového vlákna musí zůstat konstantní součet

$$p + \frac{\rho v^2}{2} = konst.$$

Kde v - rychlost proudu v daném místě (m s⁻¹),

p - statický tlak v daném místě (Pa)

ρ - měrná hmotnost kapaliny (kg m⁻³)

V místech zúžení proudu kapaliny, kde vzroste výrazně rychlost proudění, může tlak poklesnout na atmosférický tlak, případně níže. Pokles tlaku může být důsledkem nejen lokálního zvýšení rychlosti (tzv. hydrodynamická kavitace), ale i průchodu intenzivní akustické vlny v periodách zředění (akustická kavitace). V těchto místech se v kapalině objevují kavitační bubliny nebo dutiny zaplněné párou a plyny rozpuštěnými v kapalině. Kavitační dutina má zpravidla kulovitý nebo vejčitý tvar. V kavitačních dutinách tlak odpovídá tlaku nasycených par při dané teplotě

Vhodným řešením omezující kavitační opotřebení částí spalovacího motoru (hlavy válců, oběhové čerpadlo, pouzdra válců) je zvýšení tlaku v chladícím okruhu, úprava chladící kapaliny chemickými prostředky. Pokud nejsou naznačené úpravy možné, nezbyvá než zajistit dobrou udržitelnost a zajištění údržby dotčených součástí.



Obr. 36: Příklady kavitačního opotřebení lopatky čerpadla a válce spalovacího motoru.

Vibrační opotřebení vzniká vzájemnými kmitavými tangenciálními posuny funkčních ploch při spolupůsobení normálového zatížení. Amplitudy kmitavého pohybu mohou být i velmi malé, v řádu 1 až 100 μm . Vibrační opotřebení je doprovázeno vznikem oxidů železa s typicky

hnědočervenou nebo hnědočernou barvou. V praxi vzniká vibrační opotřebení u valivých ložisek, čepů, nalisovaných spojení náboje kola a hřídele. Budící kmity způsobující vibrace mohou být generovány vlastní prací stroje, taktéž vnějším zdrojem.

Vibrační opotřebení vzniká především tehdy, je-li amplituda pohybu větší, než může být vyrovnáno pružnými deformacemi povrchů a kdy tedy dochází ke skluzům. S rostoucí amplitudou pohybu se intenzita vibračního opotřebení zvyšuje.

Vliv frekvence pohybu je poněkud paradoxní: při nižších frekvencích je opotřebení intenzivnější. Vysvětluje se to tím, že při nižších frekvencích se výrazněji mohou projevit chemické (korozní) složky procesu. Chemické reakce potřebují pro svůj průběh určitý čas. Se zvětšováním kmitočtu se zkracuje doba působení korozních činitelů na čerstvě obnažený kov i na již oddělené částice.

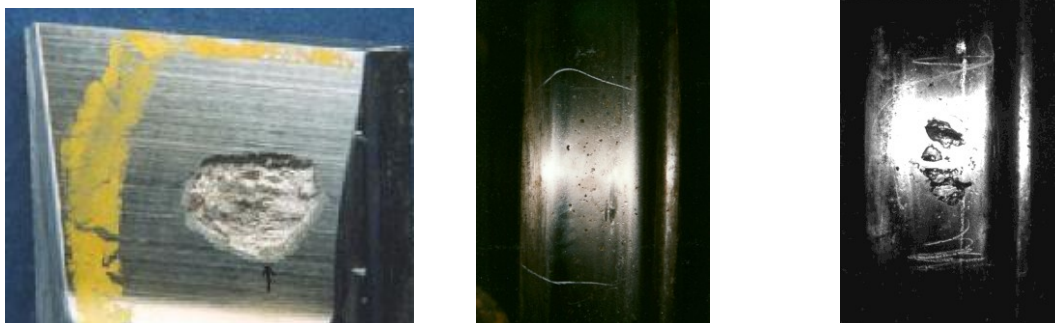


Obr. 37: Typický příklad vibračního opotřebení s výstupem oxidických částic na povrch součásti.

Únavové opotřebení, někdy nazývané **kontaktní únav**, vzniká všude tam, kde je funkční povrch strojní části vystaven opakovanému smykovému namáhání při valivém pohybu jiného strojního dílu. V povrchové vrstvě tímto způsobem namáhaného materiálu dochází k proměnným elastickým nebo elasto - plastickým deformacím, které mohou vést podle hodnoty působícího smykového napětí v povrchové vrstvě k lokální vysokocyklové, nebo nízkocyklové únavě. Velmi častým projevem únavového opotřebení strojních součástí je tvorba povrchových důlků (pittingů), které jsou důsledkem lokálního vyčerpání plastické deformace materiálu v povrchové vrstvě, vzniku podpovrchových mikrotrhlin, jejich šíření a vytrhnutí celých kusů materiálu z funkčního povrchu. Únavovým opotřebením jsou ohroženy boky zubů ozubených kol, valivé dráhy, ale i valivé tělíska ložisek, ale také jízdní profily železničních kol. Zvláštním a méně častým případem kontaktního porušování, ke kterému dochází u povrchově tvrzených strojních částí s malou tloušťkou vrstvy, je odlupování povrchové vrstvy (spalling). Vysoká opakovaná smyková napětí vyvolaná kontaktním tlakem vedou v těchto případech ke vzniku plastické deformace a únavových mikrotrhlin pod vrstvou, vrstva se následně prolamuje a odlupuje.

Nepříznivý vliv na zhoršení vlastností materiálu při kontaktní únavě má přítomnost vměstků a nečistot ve struktuře. Vměstky oxidického a sulfického typu se při opakovaném namáhání stávají koncentrátoři napětí a způsobují tak dřívější iniciaci mikrotrhlin. Vyšší životnosti kontaktní únavou namáhaných strojních součástí lze dosáhnout především dostatečným zpevněním povrchové vrstvy.

Průběh jednotlivých složek tlakového namáhání při styku dvou těles během valivého pohybu závisí kromě normálové síly F , také na hodnotě tečné síly $F_t = \mu \cdot F$, kde μ je součinitel valivého tření, ale především na geometrickém tvaru obou funkčních povrchů. Rozdělení napětí pod povrchem při styku dvou těles sférického tvaru o délce stykové plochy $2a$ je schématicky uvedeno pro tři tlakové a jednu smykovou složku. Z průběhu smykové složky napětí je zřejmý její střídavý charakter.

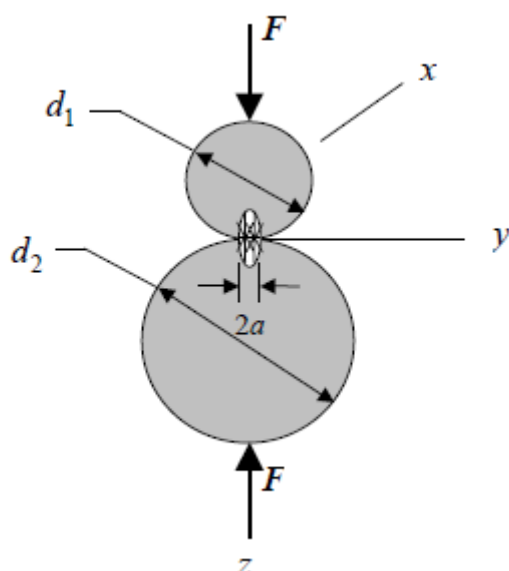


Obr. 38: Typické příklady kontaktního opotřebení na zubu ozubeného kola, uprostřed vznik pittingů na jízdní ploše a vpravo rozsáhlá kontaktní vada na jízdní ploše železničního kola.

Zjištění prvních stop povrchové únavy (pitting) by mělo být vždy důvodem pro výměnu poškozených součástí. Jakmile poškození dospěje do tohoto stadia, zpravidla se dál rozvíjí velmi progresivně a vede k rychlé havárii součástí. To je dáno tím, že v této fázi se k již popsanému průběhu únavových dějů přidávají další vlivy, především rázy vzniklé v důsledku objevení se důlků v povrchu a zvětšujících se vůlí. Může se objevit také abraze, působená uvolněnými částicemi materiálu.

V praxi se často řeší kontaktní úlohy, kde se počítá maximální kontaktní tlak. V případě styku kolo-kolejnice dosahuje tento kontaktní Hertzův tlak 1200 MPa v případě geometrie nového kola a nové hlavy kolejnice.

Výpočet kontaktního tlaku dvou kulových těles:



Obr. 39: definice styku dvou kulových těles
Kontaktní plocha a se vypočítá následovně:

$$a = K_a \sqrt[3]{F}$$

Kde:

$$K_a = \left[\frac{3}{8} \frac{(1-\nu_1^2)/E_1 + (1-\nu_2^2)/E_2}{(1/d_1) + (1/d_2)} \right]^{1/3}$$

F je aplikovaná síla

ν_1, ν_2 jsou Poissonovy konstanty pro materiál 1 a 2

E_1, E_2 jsou moduly pružnosti pro materiály 1 a 2

d_1 a d_2 jsou průměry kulového tělesa 1 a 2

Maximální tlak v kontaktní ploše se poté vypočte dle vzorce

$$p_{\max} = \frac{3F}{2\pi a^2}$$

Znalost kontaktního tlaku je důležitá např. při simulaci a zkouškách opotřebení materiálů železničních kol, kdy se snažíme nasimulovat reálně na zkušebních vzorcích skutečné kontaktní tlaky, které odpovídají reálnému provozu.



Otázky k probranému učivu

1. Definice typů opotřebení
2. Definice parametrů, jenž ovlivňují jednotlivé typy opotřebení



Použitá literatura, kterou lze čerpat k dalšímu studiu

Strnadel B: řešené příklady a technické úlohy z materiálového inženýrství

3. Lom konstrukčních materiálů



Čas ke studiu: 200 min



Cíl Po prostudování tohoto odstavce budete umět

- Definovat lomovou houževnatost
- Budete vědět jak se lomová houževnatost zkouší
- Definovat mikromechanismy lomového poškození

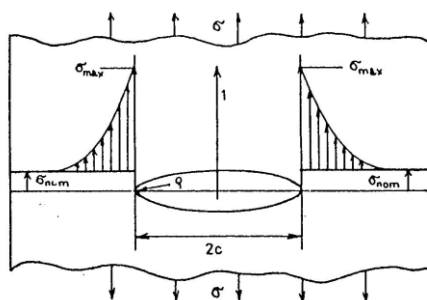
Při zatěžování strojních částí, které mají často velmi složitý tvar, není napětí v řezu homogenní. V okolí tvarových diskontinuit, konstrukčních vrubů nebo vnitřních strukturních nehomogenit materiálu, vnikají výrazné napětové špičky σ_{MAX} , kde σ_{NOM} je nominální napětí vyvolané vnějším zatížením. Lokální navýšení napětí je charakterizováno součinitelem koncentrace napětí α . Protože tento součinitel vyjadřuje kromě lokálního zvýšení napětí také geometrii tělesa a změny silového toku tělesem, nazývá se také tvarový součinitel.

$$\alpha = \frac{\sigma_{\text{MAX}}}{\sigma_{\text{NOM}}}$$

Bylo zjištěno, že součinitel α u defektu eliptického tvaru v desce zatíženého nominálním napětím $\sigma = \sigma_{\text{NOM}}$ v oblasti elastických napětí je

$$\alpha = \frac{\sigma_{\text{MAX}}}{\sigma_{\text{NOM}}} = 1 + 2\sqrt{\frac{c}{\rho}}$$

kde c - je velikost hlavní poloosy
 $1/\rho$ - je ostrost elipsy

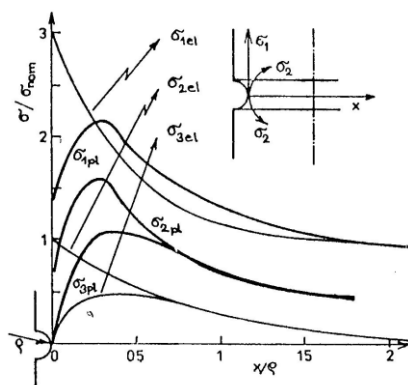


Obr. 40: Rozložení napětí v desce obsahující eliptický defekt

Pro limitní případ kruhového defektu, kdy $\rho = c$ je koeficient koncentrace napětí $\alpha = 3$ a maximální hodnota napětí $\sigma_{\text{MAX}} = 3\sigma_{\text{NOM}}$. Z druhé strany nejostřejším defektem bude trhlina $c \gg \rho$ o poloměru ostrosti ρ , který se bude blížit meziatomové vzdálenosti a_0 , $\rho \rightarrow a_0$. Ke kritickému okamžiku, kdy se k nejvíce zatíženého kořene defektu začíná šířit trhliny dojde, když maximální napětí σ_{MAX} převýší lomové napětí σ_f .

V oblasti elastických deformací je průběh největšího hlavního napětí σ_1 v závislosti na vzdálenosti x od čela vrubu dle definován vztahem:

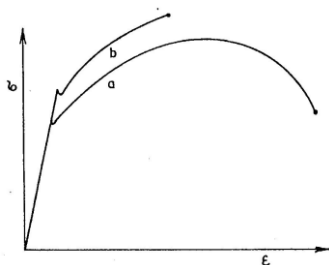
$$\sigma_1 + \sigma_{\text{NOM}} \cdot \left[1 + 2 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho + x} \right)^3 \right]$$



Obr. 41: Průběh napětí v závislosti na vzdálenosti od čela vrubu

Nad mezí elastických deformací dochází před vrubem k rozvoji lokální plastické deformace a ke snížení maximální špičky napětí. To v konečném důsledku vede, ve srovnání se zatěžováním tyče stejné velikosti bez vrubu, k omezení plastické schopnosti materiálu v centrální části tyče a ke změně napěťové deformační charakteristiky. Na obr. 40 je napěťově deformační charakteristika uhlíkové oceli

- a) bez vrubu
- b) s radiálním vrubem



Obr. 42: Napěťově-deformační charakteristika tělesa bez vrubu a s vrubem

Podle dle tohoto přístupu napětí v blízkosti špičky trhliny, t. j. pro $r \rightarrow 0$, dosahuje nekonečně vysokých hodnot. Ve skutečnosti tomu tak není. V těsné blízkosti čela trhliny se formuje plastická zóna, jejíž velikost a tvar závisí na podmínkách zatěžování. V nejjednodušším případě ji lze aproximovat kružnicí, která má při stavu rovinné napjatosti poloměr r_p :

V případě rovinné napjatosti má rovnice popisující plastickou zónu tvar:

$$r_p(\theta) = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \left[1 + \cos \theta + \frac{3}{2} \sin^2 \theta \right]$$

Pro rovinnou deformaci pak

$$r_p(\theta) = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \left[(1-2\nu)^2 (1 + \cos\theta) + \frac{3}{2} \sin^2\theta \right]$$

Kde

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi c}$$

Kde K_I je faktor intenzity napětí závislý na aplikovaném nominálním napětí σ a na velikosti trhliny c , σ_y je označení meze kluzu materiálu.

Velikost plastické zóny lze zanedbat, když působící nominální napětí σ_{NOM} je v intervalu.

$$\sigma_{\text{NOM}} \leq (0,6 - 0,8) \cdot \text{Re}$$

Protože plastická zóna se mění přes tloušťku tělesa, na povrchu je větší než v jejím středu, tloušťka tělesa, někdy také označována za charakteristický rozměr tělesa, velmi silně ovlivňuje napěťově-deformační chování materiálu při šíření trhliny.

Někdy strojní součást plní svou funkci i když je její nosný průřez zeslaben trhlinou. Proto je nutno znát podmínky, od kterých dojde k náhlému rozvoji trhliny, a lomu. Griffithova podmínka nestabilního šíření trhliny-omezení na velmi křehké materiály jako sklo a keramika

$$\sigma \geq \sigma_c = \sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot \gamma}{\pi \cdot c}},$$

Kde:

σ_c - kritické napětí po nestabilní šíření trhliny,

γ - povrchová energie vyjadřující nutnou práci na tvorbu jednotkové plochy povrchu.

Odkud plyne, že dvojnásobek povrchové energie je roven uvolněné energii deformace vztažené na jednotku plochy povrchu trhliny.

$$2 \cdot \gamma = \frac{\pi \cdot \sigma_c^2 \cdot c}{E}$$

U materiálu z vysokou schopností plastické deformace, jakými jsou mezi jinými kovy, je energie nutná pro růst trhliny mnohem větší než povrchová energie $2 \cdot \gamma$. Je to způsobeno tím, že před trhlinou se v takových materiálech formuje plastická zóna, která brání šíření trhliny. Odpor materiálu proti šíření trhliny G_I má pak tvar.

$$G_I = \frac{K_I^2}{E'}$$

Kde: $E' = E$ pro rovinnou napjatost

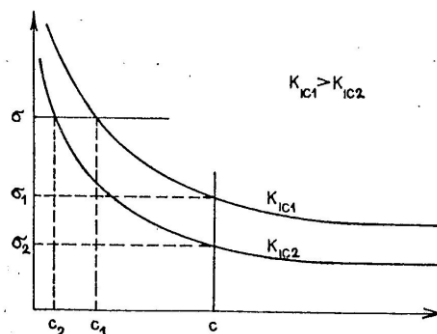
$E' = E/(1-\mu^2)$ pro rovinnou deformaci

K_I - faktor intenzity napětí

Jestliže faktor intenzity napětí $K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot c}$ je roven kritické hodnotě lomové houževnatosti $K_{IC} = \sigma_c \cdot \sqrt{\pi \cdot c}$, pak odpor proti šíření trhliny je roven hnací síle trhliny G_{IC} . Když je hodnota G_{IC} blízka dvojnásobku povrchové energie $2 \cdot \gamma$, pak po zahájení šíření trhliny vzniká okamžitě lomová nestabilita. Při vysokých hodnotách G_{IC} předchází vzniku lomové nestability stadium stabilního šíření trhliny, ve kterém je nutno zvyšovat působící napětí, aby se trhlina dále šířila. Odpor materiálu proti šíření trhliny není v těchto případech lineární

funkcí velikosti trhliny jako je tomu u nízkoenergetického porušení a vznik lomové nestability je dán převýšením první derivace G_I podle délky trhliny c nad kritickou hodnotu.

Kritické hodnoty faktoru intenzity napětí K_I lze dosáhnout kromě převýšení nominálního napětí nad kritickou hodnotu σ_c , také zvětšením trhliny nad kritickou velikost c . Na obr.43 je v souřadnicích σ , c znázorněna oblast vzniku lomové nestability pro dva materiály s rozdílnou hodnotou lomové houževnatosti $K_{IC1} > K_{IC2}$.



Obr. 43: Porovnání dvou materiálů s rozdílnou hodnotou lomové houževnatosti z hlediska možné trhliny a aplikovaného napětí.

U materiálu označeného indexem 1 může být pro danou úroveň působícího napětí σ přípustná velikost vady (taková velikost vady při které ještě nedojde ke vzniku lomové nestability c_1 , u materiálu označeného indexem 2 je to jen vada o velikosti $c_2 < c_1$. Pokud by u obou materiálů existovala vada o velikosti c , pak materiál s vyšší houževnatostí lze namáhat až do napětí σ_1 zatímco materiál s nižší houževnatostí jen do napětí $\sigma_2 < \sigma_1$.

Rozdíl mezi hodnotou skutečné povrchové energie γ při nízkoenergetickém porušení a hnací silou trhliny při vysokoenergetickém porušení materiálu je značný. Zatímco skutečná povrchová energie materiálu se pohybuje v rozmezí od 0,1 do 1,0 Jm⁻², hnací síla trhliny při vysokoenergetickém porušení dosahuje u některých kovů až 100 Jm⁻². Počátek nestabilního šíření trhliny u nízkoenergetického porušení je shodný s dosažením kritické hodnoty faktoru intenzity napětí K_{IC} , nebo hnací síly trhliny G_{IC} , avšak u vysoce energetických lomů materiálu vzniká lomová nestabilita při hodnotách 5 -10 krát vyšších než G_{IC} . Kromě faktoru intenzity napětí K_I a hnací síly trhliny G_I se pro popis rozvoje lomového procesu používá i dalších charakteristik, jednou z nich je rozevření trhliny

Důležité parametry, které ovlivňují kritickou velikost vady jsou:

- 1) orientace vady vzhledem k působícímu napětí,
- 2) velikost strojní součásti. s rostoucí velikostí tělesa dochází ke změně stavu z rovinné napjatosti do stavu rovinné deformace a zároveň k poklesu lomové houževnatosti.
- 3) rychlost zatěžování.

□ Metodika stanovení K_{IC}

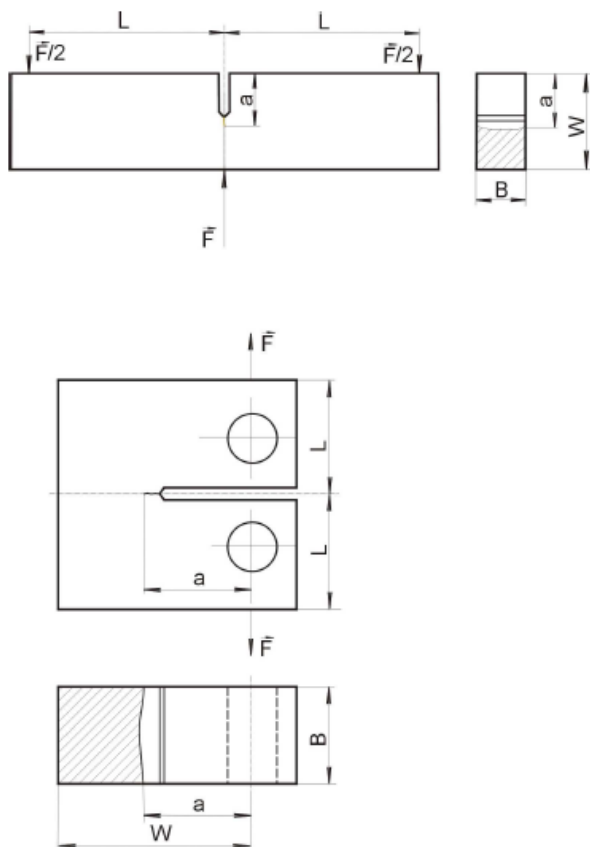
Hodnota K_{IC} charakterizuje odolnost materiálu proti statické iniciaci křehkého porušení při rovinné deformaci v oblasti kořene trhliny a to za platnosti předpokladů LELM. Při určení hodnoty K_{IC} se většinou vychází z americké normy ASTM E 399. U nás byla k tomuto

účelu zpracována ČSN 42 0347 „Lomová houževnatost“ kovov při statickom zaťažení“. V současné době je schválena norma ČSN EN ISO 12737 „Kovové materiály – Určení lomové houževnatosti“.

Ke zkouškám se používá těles pro trojbodový ohyb nebo excentrický tah (CT-tělesa).

Aby byl v oblasti kořene trhliny stav rovinné deformace, musí být splněna podmínka:

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2$$



Obr.44: Zkušební tělesa pro trojbodový ohyb a excentrický tah-pro stanovení hodnoty K_{Ic} .

Měřené hodnoty K_{Ic} u ocelí vysoké pevnosti jsou v rozmezí cca 50 až 100 MPa.m^{1/2}. V závislosti na mezi kluzu je pak minimální požadovaná tloušťka vzorku 2 až 30 mm. Kombinace vysokých lomových houževnatostí a nízkých mezí kluzu vedou k požadavkům na extrémně velké a mnohdy nereálné tloušťky vzorků (např. $K_{Ic} = 150 \text{ MPa.m}^{1/2}$, $R_e = 300 \text{ MPa}$, $B \geq 0,62 \text{ m}$). Odolnost materiálu je pak charakterizována jinými koncepcemi lomové mechaniky. Zkoušení při takto velkých tloušťkách by bylo nejen nepraktické, ale také neužitečné (je velmi nepravděpodobná taková tloušťka stěny reálné konstrukce).

Další požadavek se klade na velikost trhliny: aby byla plastická oblast malá v porovnání s délkou trhliny, tj. aby bylo

$$r_p = 2r_y = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2 \leq 0,04a$$

musí být délka nacyklované únavové trhliny

$$a \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2$$

Splnění podmínky malého rozsahu plastické deformace je v normě kontrolováno ještě dalšími dvěma podmínkami využívajícími k tomu hodnotu sil F_Q a F_{max} . Z uvedené síly F_Q se potom stanoví provizorní hodnota K_Q . Jsou-li splněny všechny uvedené podmínky, je K_Q platnou hodnotou K_{IC} .

Vyhodnocení zkoušky lomové houževnatosti za podmínek rovinné deformace spočívá v zaznamenání závislosti síly F na posuvu q , nebo závislosti síly F na rozevření vrubu zkušební vzorku V .

$$K_I = \frac{F_f}{B \cdot \sqrt{W}} g_i \left(\frac{a}{W} \right)$$

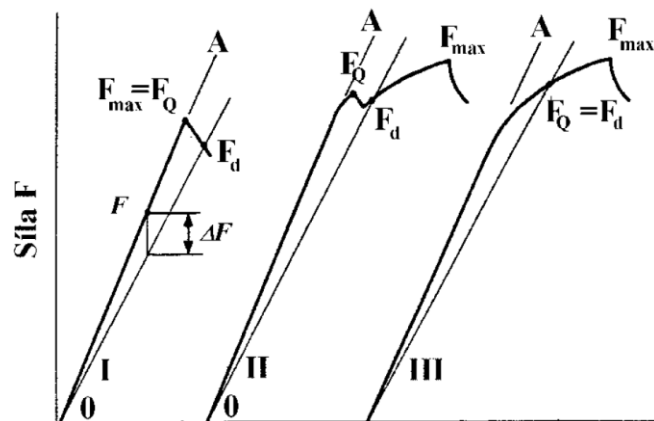
Kde:

Hodnota F_f označuje sílu působící na zkušební těleso, $g_i \left(\frac{a}{W} \right)$ je tvarový faktor intenzity napětí, B a W označují rozměry zkušební vzorku.

Na zkušebních tělesech se nejprve vytvoří vrub, jenž umožňuje lokalizaci únavové trhliny. Tato trhlina se následně vytvoří v oblasti kořene vrubu cyklováním na hydraulických únavových strojích nebo rezonančních pulsátorech. Dle normy musí platit, že plastická oblast vytvořená při cyklování u čela trhliny musí být menší než tato oblast v okamžiku iniciace lomu. To je splněno za předpokladu nerovnosti $K_{Fmax} < K_{Ico}$, kde veličina K_{Fmax} je faktor intenzity napětí při maximální síle cyklování a K_{Ico} je odhadovaná hodnota lomové houževnatosti. Při vyhodnocení záznamu je nutné stanovit provizorní hodnotu lomové houževnatosti K_Q , kterou dostaneme při dosažení zatěžovací síly F_Q do rovnice.

Rovnice pak má tvar

$$K_Q = \frac{F_Q}{B \cdot \sqrt{W}} g_i \left(\frac{a}{W} \right)$$



Rozevření vrubu (V) nebo přemístění síly (q)

Obr. 45: Závislost síly na rozevření vrubu při dolomu u zkoušky lomové houževnatosti.

Sílu F_Q dostaneme ze závislosti síly na rozevření vrubu (obr.45), které sestojíme tak, že lineární část

záznamu proložíme první přímkou, dále počátkem vedeme druhou přímku se sklonem o 5% (pro zkušební vzorek typu CT) menší než první přímkou. Síla F_d v záznamu odpovídá průsečíku 5% přímky se záznamem. Síla F_{max} je dále nejvyšší dosažená síla při této zkoušce. Výsledkem je pak ta síla, která v rozmezí dvou lineárních přímek dosáhne svého maxima. Poté je nutno změřit délku trhliny vzniklou během celé zkoušky a spolu s rozměry zkušebního tělesa dosadit do předchozí rovnice, z čehož zjistíme hledanou hodnotu K_Q .

Aby byla tato hodnota K_Q platná, a mohli jsme ji považovat za hodnotu lomové houževnatosti K_{IC} , musí splňovat následující podmínky:

$$B, a, (W - a) \geq 2,5 \cdot \left(\frac{K_Q}{R_e}\right)^2$$

$$\frac{F_{max}}{F_Q} \leq 1,1$$

$$K_f \leq 0,6 \cdot K_Q \frac{(R_e)_{t-cyklování}}{(R_e)_{t-zkoušky}}$$

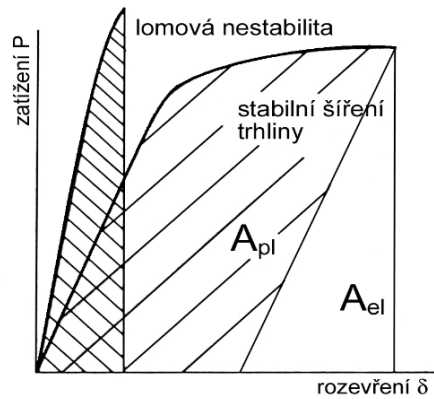
Pokud jsou tyto tři podmínky splněny, potom je K_Q rovno K_{IC} a jde o hodnotu lomové houževnatosti za předpokladu lineární elastické lomové mechaniky. V opačném případě, nejsou-li tyto podmínky splněny, zkouška není platnou zkouškou K_{IC} a musí se přejít k elastoplastické lomové mechanice a jiné metodě řešení problému.

□ J integrál

Další charakteristikou je J -integrál, který je velmi užitečným nástrojem pro hodnocení odolnosti materiálu proti lomovému porušení i při napětích vyšších než je mez kluzu σ_y , tedy i ve stavu vysoké plasticity průřezu tělesa a zasahuje i do oblasti zpevnění. J -integrál je v nejjednodušším případě definovaný jako,

$$J = \int_0^{\delta} \sigma(\delta) d\delta$$

kde $\sigma(\delta)$ je tahová složka hlavního napětí jako funkce rozevření trhliny.



Obr. 46: Tříbodový ohyb tělesa s vrubem a závislost síly na rozevření trhliny při elastické a výrazné plastické deformaci v kořeni trhliny.

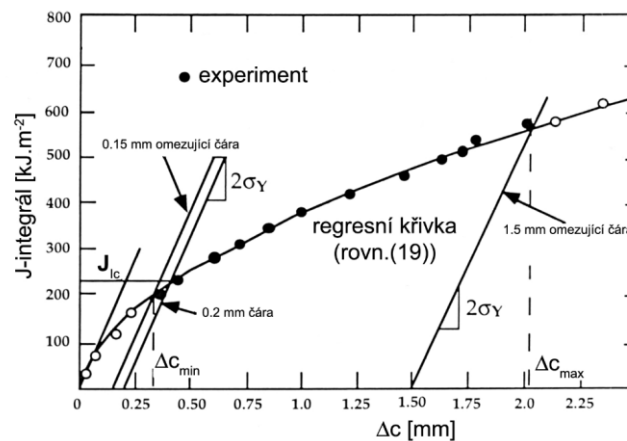
Vztah mezi J -integrálem a faktorem intenzity napětí KI a nebo uvolňovanou deformační energií GI při šíření trhliny v lineárně-elastickém poli napětí. Při velké plastické deformaci v kořeni trhliny musí být kromě elastické složky J -integrálu J_{el} uvažována i plastická složka J_{pl} . Ta závisí na plastické deformační energii A_{pl} například při tříbodovém ohybu. Pro stav rovinné deformace je potom J -integrál,

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta A_{pl}}{B(W-c)}$$

kde η je bezrozměrná konstanta, která závisí na geometrii tělesa. Pro vrubovaná tělesa namáhána

tříbodovým ohybem je $\eta = 2$.

Plastická deformace, která vzniká ještě před vlastním šířením trhliny způsobuje, že k lomu nedojde okamžitě, při jediné kritické hodnotě J -integrálu, J_{Ic} , ale že před rozlomením tělesa se trhlina šíří stabilně. V této fázi dochází k růstu J -integrálu, obecně podle vztahu:



Obr. 47: Schématické znázornění přírůstku délky trhliny na hodnotě J -integrálu.

$$J = C_p \dot{A}c^p$$

kde C_p a p jsou konstanty. Smluvně je platnost tohoto vztahu omezena intervalem $\Delta c \in \langle 0.15 \text{ mm}; 1.5 \text{ mm} \rangle$. Schématicky je závislost J -integrálu na přírůstku délky trhliny Δc uvedena na. Kritická hodnota J_{Ic} počátku stabilního šíření trhliny se stanovuje z rozšíření $\Delta c = 0.2 \text{ mm}$ kritickou hodnotu J -integrálu počátku stabilního šíření trhliny J_{Ic} je někdy praktické převést na ekvivalentní – kritickou hodnotu faktoru intenzity napětí K_{Ic} . Tento přepočet lze provést jen tehdy, když kritická hodnota J -integrálu J_{Ic} je nezávislá na velikosti tělesa.

$$K_{Ic} = \left(\frac{J_{Ic} E}{1 - \nu^2} \right)^{\frac{1}{2}}$$

Experimentální určení J_{Ic} : V současné době je této otázce věnována norma ČSN EN ISO 12737 „Kovové materiály –Určení lomové houževnatosti“.

□ Mikromechanismy iniciace lomového porušení

Mezní stav lomového porušení charakterizovaný počátkem stabilního nebo nestabilního šíření trhliny má svůj původ v takových změnách mikrostruktury, které vedou k iniciaci mikrodefektů, mikrotrhlin, a nebo dutin. Silové namáhání tělesa a s ním související koncentrace napětí v blízkosti tvarových nerovností způsobuje vznik lokalizované nehomogenity plastické deformace a iniciaci mikrodefektů. Defekty ve formě dutin, a nebo smykových pásů se formují při vysokoenergetickém tvárném lomu, mikrotrhliny jako zdroj iniciace štepného, nebo také kritického lomu vznikají většinou při snížení schopnosti plastické deformace materiálu. Jak štepné, tak i tvárné porušení se šíří v polykrystalických strukturách skrze zrna, transkrystalicky. Za zvláštních podmínek může dojít i k šíření lomového procesu po hranicích zrn, interkrystalicky. Interkrystalický lom je důsledkem zeslabení hranic zrn snížením jejich povrchové energie, u ocelí obvykle mechanismem segregace povrchové aktivních prvků, nejčastěji P, Sn a Sb. U tvárného porušení se transkrystalické šíření trhliny může změnit na interkrystalické, když nukleace dutin probíhá přednostně na hranicích zrn. V obou základních případech interkrystalického porušení jsou na lomových plochách patrné fasety zrn polykrystalické struktury.

Pro šíření transkrystalického štepného lomu je postačující relativně jen velmi malá energie ve srovnání s vysokoenergetickým tvárným porušením. Transkrystalický štepný lom vzniká tehdy, kdy je výrazným způsobem omezena schopnost plastické deformace. Příčinou může být nedostatečný počet skluzových systémů, obtížná pohyblivost dislokací, tedy vysoká hodnota Pierls-Nabarrova napětí, ale také špatná manévrovatelnost dislokací způsobená obtížným přechodem dislokace do jiného skluzového systému. Protože s rostoucí teplotou schopnost plastické deformace vzrůstá, je vznik transkrystalického štepného lomu za vyšších teplot potlačen. I když lokalizované, v malém objemu je plastická deformace podmínkou pro iniciaci mikrotrhlin v keramice a za snížených teplot i v kovech s BCC mřížkou, u feritických nebo feriticko-perlitických ocelí a nebo u ocelí s bainitickou teplotní závislostí a martenzitickou strukturou. U kovů, které krystalizují v FCC soustavě s dostatečným počtem skluzových systémů, probíhá plastická deformace snadno i za nízkých teplot a vznik štepného transkrystalického lomu je prakticky vyloučen. Iniciace mikrotrhlin za snížených teplot v polykrystalických vícefázových strukturách konstrukčních ocelí je vyvolána většinou lokalizovanou heterogenitou plastické deformace. Ta vzniká generací, pohybem a zablokováním dislokací na překážkách, kterými jsou hranice zrn, fázová rozhraní,

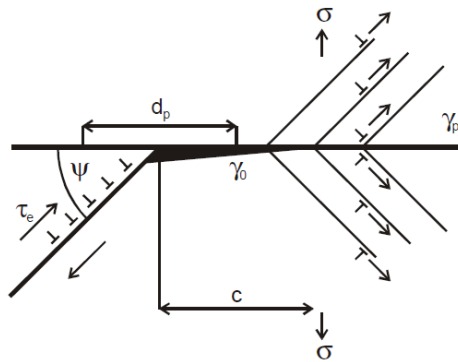
desorientace krystalografických rovin, a nebo také plastická deformace lokalizovaná v jiném skluzovém pásu. Lokalizované napětí vznikající na nakupených dislokacích ve skluzovém pásu může být dostačující pro iniciaci štěpné mikrotrhliny. Kritický počet dislokací n_c , který je dostačující pro iniciaci štěpné mikrotrhliny je přímo úměrný délce skluzového pásu, který je přibližně roven poloviční velikosti zrna $d_g / 2$ a efektivnímu smykovému napětí $t_e = t - t_i$, kde t je aplikované napětí a t_i je Pierls- Nabarrovo napětí. Rozevření mikrotrhliny je tak,

$$n_c b \cong \frac{\pi(1-\nu)\tau_e d_g}{4G}$$

kde G je modul pružnosti ve smyku b je velikost Burgersova vektoru dislokace. Stroh odhadnul později i kritické smykové napětí τ_f nutné k iniciaci mikrotrhliny v případě, že rovina trhliny a rovina skluzu jsou desorientovány o úhel ψ . Maximální hodnota tohoto napětí pro úhel $\psi = 70.5^\circ$ má tvar,

$$\tau_f = \left[\frac{12G\gamma_{ef}}{\pi(1-\nu)l} \right]^{1/2}$$

kde l je poloviční délka skluzového pásu srovnatelná s poloviční velikostí zrna $l \sim d_g / 2$ a γ_{ef} je efektivní povrchová energie, která je rovna součtu skutečné povrchové energie γ_0 a plastické práce γ_p nutné pro vznik plastické deformace okolí mikrotrhliny v jejím iniciačním stádiu (obr.48) Tyto úvahy vedly k závěru, že pro iniciaci mikrotrhliny mechanismem nehomogenní lokalizované plastické deformace je dostačující již přibližně 100 dislokací a kritické smykové napětí τ_f je u běžných typu konstrukčních ocelí menší než 1000 MPa.

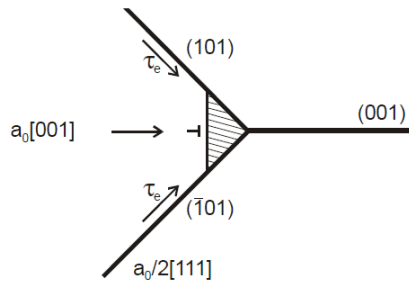


Obr. 48: Schéma Strohova mechanismu iniciace mikrotrhliny

Méně energetický náročný model iniciace štěpení v kovech s BCC mřížkou navrhl Cotrell (obr. 49). Podle něj se dvě dislokace pohybují po skluzkých rovinách typu (101) a interagují se štepnu dislokaci podle rovnice,

$$a_0 / 2 [\bar{1} \bar{1} 1]_{(101)} + a_0 / 2 [111]_{(\bar{1}01)} \rightarrow a_0 [001]_{(001)}$$

kde a_0 je parametr mřížky.



Obr. 49: Schéma Cottrelova mechanismu iniciace mikrotrhliny.

Opakování tohoto procesu vede k iniciaci mikrotrhliny, jejíž další šíření je podmíněno převýšením působícího napětí nad lokální štepovou pevnost danou vztahem:

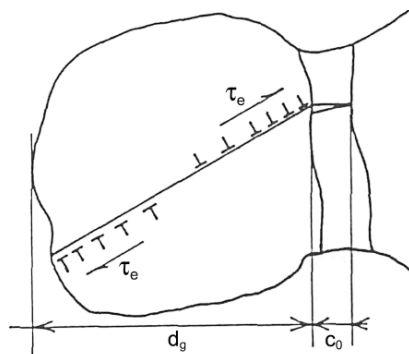
$$\sigma_f = \frac{2G\gamma_{ef}}{k_y^s} d_g^{-1/2},$$

Kde: k_y^s je smyková Hall-Petchova konstanta a d_g je velikost zrna. Kritický počet dislokací nutný k tvorbě mikrotrhliny $n_c = 2\gamma_{ef} / \sigma_c$ schopné dalšího růstu; $n_c = 2\gamma_{ef} / \sigma_c$ závisí na působícím napětí a je nezávislý na efektivním smykovém napětí ve skluzové rovině. Iniciace štěpení je proto podle Cottrellova modelu kontrolována šířením mikrotrhliny. Cottrelluv model nejenže predikuje lokální štepovou pevnost, ale objasňuje také vliv velikosti zrna a parametru plastické deformace na moment iniciace štepné lomové nestability.

Především částice sekundární fáze, sulfidické vměstky, ale i vměstky oxidického a nebo křemičitanového typu a zejména karbidy způsobují zastavením řady dislokací lokalizovanou plastickou deformaci, koncentraci napětí a iniciaci mikrotrhliny přelomením částice, a nebo její dekohezi s matricí. Na koncepci blokády dislokací ve skluzovém pásu karbidickými částicemi během plastické deformace je založen Smithuv model iniciace štěpení feritických ocelí. Podmínku pro iniciaci štěpení je pak možno zapsat ve tvaru:

$$\left(\frac{C_0}{d_g} \right) \sigma_f^2 + \tau_e^2 \left[1 + \frac{4}{\pi} \left(\frac{C_0}{d_g} \right)^{1/2} \cdot \frac{\tau_0}{\tau_e} \right] \geq \frac{4E\gamma_{ef}}{\pi(1-\nu^2)d_g}$$

kde C_0 je tloušťka karbidu a γ_{ef} je efektivní povrchová energie feritu



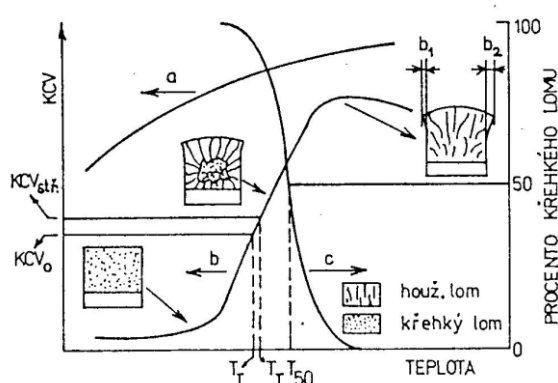
Obr.50: Schéma Smithova mechanismu iniciace mikrotrhliny

S vysokoenergetickým porušením se můžeme setkat u materiálů vysokou schopností plastické deformace tj. když se před čelem trhliny formuje rozsáhlá plastická zóna bránící šíření trhliny. Podmínkou pro stabilní šíření trhliny v materiálech s vysokou schopností plastické deformace je zvyšování napětí v průběhu lomového procesu. U polykrytalických kovových materiálů se vysokoenergetické porušení může realizovat třemi způsoby :

- transkrystalickým tvárným lomem,
- interkrystalickým tvárným lomem,
- plastickým selháním.

Trankrystalickým tvárným lomem se porušuje většina kovových materiálů, obsahující částice druhé fáze, při běžných rychlostech deformace, v širokém rozmezí teplot (0,3 - 0,8 teploty tání).

Houževnatost materiálu, jeho odpor proti iniciaci a šíření trhlin, roste se vzrůstající schopností plastické deformace. Protože schopnost plastické deformace materiálu se zvyšující se teplotou roste, je i houževnatost materiálu rostoucí funkcí teploty. Z hlediska technické praxe je velmi důležité stanovit teplotu (tranzitní T_T), při které dochází k přechodu od nízkoenergetického k vysokoenergetickému (houževnatému) lomu.



Obr. 51: Teplotní závislost vrubové houževnatosti a) u austenitické oceli, b) u uhlíkové oceli, c) závislost procenta křehkého lomu na teplotě.



Otázky k probranému učivu

- definujte mikromechanismy iniciace lomového poškození?
- jak se stanoví lomová houževnatost a v čem se odlišuje J integrál?



Použitá literatura, kterou lze čerpat k dalšímu studiu

Strnadel, B.: Nauka o materiálu II, Skripta VŠB-TU Ostrava, FMMI, 2008.

Strnadel B: Řešené příklady a technické úlohy z materiálového inženýrství, Ostrava 1998.

Vlk, M., Florian, Z: Mezní stavy a spolehlivost, VUT Brno 2007.

4. Viskoelasticita polymerů



Čas ke studiu: 20 min

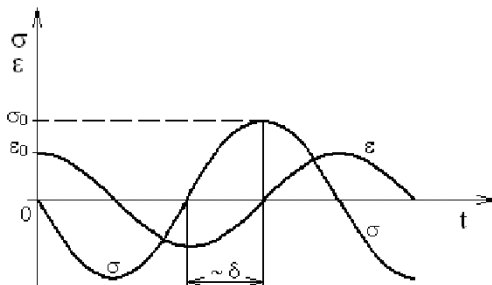


Cíl Po prostudování tohoto odstavce budete umět

- Definovat co je to viskoelasticita
- Definovat modely chování viskoelastických materiálů

Viskoelastické chování polymerů se vyznačuje těmito znaky:

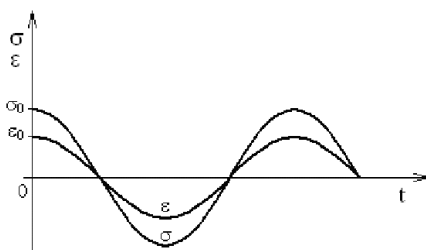
- Deformace je funkcí nejen napětí, ale i času a je vratná jen zčásti.
- Práce spotřebovaná k deformaci se v deformovaném tělese ukládá částečně jako potenciální energie a tuto část lze získat zpět, částečně se ztrácí ve formě tepla.
- Poměr mezi napětím a deformací není materiálovou konstantou, ale je funkcí času, po který působí napětí (tato hodnota se nazývá časově závislý modul pružnosti).



Obr. 52: Časová závislost napětí a poměrné deformace při harmonickém namáhání u ideálně elastických materiálů

Dva mezní případy, které vyjadřují vztah mezi vnější silou a deformací materiálu:

1. Ideálně pružné těleso
 - deformace se ustaví okamžitě a její velikost je přímo úměrná napětí a s časem se nemění
 - veškerá práce vynaložená na deformaci tělesa se v něm akumuluje jako potenciální energie a lze ji kvantitativně získat zpět po zrušení vnějšího napětí
 - k popisu deformačního chování stačí jediná materiálová konstanta – modul pružnosti E , který nezávisí ani na velikosti deformace, ani na době jejího trvání
 - při modelování se ideálně pružné těleso znázorňuje zavěšenou pružinou



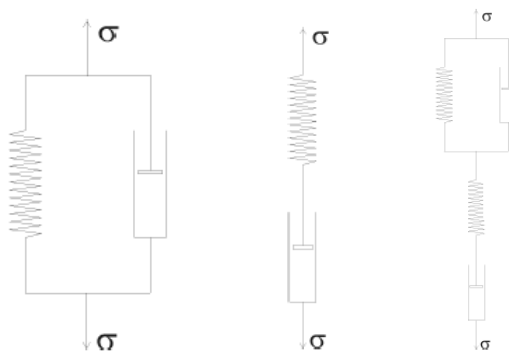
Obr. 53: Časová závislost napětí a poměrné deformace při harmonickém namáhání u ideálně elastických materiálů

Ideálně viskózní kapalina

- veškerá práce vynaložená na deformaci se mění v kinetickou energii pohybujících se částic a nakonec v teplo

- znázorňuje se válcem s netěsným pístem pohybujícím se v kapalině určité viskozity
- působením vnějšího napětí dochází k posuvu jednotlivých vrstev kapaliny – nastává tok
- mezi napětím a deformací se rovnováha neustaví, deformace narůstá po celou dobu působení síly, deformovaný stav zůstává zachován
- celková deformace závisí na velikosti napětí i na době jeho působení

Napětově-deformační chování viskoelastických materiálů lze aproximovat některými z následujících modelů:



Obr. 54: Modely napětově deformačního chování viskoelastických materiálů. Zleva: Kelvinův model, Maxwellův model, Tuckettův model.

Kelvinův model vznikne paralelní kombinací elastického a viskózního členu. Deformace Kelvinova modelu je vratnou deformací. K vymizení deformace při odlehčení však nedochází okamžitě. Celkové napětí τ je rovno:

$$\tau = G\varepsilon_s + \eta \dot{\varepsilon}_s$$

Maxwellův model je tvořen sériovým spojením elastického a viskózního členu. Podle tohoto modelu je napětí vyvolané elastickou složkou deformace rovno napětí, které způsobuje viskózní složka, celková deformace je rovna v každém okamžiku součtu elastické a viskózní složky, a proto i časová změna celkového napětí je rovna časové změně napětí obou složek.

$$G\varepsilon_s = \tau + G \frac{\tau}{\eta}$$

Tuckettův model popisuje časově-závislou deformaci lineárního amorfního polymeru, jehož napětově-deformační chování je determinováno ideálně elastickou, okamžitou deformací, zpožděnou elastickou deformací a nevratným viskózním tokem. Celková deformace polymeru je pak dána vztahem

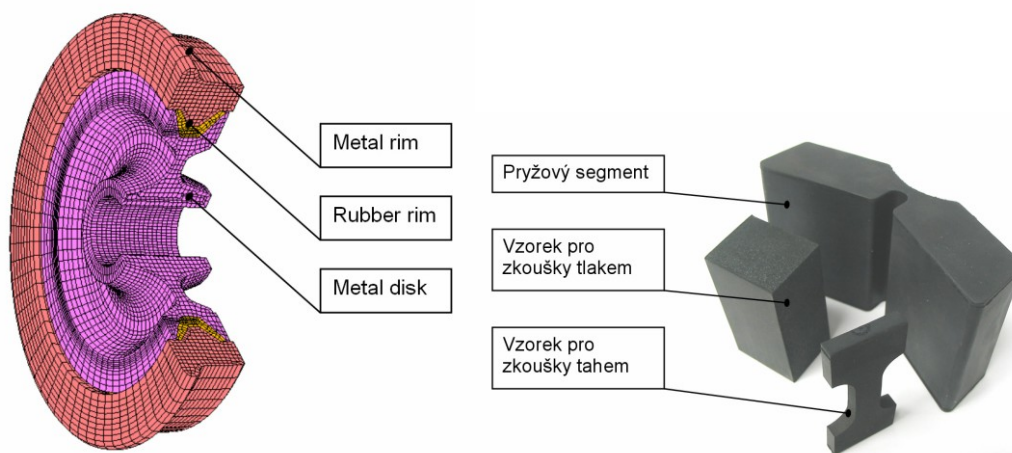
$$\varepsilon_s = \frac{\tau}{G_1} + \frac{\pi t}{\eta_1} + \frac{\tau}{G_2} \left[1 - \exp\left(-\frac{G_2 t}{\eta_2}\right) \right]$$

kde: G_1 a G_2 jsou moduly pružnosti ve smyku a η_1 a η_2 jsou viskozity. Všechny tři modely viskoelastického chování polymerů lze analogickým způsobem formulovat také pro tahovou složku aplikovaného napětí.

V matematickém modelování pomocí MKP se často užívá pro popis napětově-deformačního chování polymerních materiálů Mooney-Rivlinův model. Klasický Mooney-Rivlinův model je model hyperelastického chování materiálu, kde funkce hustoty deformační energie W je lineární kombinací dvou redukovaných invariantů Cauchy-Greenova tenzoru přetvoření. Základní tvar funkce hustoty deformační energie pro nestlačitelný materiál Mooney-Rivlinova modelu je:

$$W = C_1(\bar{I}_1 - 3) + C_2(\bar{I}_2 - 3)$$

kde C_1 a C_2 jsou empiricky zjištěné materiálové konstanty $\bar{I}_1$ a $\bar{I}_2$ jsou první a druhý modifikovaný invariant Cauchy-Greenova tenzoru přetvoření. Elastická odezva materiálů vykazující pryžové chování bývá často založena na Mooney-Rivlinově modelu. Konstanty a bývají určeny fitem experimentálních dat. Příklad určení MR konstant materiálu pryžových bloků používaných v pryži odpružených tramvajových kolech a kolech pro příměstskou dopravu.



Obr. 54: Pohled na složené pryži odpružené kolo, pryžový segment a z něj vyřezané vzorky použité pro identifikaci materiálových parametrů pryže (parametrů M-R konstant).

Z hlediska životnosti a chování polymerních materiálů je velice důležité znát nejen napětově-deformační chování viskoelastických materiálů, ale i jejich teplotní závislost viskoelastického chování. Typickým příkladem mohou být právě pryžové segmenty pryží odpružených kol, u kterých za zvýšených teplot dochází k trvalé nevratné deformaci, jenž zapříčiní ztrátu předpětí mezi kotoučem a obručí a podstatně tak sníží tangenciální únosnost kola takovéto konstrukce, čímž dojde při překročení tangenciálního momentu k pootočení obruče vůči kotouči.



Otázky k probranému učivu

- Co je viskoelastická a jakými modely můžeme toto napětově-deformační chování materiálů popsat?



Použitá literatura, kterou lze čerpat k dalšímu studiu

Strnadel, B.: Nauka o materiálu II, Skripta VŠB-TU Ostrava, FMMI, 2008.
Strnadel B: Řešené příklady a technické úlohy z materiálového inženýrství, Ostrava 1998.

5. Kompozitní materiály



Čas ke studiu: 15 min



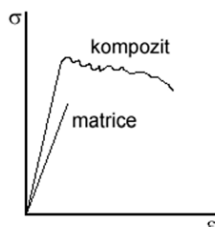
Cíl Po prostudování tohoto odstavce budete umět

- Definovat co jsou kompozitní materiály
- Spočítat modul pružnosti kompozitu a popsat únavové chování materiálů

Kompozitními materiály rozumíme heterogenní materiály složené ze dvou nebo více fází, které se vzájemně výrazně liší svými mechanickými, fyzikálními a chemickými vlastnostmi. Na rozdíl od slitin se kompozity vyrábějí mechanickým mícháním minimálně dvou složek. Obvykle je jedna fáze v kompozitu spojitá – takovou fázi nazýváme matrice. Fázi, která je nespojitá, nazýváme výztuž. V porovnání s matricí má výztuž obvykle výrazně vyšší mechanické vlastnosti (modul pružnosti, pevnost, tvrdost atd.) a hlavním cílem vyztužení je tedy zlepšení uvedených vlastností.

Pro kompozitní materiály je charakteristický tzv. synergismus, což znamená, že vlastnosti kompozitu jsou vyšší než by odpovídalo pouhému poměrnému sečtení vlastností jednotlivých složek.

Příkladem je kompozit složený z keramické matrice vyztužené keramickými vlákny. I když jsou jak matrice tak vlákna samostatně velmi křehké, výsledný kompozit je charakteristický určitou mírou houževnatosti, tzn. odolnosti proti náhlému křehkému porušení.



Obr.55: Porovnání napětí-ově-deformačních charakteristik matrice a kompozitu složeného z této matrice a z křehkých keramických vláken.

To lze vysvětlit tím, že šířící se lomová trhlina je brzděna na rozhraní matrice a vláken. Dochází zde k odklánění směru šíření trhliny a také k intenzivnímu tření mezi matricí a vytahujícími se vlákny. Vhodnou volbou matrice a výztuže tak lze optimalizovat výsledné materiálové parametry kompozitu.

Vzhledem ke složení lze kompozity rozčlenit:

- a) Podle materiálu vytvářejících matrici na kompozity s kovovou, polymerní a keramickou matricí.
- b) Podle geometrického tvaru výztuže na kompozity s částicovými a vláknitými plnivými.
- c) Podle délky vláken v porovnání s velikostí výrobku na kompozity s krátkými vlákny a kompozity s dlouhými vlákny.



Obr. 55: Rozdělení kompozitů

Pokud jsou vlákna vláknitých kompozitů uspořádána v jednom směru, pak nejvyšších mechanických vlastností dosahuje kompozit právě ve směru vláken. Požadujeme-li vysokou pevnost a tuhost ve dvou směrech, pak používáme struktury vyztužené vrstvami spletených vláken. Požadavkům na vysokou pevnost vláken vyhovují např. monokrystaly Al_2O_3 , SiC, W a B, a nebo uhlíková vlákna.

Nejvyšší hodnoty napětí podél vlákna při zatížení orientovaném ve směru vláken dosahuje střední část vlákna. Smykové napětí je naopak nejvyšší na okrajích vláken. Pro správnou funkci matrice je nutné zajistit, aby deformace vláken ε_v byla rovna deformaci matrice ε_m a odpovídala celkové deformaci kompozitu ε_c .

Napětí působící v kompozitu lze pak zapsat:

$$\sigma_c = f_v \sigma_v + f_m \sigma_m = f_v \sigma_v + (1 - f_v) \sigma_m$$

Kde $f_v = S_v / S_c$ je objemový podíl vláken, $f_m = S_m / S_c$ je objemový podíl matrice, $f_m + f_v = 1$ a S_v, S_m jsou velikosti průřezu vláken a matrice v celkovém průřezu tělesa S_c . Modul pružnosti kompozitu ve směru vláken lze pak vypočítat:

$$E_c = f_v E_v + (1 - f_v) E_m$$

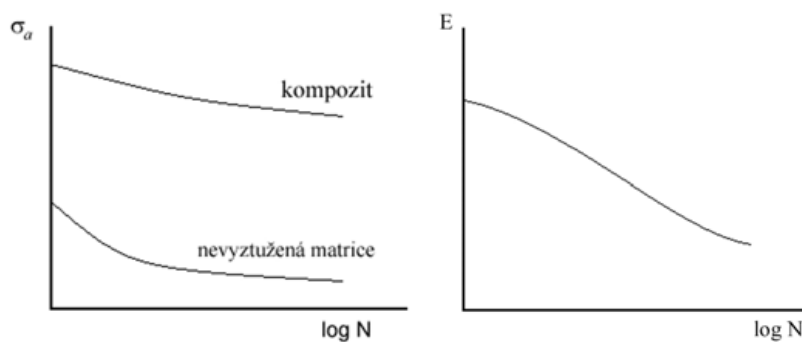
Platnost těchto rovnic je omezena několika podmínkami. První z nich je dostatečná délka vlákna, která musí být větší než kritická, tak aby vlákna mohla přenášet zatížení z matrice. Přenos zatížení je zajištěn vazebními silami mezi matricí a vláknem, jejichž mírou je smyková pevnost fázového rozhraní τ_{mi} . Vazebné síly mezi vláknem a matricí způsobují, že tahové napětí směrem od okraje vlákna k jeho střední části narůstá až do maxima, kde je napětí v matrici prakticky nulové. Naopak vysoké smykové napětí na okrajích vlákna znamená, že matrice se v okolí deformuje plasticky. Nesouvislá krátká vlákna vyvolávají vždy nižší zpevnění než vlákna souvislá. Aby plnění matrice vlákny mělo smysl, musí být pevnost kompozitu vyšší, než je pevnost matrice. Pro dostatečně dlouhá vlákna je pak kritický objemový podíl vláken f_{vcrit} , při kterém dochází ke zpevnění:

$$f_{vcrit} = \frac{\sigma_{mu} - \sigma_{my}}{\sigma_{vf} - \sigma_{my}}$$

Kde σ_{mu} je pevnost matrice σ_{vf} je lomové napětí, σ_{my} je napětí v kompozitu v okamžiku lomu kompozitu.

Na následujícím obrázku je uvedena závislost pevnosti vláknového kompozitu s epoxidovou matricí vyztuženou skelnými vlákny na dezorientaci vláken vzhledem k působícímu napětí. Nejvyšší hodnota pevnosti při namáhání kolmo na vlákna je téměř desetkrát nižší, než když jsou vlákna orientována shodně se směrem působící síly.

Únavový proces kompozitů se poněkud liší svým mechanismem od klasických kovových materiálů: u kovových slitin je únavové poškození obvykle soustředěno do jedné únavové trhliny, která se šíří přibližně kolmo ke směru cyklického namáhání. U kompozitů probíhá při únavovém poškození řada procesů – např. vznik lokálních mikrotrhlin v matrici nebo na rozhraní matrice a výztuže (delaminace), přetržení vláken vedoucí k porušení kontaktu mezi matricí a výztuhou, změny směru šíření trhlin podél vláken atd. Důležité však je, že tyto procesy neprobíhají na jednom místě, nýbrž difúzně v celém objemu kompozitu. Jejich průběh lze sledovat např. měřením změn modulu pružnosti E během cyklického namáhání.



Obr. 56: Porovnání únavových křivek nevyztuženého materiálu a vláknového kompozitu a změna modulu pružnosti v průběhu únavového procesu kompozitu.



Otázky k probranému učivu

- Definujte rozdělení kompozitů?
- Jak lze vypočítat modul pružnosti kompozitních materiálů?



Použitá literatura, kterou lze čerpat k dalšímu studiu

Strnadel, B.: Nauka o materiálu II, Skripta VŠB-TU Ostrava, FMMI, 2008.
Strnadel B: Řešené příklady a technické úlohy z materiálového inženýrství, Ostrava 1998.

6. Poškození materiálu vodíkovým zkřehnutím



Čas ke studiu: 20 min



Cíl Po prostudování tohoto odstavce budete umět

- Definovat vodíkovou křehkost

Mechanismus poškozování materiálu vodíkovým zkřehnutím

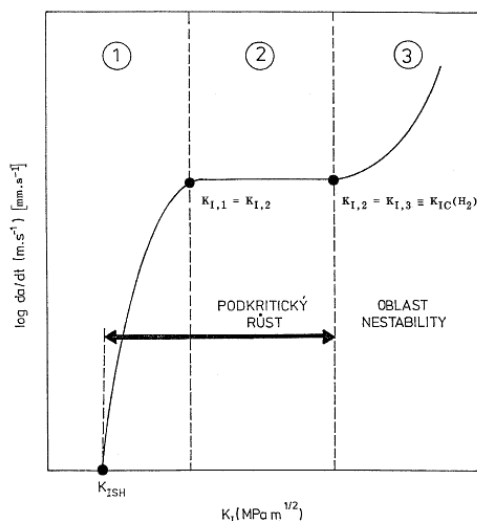
V prostředích v nichž jsou oceli vystaveny působení atomárního vodíku, obecně prostředím, které mohou atomární vodík vytvářet korozní reakcí nebo termickou disociací (pára, uhlovodíky, syntézní plyn při výrobě amoniaku apod.) může dojít k difúzi vodíku do oceli. K obdobnému procesu může docházet také v dalších zařízeních v chemickém průmyslu, případně při svařování nevysušenými elektrodami. Podle kvality oceli a teploty, při níž je ocel s prostředím ve styku může dojít k projevům vratného i nevratného vodíkového poškození. Základním projevem interakce atomárního vodíku s ocelí je vyvolání tzv. vodíkové křehkosti, která může usnadnit vznik nevratného poškození. Při teplotách pod 100°C dochází vlivem zkřehávajícího účinku difuzibilního vodíku k rychlému rozvoji dříve vzniklého nevratného poškození. V reaktorech na výrobu amoniaku bylo zjištěno, že poškozování materiálu vodíkovým zkřehnutím je značně teplotně ovlivnitelné a lze tvrdit, že k degradaci materiálu vlivem přítomnosti vodíku, difuzibilního vodíku, může dojít při splnění tří následujících základních podmínek:

- 1) materiál tlakové nádoby je ochlazován rychlostí vyšší než 25°C/hod.;
- 2) teplota v dané oblasti materiálu se nachází v rozmezí od 20°C do 200°C;
- 3) napětí kolmé na rovinu trhliny dosahuje úrovně vyšší než cca 0,7 Rp0,2 včetně zbytkových napětí po svařování.

Doba do porušení vzorků vyrobených ze základního materiálu a tepelně ovlivněné oblasti svarového spoje, namáhaných konstantním zatížením, lze vypočítat ze vztahu:

$$t_p = B \cdot \sigma_o^b$$

kde σ_o je působící napětí, B a b jsou konstanta a exponent, určeny experimentálně



Obr. 57: Růst trhliny s nadifundovaným vodíkem.

K růstu trhliny dochází, pokud okamžitá hodnota součinitele intenzity napětí K_I překročí prahovou hodnotu součinitele intenzity napětí K_{ISH} . Hodnota K_{ISH} je závislá na teplotě a dle Gerbericha ji lze vyjádřit vztahem:

$$K_{ISH} = \frac{R \cdot T}{A \cdot V^*} \ln \left(\frac{c_{krit}}{c_o} \right) - \frac{R_{p0,2}}{2A}$$

kde:

R – univerzální plynová konstanta, [J/(mol. K)]

T – teplota materiálu, [K],

A – konstanta, pro ocel 15 421.9 bylo změřeno $A = 0,4$ [mm^{-0,5}],

V^* – parciální molekulární objem vodíku v procesní zóně, [m³/mol],

c_o – obsah difusního vodíku v mřížce, [-],

c_{krit} – kritický obsah vodíku v procesní zóně, [-].

Růst trhliny v materiálu ve vodíkovém prostředí se dá popsat rovnicí:

$$\frac{da}{dt} = C \left[\frac{K_I}{K_{ISH}} - 1 \right]^2, \quad [\text{mm/s}]$$

Kde C je konstanta (přibližně 10^{-5})



Použitá literatura, kterou lze čerpat k dalšímu studiu

Vejvoda, S.: Modelování a simulace procesů poškození materiálů, VŠB-TU Ostrava, 2008