

Za účelem výuky předmětu PP II převzato z:

Ondráček, E., Vrbka, J., Janíček, P.: Mechanika těles, Pružnost a pevnost II. Skriptum VUT v Brně, str. 210 - 219, 1991.

Janíček, P., Ondráček, E., Vrbka, J.: Mechanika těles, Pružnost a pevnost I. Skriptum VUT v Brně, str. 280 - 281, 1992.

B. Koncepce nominálních napětí pro neomezenou životnost ($N_C \geq 10^7$)

Používá se pro prutová tělesa, přičemž se vychází z nominální napjatosti v charakteristickém průřezu, která se určuje metodami prosté pružnosti. Základním parametrem pro určení mezního stavu únavy při zatěžování $\sigma(t)$ je mez únavy součástky σ_C^* při symetrickém harmonickém zatěžování. Stanoví se na základě meze únavy materiálu σ_C a parametrů vystihujících konstrukční vruby, rozměry součástí a vlastnosti povrchu dle vztahu (7.51). Pokud je charakteristickým napětím v průřezu smykové napětí $\tau(t)$, platí analogický vztah (7.52):

$$\sigma_C^* = \frac{\nu_\sigma \cdot \zeta_\sigma}{\beta_\sigma} \cdot \sigma_C \quad (7.51) \quad \tau_C^* = \frac{\nu_\tau \cdot \zeta_\tau}{\beta_\tau} \cdot \tau_C \quad (7.52)$$

kde ν je součinitel velikosti součástky, ζ je součinitel povrchu a β je součinitel vrubu. Pro zatížení $\sigma(t)$ jsou uvedení součinitelé definováni vztahy (7.53). Pro zatížení $\tau(t)$ platí vztahy analogické:

$$\nu_\sigma = \frac{\bar{\sigma}_{CV}}{\sigma_C} ; \quad \zeta = \frac{\bar{\sigma}_{CP}}{\sigma_C} ; \quad \beta = \frac{\bar{\sigma}_C}{\sigma_{CB}} \quad (7.53)$$

kde $\bar{\sigma}_C$ představuje mez únavy hladké prizmatické broušené a leštěné zkušební tyče s homogenními mechanickými vlastnostmi, normalizovaných rozměrů, (většinou $d=5-10$ mm), zátěžované v nominální atmosféře, jak vyplývá z definice meze únavy na str.

204 - $\bar{\sigma}_{CV}$, $\bar{\sigma}_{CP}$, $\bar{\sigma}_{CB}$ jsou meze únavy zkušebních tyčí vždy pro jeden změněný parametr, a to $\bar{\sigma}_{CV}$ pro změněný charakteristický rozměr, $\bar{\sigma}_{CP}$ pro změněné technologické zpracování povrchu, $\bar{\sigma}_{CB}$ pro zkušební tyč s vrubem. Ostatní parametry zkušebních tyčí jsou stejné jako při určování $\bar{\sigma}_C$.

Pro stanovení hodnot součinitelů ν , ζ , β existuje v odborné literatuře velké množství podkladů, které byly získány na základě rozsáhlých experimentů, popřípadě teoretickým řešením analytickými nebo numerickými metodami, dnes zejména MKP. Podklady jsou zpracovány formou nejrozličnějších tabulek, grafů, nomogramů. V dalším si uvedeme alespoň nejdůležitější údaje, které umožní studentům získat základní představy o kvalitativních a kvantitativních vlivech jednotlivých parametrů na únavovou pevnost součástí při vysokocyklické únavě s neomezenou životností.

Určení součinitele velikosti ν

Experimentální výsledky ukazují, že mez únavy vzorků větších rozměrů je menší než u vzorků menších. Přitom je zapotřebí rozlišovat:

- a) vliv velikosti tělesa na mez únavy při homogenní napjatosti, vyjádřený součinitelem ν_1 ,
- b) vliv velikosti tělesa na mez únavy při nehomogenní napjatosti, vyjádřený součinitelem ν_2 .

ad a) Pokles meze únavy se zvětšováním rozměrů tělesa lze vysvětlit větší pravděpodobností výskytu strukturních defektů (vakanoi, vmešků, mikrotrhlin atd.) v celém objemu tělesa a tedy i v povrchové vrstvě. Kromě toho se u větších těles vyskytují i defekty větších rozměrů. Rozložení má přitom stochastický charakter, tj. vyskytují se v tělese náhodně co do tvaru, velikosti a prostorového uspořádání. Větší pravděpodobnost výskytu poruch v povrchové vrstvě a přítomnost poruch větších rozměrů, které jsou významnými koncentratory napětí, usnadňují nevratnou plastickou deformaci, a tím i nukleaci trhlin. Z celé řady vztahů, uváděných v literatuře pro ν_1 , vybíráme:

$$\nu_1 = 1 - \sqrt{k \cdot \log \frac{h}{h_1}} \quad (7.54)$$

kde h , h_1 jsou charakteristické rozměry tělesa (prutu) a zkušebního vzorku a k je materiálová konstanta. Pro konstrukční oceli se udává hodnota $k = 2 \cdot 10^{-2}$.

Grafické znázornění vztahu (7.54) je na obr. 175.

ad b) U nehomogenní napjatosti ztěžuje případný úbytek napětí kolmému na rovinu trhliny její šíření dovnitř tělesa. U těles menších rozměrů bývá gradient napětí větší, jak je možné prokázat na případě rovinného ohybu prutu. Gradient napětí se obvykle vyjadřuje součinitelem α :

$$\alpha = \frac{1}{\sigma_{max}} \cdot \frac{d\sigma}{dz} \quad (7.55)$$

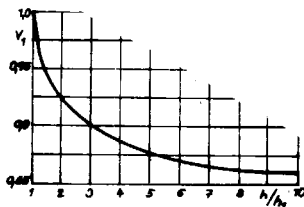
Při základním rovinném ohybu (obr. 176) je

$$\sigma(z) = \frac{M_y}{J_y} \cdot z, \text{ tedy } \frac{d\sigma}{dz} = \frac{M_y}{J_y} \text{ a } \sigma_{max} = \bar{\sigma}_0 = \frac{M_y}{W_y}.$$

Po dosazení do (7.55) dostáváme pro α vztah:

$$\alpha = \frac{W_y}{J_y} \quad (7.56)$$

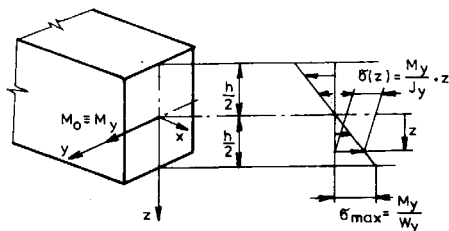
Pokud je osa y osou symetrie a h je výška příčného průřezu, je $\alpha = \frac{2}{h}$. Vliv nehomogenity napjatosti na mez únavy součástky (prutu) vyjádříme součinitelem ν_2 , pro který se v literatuře uvádí vztah:



Obr. 175

$$\nu_2 = \frac{\sigma_{cov}}{\sigma_c} = 1 + \sqrt{C \cdot \alpha_1} \quad (7.57)$$

kde σ_c je mez únavy součástky (prutu) s homogenním rozložením napětí v průřezu a σ_{cov} je mez únavy součástky (prutu) s nehomogenním rozložením napětí.



Obr. 176

Při ohybovém namáhání je možné stanovit velikost součinitele C , známe-li mez únavy vzorku (prutu) σ_{cov} charakteristického rozměru (výšky průřezu) h_1 , kterému odpovídá gradient napětí α_1 . Na základě rovnice (7.57) můžeme psát:

$$\frac{\sigma_{cov}}{\sigma_c} = 1 + \sqrt{C \alpha_1} \Rightarrow C = \frac{1}{\alpha_1} \left(\frac{\sigma_{cov}}{\sigma_c} - 1 \right)^2$$

Po zpětném dosazení do vztahu (7.57) obdržíme:

$$\nu_2 = 1 + \left(\frac{\sigma_{cov}}{\sigma_c} - 1 \right) \cdot \sqrt{\frac{h_1}{h}} \quad (7.58)$$

Výsledný součinitel velikosti, zahrnující vliv obou faktorů, je potom vyjádřen ve tvaru:

$$\nu = \nu_1 \cdot \nu_2 \quad (7.59)$$

Určení součinitele vrubu β

Jak již bylo uvedeno v PPI, v místě vrubu se mění charakter napjatosti, která se stává prostorovou a dochází zde k výrazné koncentraci napětí s maximální hodnotou σ_{red} (dle podmínky σ_{max} , resp. HMM, které popisují vznik plastické deformace) v kořeni vrubu. Toto napětí již při malých hodnotách nominálního napětí σ překračuje mez kluzu σ_k a dochází zde k lokální plastické deformaci, která podmiňuje a řídí únavové poškození. Navíc jsou povrchové vrstvy místem, kde dochází k iniciaci trhlin, jak již bylo řečeno dříve. Při pevnostních výpočtech na únavu je nutné si vždy uvědomovat, že

kořen každého vrubu je možným místem nukleace únavového lomu.

Z předchozího výkladu plyne, že součinitel vrubu β závisí podstatně na napjatosti v kořeni vrubu a samozřejmě i na cyklických pružně-plastických vlastnostech materiálů. Wöhlerovy zkoušky prováděné na vrubových vzorcích ukázaly, že hodnota součinitele vrubu β (definovaného vztahem (7.53)) je omezena relací:

Z celé řady vztahů uváděných v odborné literatuře, vybíráme pro β Heywoodův vztah:

$$1 \leq \beta < \alpha \quad (7.60)$$

$$\beta = \frac{\alpha}{1 + \frac{\alpha - 1}{\alpha} \frac{K}{\sqrt{r}}} \quad (7.61)$$

Materiál	Vrub	K
Ocel	Příčná díra	$360/\sigma_{Pt}$
	Osazení	$280/\sigma_{Pt}$
	Zápích	$220/\sigma_{Pt}$
Ostatní materiály	Al slitiny	$(370/\sigma_{Pt})^3$
	Šedá litina	12
	Tvárná litina	$360/\sigma_{Pt}$
	Ocelolitina	4,4
	Mg slitiny	1,5

obr. 177.

α je součinitel koncentrace napětí (tvarový součinitel) stanovený pro lineárně pružný materiál. Jeho hodnoty pro vybrané případy jednoduchého namáhání prutů je možné určit v grafech uvedených v PPI na str. 280 - 283,

r je poloměr křivosti v kořeni vrubu, k je materiálová charakteristika uvedená v závislosti na smluvní pevnosti pro různé technické materiály v tabulce na obr. 177, $\sigma_{Pt} (R_m)$ [MPa].

Určení součinitele povrchu ζ

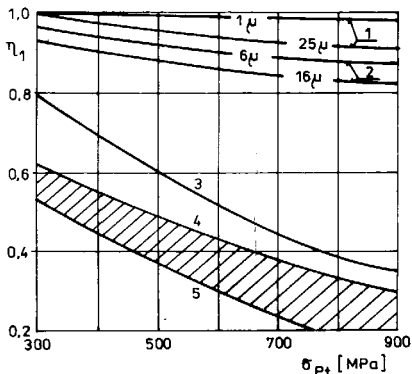
Jelikož nukleační fáze únavového poškození probíhá v povrchové vrstvě, je únavový proces podstatně ovlivněn jejími vlastnostmi, které jsou ovlivněny:

- technologií vytváření povrchu (třískové obrábění, tváření, lití),
- technologií následného zpracování - tepelného, chemického resp. mechanického (kuličkování, válečkování atd.),
- geometrií povrchu (vrubový účinek nerovného povrchu),
- okolním prostředím (agresivní prostředí snižuje životnost - zvyšuje inverzibilitu plastické deformace).

Vliv uvedených faktorů na pevnost v únavě musí být určen experimentálně. Často bývá vyjádřen ve tvaru:

$$\zeta = \zeta_1 \cdot \zeta_2, \quad (7.62)$$

kde součinitel ζ_1 zahrnuje vliv opracování povrchu a okolního prostředí (graf na obr. 178) a ζ_2 vliv technologické úpravy povrchové vrstvy a vliv materiálu (tab. na obr. 179).



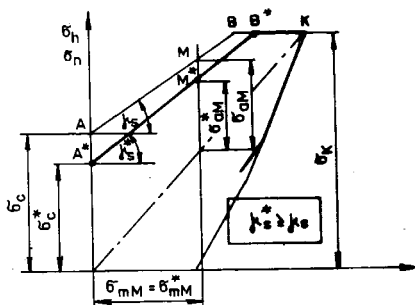
- 1 - leštěný povrch
- 2 - broušený povrch
- 3 - povrch s okujemi
- 4 - ve vodě
- 5 - ve slané vodě

Obr. 178

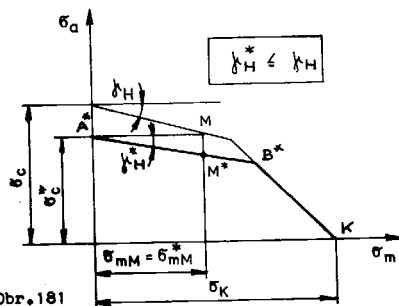
Způsob povrchové úpravy	d [mm]	σ_{pk} [MPa]	Z_e		
			$\beta = 1,0$	$\beta = 1,5$	$\beta = 1,8-2,0$
Kalení		600-800	1,5-1,7	1,6-1,7	2,4-2,8
Kalení vysokofrekvenční	10-20	800-1100	1,3-1,5		
	30-40		1,2-1,5		1,5-2,5
Nítridování Hloubka vrstvy 0,01-0,04		900-1200	1,1-1,25	1,5-1,7	1,7-2,1
		400-600	1,8-2,0		
Cementování	8-40	700-800	1,4-1,5		
	8-40	1000-1200	1,2-1,3	2,0	
Kyanidování vrstva 0,2 mm	10		1,8		
Kuličkování		600-1500	1,1-1,25	1,5-1,6	1,7-2,1
Válečkování	17-130		1,1-1,3	1,3-1,5	1,6-2,0

Obr. 179

Až doposud jsme se zabývali vysokocyklickou únavou součástek (prutů) za podmínek symetrického harmonického zatěžování. Mezní stavy únavové pevnosti součástek namáhaných nesymetrickým harmonickým zatěžováním je možné podobně jako u zkušební vzorku vyjádřit graficky ve Smithově resp. Haighově rovině. Při konstrukci Smithova vzorku vyjádřit graficky ve Smithově resp. Haighově rovině. Při konstrukci Smithova vzorku vyjádřit graficky ve Smithově resp. Haighově rovině. Při konstrukci Smithova vzorku vyjádřit graficky ve Smithově resp. Haighově rovině. Při konstrukci Smithova vzorku vyjádřit graficky ve Smithově resp. Haighově rovině.



Obr. 180



Obr. 181

Mezní čára A^*B^* součástky je určena úhly β_s^* , resp. β_H^* , pro které platí vztahy (7.63), což lze snadno odvodit na základě obr. 180, 181 a vztahu (7.43).

$$\tan \beta_s^* = 1 - \frac{\sigma_c^*}{\sigma_c} \cdot \psi_6$$

$$\tan \beta_H^* = \frac{\sigma_c^*}{\sigma_c} \cdot \psi_6$$

(7.63)

Pro jiné případy jednoduchého namáhání prutů se oba diagramy konstruují stejně s odpovídajícím označením napětí, tj. σ_n u jednoduchého ohybu a τ u jednoduchého krutu.

Definujeme-li mez únavy součástky σ_{cr} stejně jako mez únavy vzorku, tj. jako

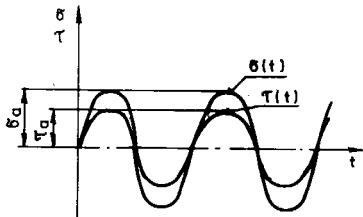
horní napětí mezního kmitu se součinitelem nesymetrie k , vidíme z obr. 180, že jeho hodnota s růstem σ_{mM}^* roste.

Až doposud jsme se zabývali případy jednoduchého namáhání prutových těles. V praxi jsou velmi časté jejich kombinace (tah + krut, ohyb + krut, ohyb + smyk, atd), které vedou k prutové napjatosti, určené napětími σ a τ v nebezpečném místě příčného řezu. Protože únavové porušování materiálu je způsobeno nevratnou plastickou deformací, můžeme předpokládat, že mezní stav únavové pevnosti bude při kombinovaném namáhání popsán podobnou podmínkou jako je podmínka plasticity σ_{max} resp. HMM. Experimentální výsledky potvrzují uvedený předpoklad. Odvození si provedeme pro symetrické harmonické časové průběhy $\sigma(t)$ a $\tau(t)$. Mají-li oba průběhy stejnou fázi, tj. jsou-li soufázné (obr. 182), nastává nebezpečný stav v místech úvrátí, kde jsou hodnoty napětí rovny amplitudám σ_a a τ_a . Na základě přímé analogie (místo meze kluzu σ_K je tu mez únavy součástky σ_C^*) můžeme psát:

$$\sigma_C^{*2} = \sigma_a^2 + k \cdot \tau_a^2 \quad (7.64)$$

kde součinitel k nabývá hodnotu 4 pro podmínku σ_{max} a hodnotu 3 pro podmínku HMM. Předpokládáme-li, že mezi mezemi únavy součástky σ_C^* a τ_C^* platí analogický vztah jako mezi mezemi kluzu σ_K a τ_K ($\sigma_K^2 = k \cdot \tau_K^2$), tj. $\sigma_C^{*2} = k \cdot \tau_C^{*2}$, dostáváme po vydělení rovnice (7.64) σ_C^{*2} a následně úpravě mezní podmínku únavové pevnosti při synchronním harmonickém kombinovaném zatěžování ve tvaru:

$$\left(\frac{\sigma_{aM}}{\sigma_C^*}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{aM}}{\tau_C^*}\right)^2 = 1$$



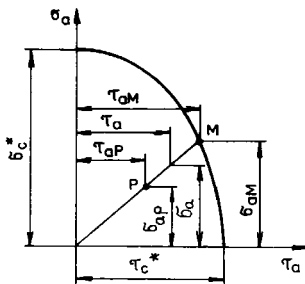
Obr. 182

$$(7.65)$$

Podmínka (7.65) představuje v souřadnicovém systému σ_a, τ_a rovnici elipsy s poloosami σ_C^* a τ_C^* . Graficky je znázorněna na obr. 183.

Obdobná rovnice platí i v případě, že jedno z obou napětí $\sigma(t)$ resp. $\tau(t)$ je stacionární a druhé symetrické harmonické. Je-li mezi napětími $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ fázový posuv, dochází k reálnému meznímu stavu únavy při vyšších hodnotách σ_a a τ_a než popisuje rovnice (7.65). Mezní podmínku typu (7.65) je možné v jistém přiblížení použít i v případě kombinovaného soufázného nesymetrického zatížení $\sigma(t)$ se součinitelem nesymetrie R_σ a $\tau(t)$ se součinitelem nesymetrie R_τ . Pak má vztah (7.65) tvar:

$$\left(\frac{\sigma_{hM}}{\sigma_{CR\sigma}^*}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{hM}}{\tau_{CR\tau}^*}\right)^2 = 1 \quad (7.66)$$



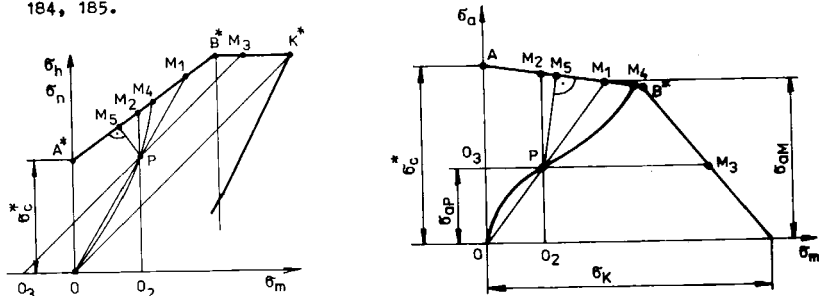
Obr. 183

kde: $\sigma_{CR\sigma}^*$ je mez únavy součástky při nesymetrickém cyklu se součinitelem nesymetrie R_σ a $\tau_{CR\tau}^*$ je mez únavy součástky při nesymetrickém cyklu se součinitelem nesymetrie R_τ . Hodnoty $\sigma_{CR\sigma}^*$ a $\tau_{CR\tau}^*$ získáme při proporcionálním prostém zatěžování jako souřadnice průsečíků přímek se směrovými úhly φ_σ resp. φ_τ , které odpovídají množině cyklů s konstantním R_σ resp. R_τ - viz obr. 168, 169.

Spolehlivost součástky

Spolehlivost součástky se v koncepci nominálních napětí pro neomezenou životnost ($N_C \hat{=} 10^7$) vyjadřuje bezpečností, kvantifikovanou pomocí součinitele bezpečnosti K , který se určuje následovně:

1. Sestrojíme Smithův, resp. Haighův diagram součástky podle charakteru zatěžování, tzn. pro $\sigma(t)$, resp. $\tau(t)$, resp. $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ při kombinovaném zatěžování.
2. V příslušné rovině (Smithově, resp. Haighově) zakreslíme bod P se souřadnicemi σ_{hp} , σ_{mp} , resp. σ_{ap} , τ_{mp} , který odpovídá provoznímu zatěžování - viz obr. 184, 185.



3. V souladu s charakterem vnějšího zatěžování odhadneme zatěžovací a přetěžovací dráhu $\sigma_h(\sigma_m)$, resp. $\sigma_a(\sigma_m)$. Může přitom jít o:
 - zatěžování prosté ($\frac{\sigma_a}{\sigma_m} = \text{konst.}$) s dráhou OPM_1 ,
 - zatěžování při konstantním $\sigma_m = \sigma_{mp}$ se zatěžovací a přetěžovací dráhou O_2M_2 ,
 - zatěžování s konstantní amplitudou $\sigma_a = \sigma_{ap}$ s dráhou O_3M_3 ,
 - zatěžování obecné, popsané obecnou zátěžnou křivkou $\sigma_n(\sigma_m)$ resp. $\sigma_a(\sigma_m)$, získanou eliminací F v zátěžných vztazích $\sigma_a(F)$, $\sigma_m(F)$,
 - přetěžování nejnebezpečnější po kolmici PM_5 k mezní přímce.
4. Stanovíme mezní stav M , který je dán průsečíkem přetěžovací křivky $\sigma_h(\sigma_m)$ resp. $\sigma_a(\sigma_m)$ s příslušnou mezní křivkou. Bezpečnost pro jednotlivá jednoduchá namáhání lze vyjádřit poměrem délek zatěžovací a přetěžovací dráhy jako u již probraných mezních stavů při monotonním zatěžování, tj. dle vztahů:

$$k_{\sigma} = \frac{\overline{OP_2 + PM_5}}{\overline{OP_2}} \quad , \quad k_{\tau} = \frac{\overline{OP_2 + PM_5}}{\overline{OP_2}} \quad (7.67)$$

Na obr. 186 jsou v tabulce uvedeny vztahy pro koeficienty bezpečnosti pro různé zatěžovací a přetěžovací dráhy znázorněné na obr. 184 a 185. Jejich hodnotu je možné stanovit analyticky nejprve určením průsečíku přetěžovací dráhy s mezní čarou a následným vyjádřením délek příslušných úseků. V případě prostého zatěžování se snadno odvodí následující vztahy:

$$k_{\sigma} = \min \left[\underbrace{\frac{\sigma_c^*}{\frac{\sigma_c^*}{\sigma_c} \psi_{\sigma} \sigma_m + \sigma_a}}_{\text{MEZNÍ ČÁRA } A^*B^*} ; \underbrace{\frac{\sigma_K}{\sigma_m + \sigma_a}}_{B^*K} \right] \quad (7.68a)$$

resp.

$$k_{\tau} = \min \left[\frac{\tau_c^*}{\frac{\tau_c^*}{\tau_c} \psi_{\tau} \tau_m + \tau_a} ; \frac{\tau_k}{\tau_m + \tau_a} \right] \quad (7.68b)$$

	Přetěžování	Smith	Haigh
1	prosté $\frac{\bar{\sigma}_a}{\bar{\sigma}_m} = \text{konst.}$	$k = \frac{\overline{OM}_1}{\overline{OP}}$	$k = \frac{\overline{OM}_1}{\overline{OP}}$
2	$\bar{\sigma}_a \uparrow ; \bar{\sigma}_m = \text{konst.}$	$k = \frac{\overline{O_2 M_2}}{\overline{O_2 P}}$	$k = \frac{\overline{O_2 O_2} + \overline{O_2 M_2}}{\overline{O_2 O_2} + \overline{O_2 P}}$
3	$\bar{\sigma}_m \uparrow ; \bar{\sigma}_a = \text{konst.}$	$k = \frac{\overline{O_3 M_3}}{\overline{O_3 P}}$	$k = \frac{\overline{O_3 O_3} + \overline{O_3 M_3}}{\overline{O_3 O_3} + \overline{O_3 P}}$
4	obecné $\bar{\sigma}_a(F), \bar{\sigma}_m(F) \rightarrow \bar{\sigma}_a(\bar{\sigma}_m)$	$k = \frac{\widehat{OM}_4}{\overline{OP}}$	$k = \frac{\widehat{OM}_4}{\overline{OP}}$
5	nejnebezpečnější	$k = \frac{\overline{OP} + \overline{PM}_5}{\overline{OP}}$	$k = \frac{\overline{OP} + \overline{PM}_5}{\overline{OP}}$

obr. 186

5. Určíme bezpečnost k_c vzhledem k meznímu stavu únavové pevnosti. V případě jednoduchých namáhání platí:

$$\begin{aligned} \sigma(t) &\rightarrow k_c = k_{\sigma} \\ \tau(t) &\rightarrow k_c = k_{\tau} \end{aligned} \quad (7.69)$$

Při stanovení bezpečnosti při kombinovaném namáhání předpokládáme platnost mezní podmínky (7.65) a dále prosté přetěžování po přímce $\bar{\sigma}_a = \tau_a \cdot \bar{\sigma}_{ap} / \tau_{ap}$, viz obr. 183. Pro mezní stav M platí $\bar{\sigma}_{aM} = \tau_{aM} \bar{\sigma}_{ap} / \tau_{ap}$. Po dosazení do mezní podmínky (7.65) obdržíme:

$$\left(\frac{\tau_{aM}}{\tau_{ap}} \cdot \frac{\bar{\sigma}_{ap}}{\bar{\sigma}_c^*} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{aM}}{\tau_c^*} \right)^2 = 1, \text{ odtud } \tau_{aM} = \left[\sqrt{\left(\frac{\bar{\sigma}_{ap}}{\tau_{ap}} \right)^2 \cdot \frac{1}{\bar{\sigma}_c^{*2}} + \frac{1}{\tau_c^{*2}}} \right]^{-1}$$

Bezpečnost vyjádříme opět pomocí délek zatěžovací a přetěžovací dráhy. Význam symbolů je zřejmý z obr. 185. Za τ_{aM} dosadíme předchozí výraz a dostaneme:

$$k_c = \frac{\overline{OP} + \overline{PM}_4}{\overline{OP}} = \frac{\overline{OM}_4}{\overline{OP}} = \frac{\bar{\sigma}_{aM}}{\bar{\sigma}_{ap}} = \frac{\tau_{aM}}{\tau_{ap}} = \left[\sqrt{\left(\frac{\tau_{ap}}{\tau_{ap}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\bar{\sigma}_{ap}}{\bar{\sigma}_c^*} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{ap}}{\tau_c^*} \right)^2} \right]^{-1} \quad (7.70)$$

Uvážíme-li vztahy pro prostou bezpečnost u jednotlivých jednoduchých namáhání

$$k_{\sigma} = \frac{\bar{\sigma}_c^*}{\bar{\sigma}_{ap}}, \quad k_{\tau} = \frac{\tau_c^*}{\tau_{ap}},$$

dostaneme úpravou předchozího vztahu výraz pro celkovou bezpečnost ve tvaru (platí pouze pro prosté zatěžování a přetěžování):

$$k_c = \frac{k_{\sigma} \cdot k_{\tau}}{\sqrt{k_{\sigma}^2 + k_{\tau}^2}} \quad (7.71)$$

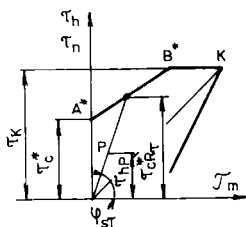
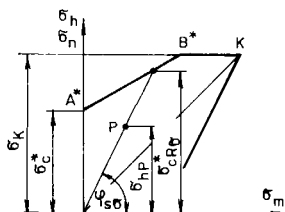
Vztah (7.71) může být přibližně použit i pro stanovení celkové bezpečnosti při kombinovaném namáhání, kdy časové průběhy $\sigma(t)$ i $\tau(t)$ jsou soufázné nesy-metrické, harmonické s různými součiniteli nesymetrie R_{σ} a R_{τ} . V případě prostého

zatěžování a přetěžování platí pro bezpečnosti k_G , k_Q vztahy:

$$k_G = \frac{\sigma_{hP}}{\sigma_{CRG}^*} \quad , \quad k_Q = \frac{\tau_{hP}}{\tau_{CRQ}^*} \quad (7.72)$$

Význam symbolů je zřejmý z obr. 187. Příslušné meze únavy σ_{CRG}^* , τ_{CRQ}^* nesymetrických cyklů se získají jako svislé souřadnice průsečíků přetěžovacích přímk s mezními čarami v příslušných Smithových diagramech. Úlohu je možné snadno řešit analyticky. V souladu s (7.39) jsou směrové úhly zatěžovacích přímk dány vztahy (7.73).

$$\operatorname{tg} \varphi_{SG} = \frac{2}{1 + R_G} \quad \operatorname{tg} \varphi_{SQ} = \frac{2}{1 + R_Q} \quad (7.73)$$

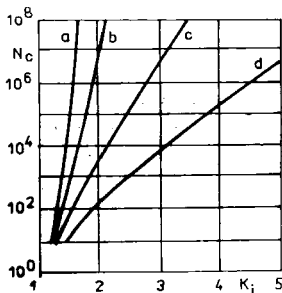


Posouzení bezpečnosti

Obr. 187

Při $k_c > 1$ by součást měla vydržet neomezený počet cyklů ($N_c > 10^7$). Vzhledem ke stochastickému charakteru únavových charakteristik i zatěžování, kdy rozptyly parametrů mohou být značné, mohou být i skutečné životnosti značně rozdílné, a tedy i podstatně kratší. Tyto okolnosti musí být uváženy při stanovení koeficientu k_G .

Jako podklad může sloužit obr. 188, kde jsou znázorněny závislosti mezi střední hodnotou bezpečnosti k_c a minimální pravděpodobnou životností N_c . Jednotlivé křivky na obr. 188 odpovídají následujícím parametrům:



Obr. 188

Křivka a : - stálá hodnota výkmitu napětí

- 10% odchylka únavových charakteristik materiálu

Křivka b : - 10% variace výkmitu napětí

- 10% odchylka únavových charakteristik materiálu

Křivka c : - 20% variace výkmitu napětí

- 10% odchylka únavových charakteristik materiálu

Křivka d : - 30% variace výkmitu napětí

- 15% odchylka únavových charakteristik materiálu

Je-li $k_c \leq 1$, může součástka většinou plnit funkci, ale má značně sníženou životnost, kterou je možné stanovit pomocí dále uvedených metod pro nízkocyklickou únavu, popř. je nutné provést vhodné konstrukční úpravy. U mezních stavů probíraných v PPI i v těchto skriptech šlo o případ nepřipustný.

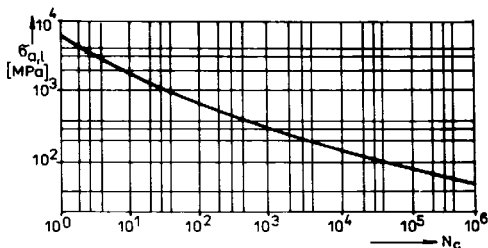
Koncepci nominálních napětí a neomezené životnosti je možné používat pro kontrolu součástí, kde zatížení má charakter harmonického zatěžování (může jít i o ustálený periodický symetrický střídavý nebo lichoběžníkový či pilový časový průběh - obr. 154 b) a kdy požadavek neomezené životnosti ($N_c \geq 10^7$) je zdůvod-

něným. Obvykle je to v případě méně exponovaných součástí, a to na úrovni běžné pevnostní kontroly, prováděné konstruktérem.

C. Koncepce fiktivního lineárního pružného napětí

Koncepce se snaží výpočtově postihnout celou oblast nízkocyklického i vysokocyklického únavového poškození na základě výpočtu napjatosti pro lineární pružný materiál. Této představě musí odpovídat i materiálová charakteristika, která musí vyjadřovat vztah mezi fiktivním lineárně pružným napětím a životností N_c . V oblasti vysokocyklické únavy je fiktivní napětí prakticky totožné se skutečným napětím, protože makroplastické deformace jsou zanedbatelné. Zde můžeme přímo použít klasické Wöhlerovy křivky životnosti $\sigma_a = f(N_c)$. V oblasti nízkocyklické únavy se fiktivní lineárně pružné napětí $\sigma_{a,l}$ určí ze vztahu $\sigma_{a,l} = E \cdot \varepsilon_a$ (E je modul pružnosti, ε_a je amplituda celkového poměrného přetvoření). Požadovaná závislost $\sigma_{a,l}(N_c)$ se potom stanoví na základě Manson-Coffinovy křivky životnosti $\varepsilon_a(N_c)$. Typický tvar křivky $\sigma_{a,l}(N_c)$ pro celou oblast nízkocyklické a vysokocyklické únavy u uhlíkové oceli při teplotách do 360°C je zřejmý z obr. 189.

Postup výpočtu je takový, že se v exponované oblasti bez ohledu na to, zda je součástka v elastickém nebo elasticko-plastickém stavu, stanoví pružná napjatost, a to buď na základě nominálních napětí a příslušných koeficientů v rámci prosté pružnosti nebo v současné době stále častěji pomocí MKP. Při obecné napjatosti se určí pomocí podmínky plasticity \mathcal{E}_{max} resp. HMM fiktivní redukované napětí $\sigma_{a,l}$ a z křivky životnosti, většinou vyjádřené analyticky pomocí vhodné aproximace, se určí příslušná životnost N_c , která se porovná s životností požadovanou. Není-li zatěžování symetrické, což je v praxi případ častý, je nutné nejprve transformovat nesymetrický zátěžný cyklus na symetrický cyklus se stejnou životností. Postup bude krátce naznačen v následujícím odstavci.



Obr. 189

D. Koncepce Neuberovská (plastická redistribuce napětí)

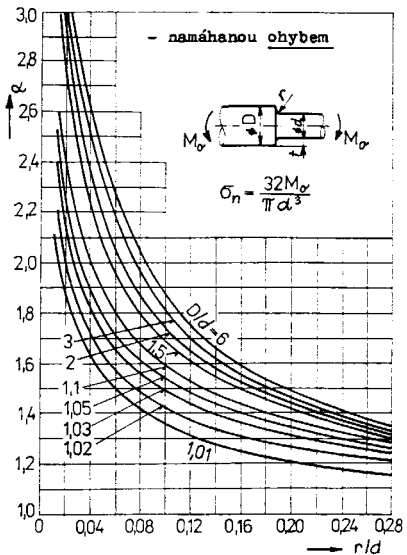
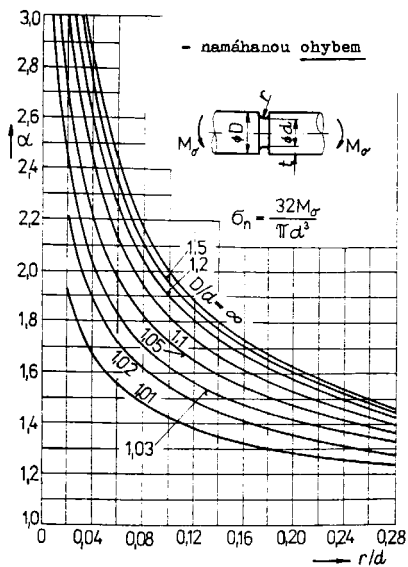
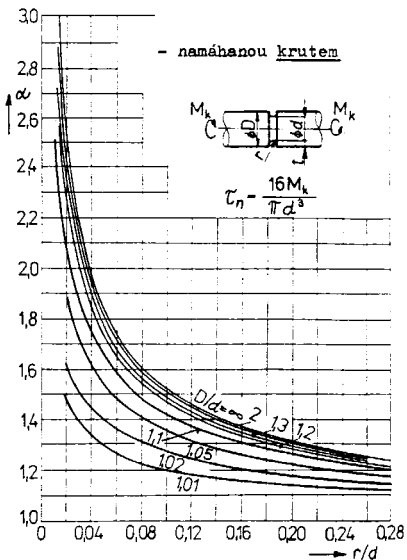
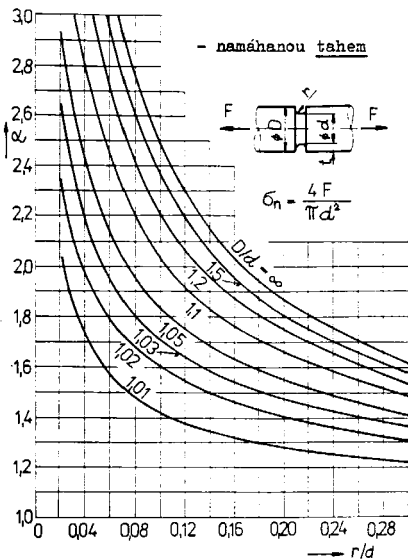
Stejně jako v přechodí koncepci se výpočtem nejprve stanoví lineárně pružná napjatost tělesa. Postup navržený Neuberem umožňuje stanovit pružně-plastickou deformaci a příslušné napětí v místě vrubu pomocí jednoduchého, ale rozsáhlými experimenty i praxí ověřeného vztahu

$$\frac{\sigma_{a,l}}{E} = \left(\varepsilon_a \cdot \varepsilon_{a,e} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (7.74)$$

kde: $\sigma_{a,l}$ je fiktivní lineárně pružné napětí ve vrubu získané výpočtem napjatosti, ε_a je celkové deformáčnické přetvoření a $\varepsilon_{a,e}$ jeho elastická část - viz obr. 158.

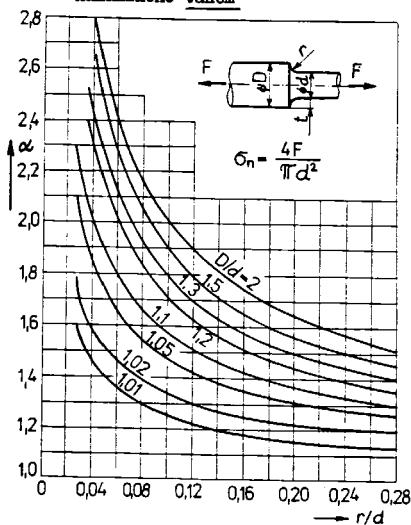
Základními materiálovými charakteristikami jsou zde cyklická křivka $\sigma_a(\varepsilon_a)$ a Manson-Coffinova křivka životnosti $\varepsilon_a(N_c)$. Nejprve se určí parametry pružně-plastické deformace $\varepsilon_{a,e}$, ε_a a odpovídající napětí σ_a v místě vrubu, které se získají jako souřadnice průsečíku P hyperboly (7.74) procházející bodem A o souřadnicích $\varepsilon_{a,e}$, $\sigma_{a,l}$ (stanovených lineárně pružným výpočtem) a cyklickou křivkou $\sigma_a(\varepsilon_a)$, viz obr. 190.

Součinitel koncentrace α pro tyč se zápchem

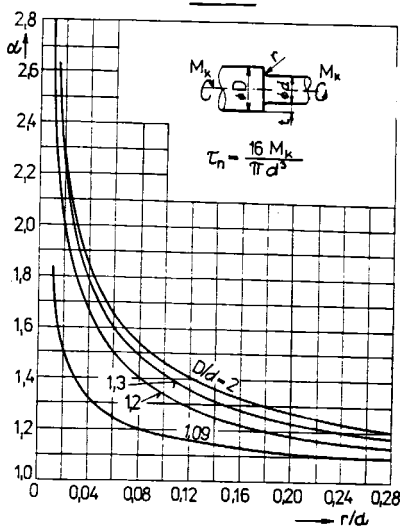


Součinitel koncentrace α v přechodu osazeného dřívku

- namáhaného tahem

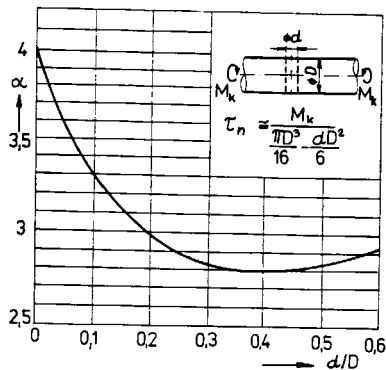


- namáhaného krutem



Tvarový činitel α pro hřídele s příčným vrtáním

- namáhané krutem



- namáhané ohybem a tahem

