

ODHADOVÁNÍ ÚNAVOVÉ ŽIVOTNOSTI ČÁSTÍ PŘI KOMBINOVANÉM NÁHODNÉM ZATĚŽOVÁNÍ

Miroslav Balda, Jaroslav Svoboda, Vladislav Fröhlich*

Príspevek se zabývá komplikovaným problémem únavy součástí vystavených kombinovanému zatěžování náhodnými silami a momenty. Popisuje experimentální a teoretické výsledky dosud získané při řešení grantového projektu. Experimenty probíhají na trubkových vzorcích s příčným otvorem, které se zatěžují náhodnými procesy v tahu-tlaku a krutu. Pro odhady únavové životnosti bylo použito virtuální „poškozuující“ normálové napětí vyhovující oběma mezním způsobům namáhání. Ve srovnání s klasickými pevnostními hypotézami (Tresca, HMM) jde o novou únavovou pevnostní hypotézu. Použita k odhadům životnosti podle Cortena-Dolana poskytla použitelné výsledky, zatímco přístup podle Palmgren-Minera zcela zklamal.

Klíčová slova: vícesá únava, neproporcionální zatěžování, kumulace poškození, experimentální výsledky

1. Úvod

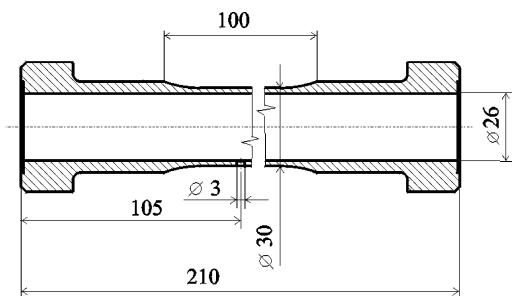
Únava kovů je jevem, který se zkoumá více než 150 let. Navzdory tomu je poškození konstrukcí a jejich částí řešeno pouze částečně a to ještě jen pro nejjednodušší případy zatěžování. Mnoho již bylo vykonáno na poli teoretickém, avšak využití nejnovějších poznatků v praxi stále pokulhává. Pokusili jsme se proto tuto mezeru alespoň zmenšit. V právě řešeném projektu Grantové agentury ČR k tomu byla dána dobrá příležitost.

Únavou při kombinovaném namáhání se již zabývala řada autorů. Kritický přehled jejich postupů a výsledků je uveden v práci [1]. I na pracovišti CDM ÚT AVČR se vypracovalo několik postupů, které však byly použitelné jen pro jednodušší případy zatěžování ([2] až [9]). Tato práce si dala za cíl navrhnout postup odhadování únavové životnosti dílů zatěžovaných dvěma neproporcionálními náhodnými procesy ze znalosti jejich vlastností a základních únavových charakteristik materiálu.

2. Experimentální program

V návaznosti na výzkumy únavy provedené v minulosti v Centru diagnostiky materiálů Ústavu termomechaniky AVČR (viz [2] a [3]) se v současnosti realizuje náročný experimentální program na již dříve zavedených trubkových vzorcích (podle obrázku 1) vyrobených z materiálu ČSN 41 1523.1. Vzorky o vnějším průměru 30 mm a vnitřním průměru 26 mm s příčným otvorem o průměru 3 mm jako koncentrátorem jsou vystavovány současnému náhodnému zatěžování osovou silou vyvolávající normálové napětí $\sigma(t)$ v tahu-tlaku a krutícím momentem namáhajícím vzorek smykovým napětím $\tau(t)$. Experimenty se realizují na po-

* Prof. Ing. M. Balda, DrSc. FEng, Ing. J. Svoboda, Bc. Vladislav Fröhlich, Ústav termomechaniky AVČR, Centrum diagnostiky materiálů, Veleslavínova 11, 301 14 Plzeň



Obr.1: Zkušební vzorek s vrubem pro kombinované zatěžování
Notched specimen for combined loading

čítačově řízeném zatěžovacím stroji Inova ZUZ 200-1 pro kombinované namáhání. Zkoušky probíhají ve třech režimech zatěžování:

- proporcionalní s úzkopásmovými synchronizovanými procesy,
- proporcionalní se širokopásmovými synchronizovanými procesy,
- neproporcionalní se dvěma nekorelovanými širokopásmovými procesy.

2.1. Proporcionalní zatěžování

Vyznačuje se tím, že v každém časovém okamžiku t je smykové napětí $\tau(t)$ úměrné normálovému $\sigma(t)$:

$$\tau(t) = \kappa \sigma(t) . \quad (1)$$

Pro koeficient úměrnosti κ nezávislý na čase t , tedy i na jeho k -tém odečtu, platí

$$\kappa = \frac{\tau(t)}{\sigma(t)} = \frac{\tau(t_k)}{\sigma(t_k)} = \frac{s_\tau}{s_\sigma} , \quad (2)$$

a to bez ohledu na charakter zatěžovacích procesů, které mohou být jak harmonické, tak i náhodné. Veličiny s_σ a s_τ jsou směrodatné odchylky zatěžovacích procesů. Charakteristické pro tento druh zatěžování je, že normalizované vzájemné korelační funkce těchto procesů jsou rovny jejich normalizovaným autokorelačním funkcím. Procesy $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ vznikly omeřítkováním a dalším zpracováním původně širokopásmového počítačově generovaného procesu $x(t)$ jako frekvenčně omezeného normálního bílého šumu o horní frekvenci $f_h = 10 \text{ Hz}$. Zpracování spočívalo v kompresi všech půlcyklů procesu na kosinové půlcykly o trvání 50 ms a ve vypuštění všech cyklů o rozkmitu menším než 5 % maximálního rozkmitu. Takto vzniklé realizace byly kratší než původní a měly normalizované korelační funkce vynesené v obrázku 2. Z průběhu korelačních funkcí lze soudit, že i u těchto procesů by mohl mít vliv na výsledek experimentu „fázový“ posuv mezi $\sigma(t)$ a $\tau(t)$. Proto tyto úzkopásmové procesy byly použity pouze pro synchronizované proporcionalní zatěžování.

2.2. Neproporcionalní zatěžování

Jsou to všechna ostatní zatěžování, pro která neplatí rovnice (2). Patří sem tedy jak rozfázované harmonické procesy, jejichž normalizované vzájemné korelační funkce jsou posunuty v čase vůči autokorelačním funkcím, tak i zcela nezávislé náhodné procesy s nulovými vzájemnými korelačními funkcemi.

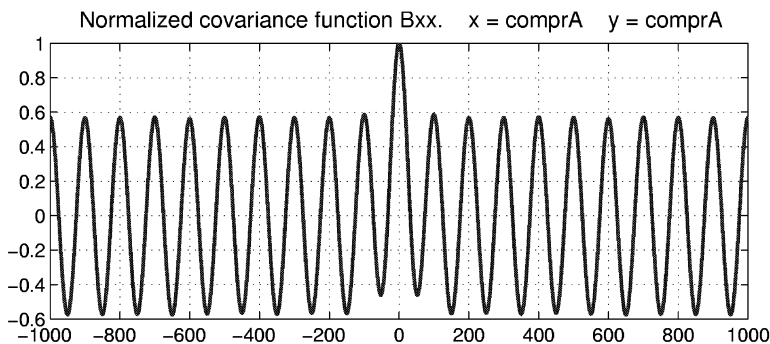
Kromě již zmíněného procesu $x(t)$ byl vygenerován ještě druhý nezávislý širokopásmový frekvenčně omezený normální bílý šum $y(t)$ o stejné horní frekvenci 10 Hz . V obrázku 3 jsou

vyneseny jak splývající autokorelační funkce obou zatěžovacích procesů, tak i jejich vzájemná korelační funkce, všechny získané zpracováním časových řad zatěžovacích posloupností.

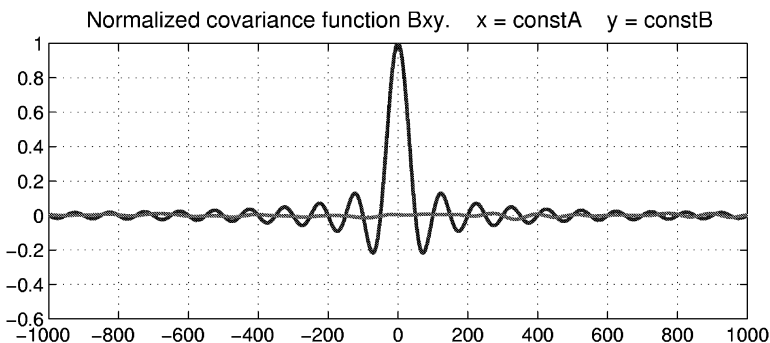
Zatímco vzájemná korelační funkce vyšla virtuálně nulová, autokorelační funkce se dobře přimykají k průběhu difrakční funkce

$$h(\Delta t) = \frac{\sin(2\pi f_h \Delta t)}{2\pi f_h \Delta t}, \quad (3)$$

kteřá je zpětným Fourierovým obrazem konstantní spektrální výkonové hustoty, z intervalu $(-f_h, f_h)$. Pokud by se pro zatěžování použil pouze jeden z procesů $x(t)$ nebo $y(t)$, musely by z nich vytvořené procesy $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ být navzájem posunuty o řadu period odpovídajících horní frekvenci, aby nedošlo k významnému ovlivnění výsledků zkoušek. Naproti tomu z průběhu vzájemné korelační funkce vyplývá, že výsledek experimentu nebude záviset na vzájemném posunutí nezávislých procesů $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ vzniklých oměřitkováním procesů $x(t)$ a $y(t)$.



Obr.2: Normalizované korelační funkce $B_{\sigma\sigma}(\Delta t) = B_{\tau\tau}(\Delta t) = B_{\sigma\tau}(\Delta t)$ úzkopásmových zatěžovacích procesů
Normalized correlation functions $B_{\sigma\sigma}(\Delta t) = B_{\tau\tau}(\Delta t) = B_{\sigma\tau}(\Delta t)$ of narrow-band loading processes

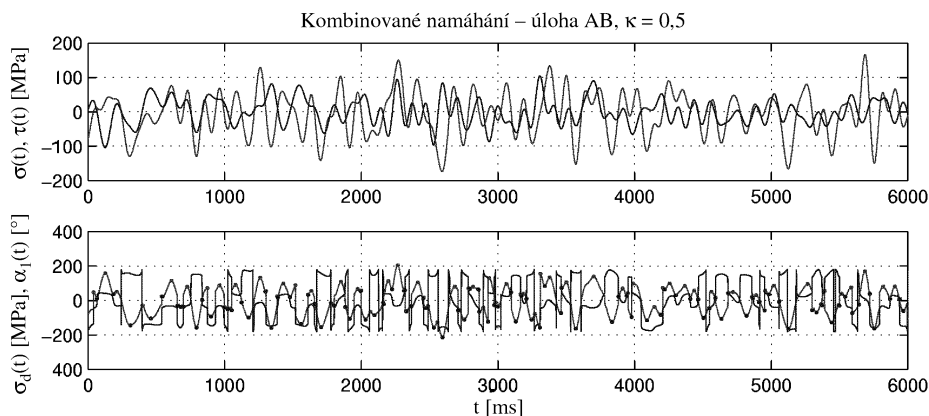


Obr.3: Normalizované korelační funkce $B_{\sigma\sigma}(\Delta t) = B_{\tau\tau}(\Delta t)$ a $B_{\sigma\tau}(\Delta t)$ širokopásmových zatěžovacích procesů
Normalized correlation functions $B_{\sigma\sigma}(\Delta t) = B_{\tau\tau}(\Delta t)$ and $B_{\sigma\tau}(\Delta t)$ of wide-band loading processes

I v případě neproporcionálního zatěžování je účelné posuzovat vzájemnou mohutnost obou složek namáhání pomocí parametru κ , který však již nebude koeficientem úměrnosti (nezávislým na čase), ale pouze poměrem směrodatných odchylek obou procesů:

$$\kappa = \frac{s_\tau}{s_\sigma} . \quad (4)$$

Zatěžovací procesy $x(t)$ a $y(t)$ byly vygenerovány postupem popsaným v literatuře [5].



Obr.4: Začátek zatěžovacích procesů $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ a poškozujícího napětí σ_d s úhlem $\alpha_1(t)$
 The beginning of the loading processes $\sigma(t)$ and $\tau(t)$ and the damaging stress σ_d with an angle $\alpha_1(t)$

V obrázku 4 jsou vyneseny v megapascálech odezvy $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ na zatěžovací procesy z počátečních fází bloků. V druhém podobrázku jsou znázorněny závislosti poškozujícího napětí $\sigma_d(t)$ a úhlu $\alpha_1(t)$ hlavního napětí σ_1 (viz dále). Trvání jednoho bloku (realizace) každého procesu bylo 20 minut. Potom každý z vygenerovaných souborů (bloků) procesů obsahoval 1,2 milionu hodnot (vzorků). Zkušební stroj Inova ZUZ 200-1 musí totiž dostávat hodnoty požadovaného zatížení po jedné milisekundě, tedy o vzorkovací frekvenci 1 kHz. Testováním obou procesů se prokázalo, že mají takřka ideální normální (gaussovské) rozdělení, konstantní výkonovou spektrální hustotu v intervalu frekvencí 0–10 Hz a jsou nekorelované jak je ukázáno na obrázku 3.

3. Zpracování údajů

Získání experimentálních životností je jen jednou částí výzkumného programu. Druhou, neméně důležitou, je nalezení přiměřeného matematického modelu, jímž by se dal fyzikální proces poškozování popsat. Inženýrský přístup k hodnocení únavy často využívá nominálních hodnot napětí a lokální napjatost potom zohledňuje buď koeficienty koncentrace napětí, anebo experimentálními daty získanými pro danou konfiguraci zkoušeného objektu. Náš přístup využil poslední jmenovanou možnost.

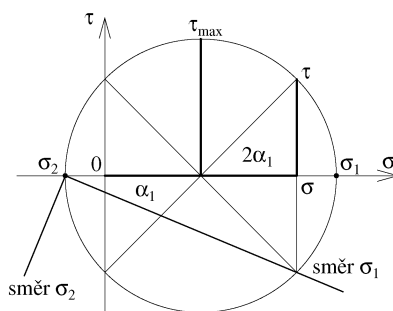
Podle jedné z hypotéz mají na poškozování dominantní vliv maximální smyková napětí v cyklech τ_{\max} . Pro ověření této hypotézy se nejdříve zrealizovaly zkoušky s *proporcionálními* procesy. Při nich se mohutnosti procesů $\sigma(t)$ a $\tau(t)$ a jejich poměr κ volily tak, že globální extrém τ_{\max} zůstával konstantní a byl roven 212,1 MPa. Tato velikost vyplynula

z první náhodně nastavené zkoušky. Výsledky zkoušek (viz tabulku 2) již z několika málo vzorků ukázaly, že životnost není ani zdaleka konstantní. Další pokus využít k odhadu životnosti hlavní tahová napětí σ_1 a hypotézy kumulace poškození podle Palmgrena-Minera a Cortena-Dolana rovněž ztroskotat. Čím větší byl podíl smyku v kombinované napjatosti, tím více se odhady životnosti lišily od experimentálně zjištěných. Bylo proto nutno vypracovat zcela nový postup pro odhadování životnosti.

Pro odhady životnosti jsou k dispozici sekvence vzorků zatěžovacích procesů, jimž odpovídají nominální napětí σ_k, τ_k pro $k = 1, 2, \dots, N$, kde N je počet vzorků v bloku, tj. délka časové řady jedné realizace. S ohledem na skutečnost, že se normálové i smykové napětí na sobě nezávisle mění, je pro posuzování jejich vlivu na poškození nutno použít numerický přístup a v každém časovém okamžiku počítat napjatost, která vede k poškození.

3.1. Napjatost

Okamžitý stav kombinované rovinné napjatosti v čase charakterizuje Mohrova kružnice v rovině (σ, τ) podle obrázku 5. Pro hlavní normálová napětí v čase t (t dále vynecháno) platí



Obr.5: Mohrova kružnice
Mohr's circle

$$\sigma_1 = \frac{\sigma}{2} + \tau_{\max} , \quad (5)$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma}{2} - \tau_{\max} , \quad (6)$$

kde maximální smykové napětí v témže čase je

$$\tau_{\max} = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} . \quad (7)$$

Úhel pootočení α_1 hlavního normálového napětí σ_1 od osy axiálního zatěžování je

$$\alpha_1 = -\frac{1}{2} \arctg \frac{2\tau}{\sigma} . \quad (8)$$

Protože na poškozování spolupůsobí současně obě hlavní napětí, bylo za účelem odhadování poškození vytvořeno zprvu čistě spekulativně fiktivní napětí jako výslednice obou hlavních napětí, jejíž modul je

$$|\bar{\sigma}_d| = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2} . \quad (9)$$

Po dosazení za σ_1 a σ_2 z rovnic (5) a (6) dostaneme zajímavý vztah, totiž

$$\bar{\sigma}_d^2 = 2 \left[\left(\frac{\sigma}{2} \right)^2 + \tau_{\max}^2 \right] = \sigma^2 + 2\tau^2. \quad (10)$$

Tento vztah lze zobecnit zápisem

$$|\sigma_d| = \sqrt{\sigma^2 + (k_c \tau)^2}, \quad (11)$$

což je modul napětí, které nazvěme „poškozující“. Poslední rovnice má i tvar dynamické pevnostní hypotézy použité rovněž v práci [4]. S ohledem na únavové mezní stavy, které nastanou v tahu-tlaku při $\tau(t) = 0$, kdy $|\sigma_d| = \sigma_c^*$, a v krutu při $\sigma(t) = 0$, kdy $|\sigma_d| = k_c \tau_c^*$, bude koeficient k_c roven

$$k_c = \frac{\sigma_c^*}{\tau_c^*}. \quad (12)$$

Zde σ_c^* a τ_c^* jsou mezní únavová napětí v tahu-tlaku a v krutu pro vrubovaný vzorek. Pro hladký vzorek by se jednalo přímo o meze únavy σ_c a τ_c .

Rovnice (11) představuje zobecněnou únavovou pevnostní hypotézu, která vyhovuje oběma mezním způsobům dynamického zatěžování, tedy v čistých režimech prostého tahu-tlaku tak i krutu. Pro orientaci uvedme ještě v tabulce 1 rozšířený přehled některých pevnostních hypotéz.

zatěžování	pevnostní hypotéza	σ_{red}
statické	Tresca	$\sqrt{\sigma^2 + 4\tau^2}$
	Huber-Miseses-Hencky	$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$
dynamické	Únavová – teoreticky	$\sqrt{\sigma^2 + 2\tau^2}$
	Únavová – prakticky	$\sqrt{\sigma^2 + k_c^2 \tau^2}$

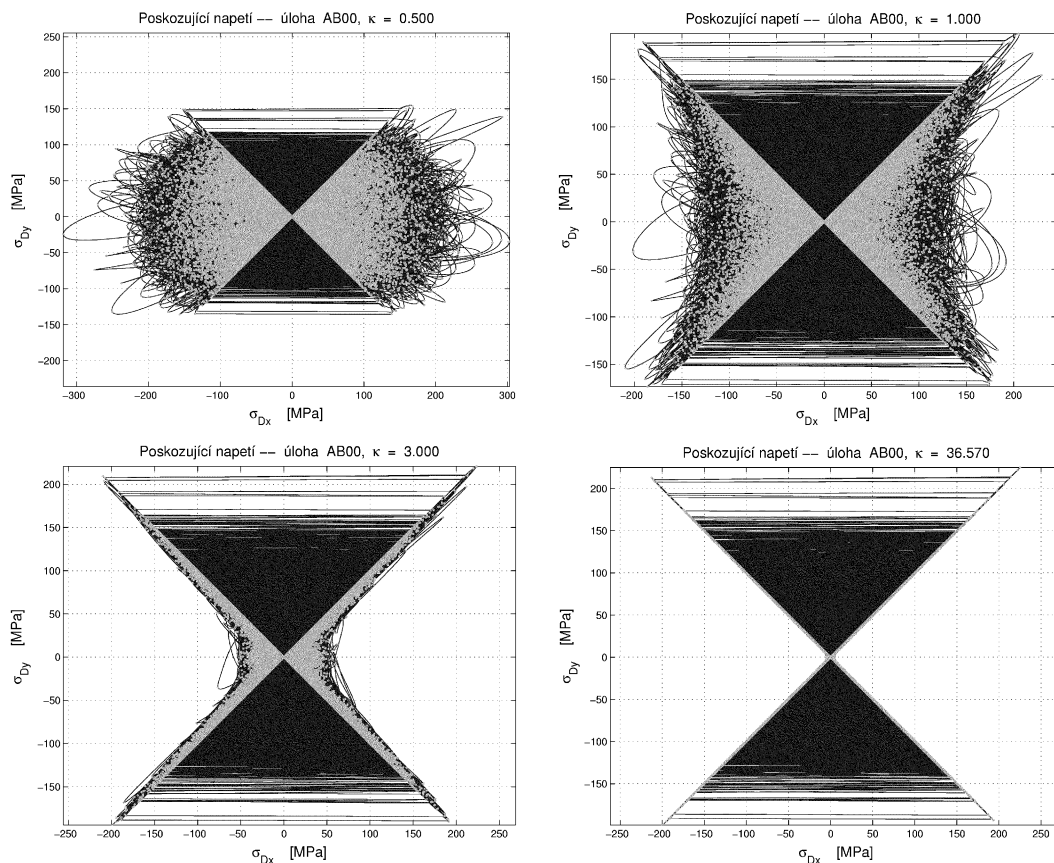
Tab.1: Přehled pevnostních hypotéz
Survey of strength hypotheses

Podle formule (11) se vyhodnotila napjatost pro různé poměry κ směrodatných odchylek. Zbývalo jen přiřadit každému $|\sigma_d(t)|$ příslušný směr $\alpha_1(t)$ podle obrázku 5. Jde o nejchoulostivější krok celé analýzy, protože v okamžicích, kdy se stane $\sigma(t)$ nulovým, Mohrova kružnice má střed v počátku a elipsa napjatosti v reálném prostoru se stane kružnicí, aby v následujícím okamžiku se dříve kratší osa elipsy (σ_2) stala delší osou. Z tohoto důvodu dojde v reálném prostoru k přeskoku vektoru největší napjatosti o $\pm 90^\circ$. To má za následek, že pro různé poměry κ vyplní trajektorie koncových bodů vektoru většího z obou napětí útvary vykreslené v obrázcích 6a, až 6d.

Oblasti přeskoků jsou tmavé výseče nad a pod počátkem. Ve zbylých výsečích jsou vyznačeny opět již zmíněné trajektorie s vnesenými extrémy jako světlejšími body na nich. Orientace zatěžovací síly je v diagramech horizontální.

3.2. Poškození

Dosud provedené zkoušky nekorelovaným náhodným zatěžováním daly výsledky uvedené v tabulce 2. Jsou v ní kromě poměrů κ směrodatných odchylek zatěžovacích procesů ještě



Obr.6: Trajektorie poškozujícího napětí σ_d pro $\kappa = 0,5; 1; 3; 36,57$
 Trajectories of the damaging stress σ_d for $\kappa = 0.5; 1; 3; 36.57$

počty bloků N_b zatěžovacích realizací do únavového lomu a nakonec jim odpovídající hodnoty koeficientu k_{CD} z dále uvedené hypotézy Cortena a Dolana.

Vyhodnocení poškození z průběhu σ_d není dosud v konečné podobě. Důvodem pro tento stav je neznalost vhodného způsobu posuzování poškozujícího účinku obecně proměnlivého namáhání jak co do velikosti tak i směru. Proto se jako první přiblížení použila běžná verze algoritmu dekompozice složitějšího procesu $\sigma_d(t)$ na uzavřené cykly postupem označovaným jako „metoda stékání deště“, při níž se místo $\sigma_d(t)$ použil proces $\text{sign}(\sigma) |\sigma_d|(t)$. Je tedy zřejmé, že se zde zanedbal směrový vliv úhlu $\alpha_1(t)$. Tím zajisté dochází ke zkreslování výsledku, nicméně v současnosti není lepší způsob k dispozici. V literatuře je sice možno nalézt jistý postup, který je však popsán tak nesrozumitelně, že je nepoužitelný [10]. Vliv tohoto úhlu na odhady poškození je dvojí:

- vytváří z poškození vektor,
- hodnocení pojmu „uzavřený cyklus“ se stává nejistým.

K napojování trajektorií koncových bodů σ_d totiž dochází zcela vyjíměčně (pokud se nejedná o zvláštní procesy), protože se neustále mění úhel α_1 . Uvedené jevy stejně jako přeskoky mezi oblastmi bude třeba ještě podrobit bližšímu zkoumání. Rozklad procesu $\sigma_d(t)$ poskytne amplitudy uzavřených cyklů σ_a a střední hodnoty σ_m .

$\kappa = s_\tau / s_\sigma$	N_b	k_{CD}
0	15	0,685
0,5	87	0,581
1	170	0,641
1	300	0,696
3	117	0,590
3	280	0,683
36,57	158	0,555
∞	264	0,606

Tab.2: Výsledky zkoušek
Test results

Únavové vlastnosti v oblasti časové pevnosti vynesené do diagramu vytvoří tzv. Wöhlerovu křivku. U ocelí existuje na Wöhlerově křivce bod zlomu, jemuž odpovídá kritická amplituda napětí – mez únavy σ_c – a jí odpovídající počet cyklů na mezi únavy N_c . S využitím těchto veličin ji lze pro $\sigma_m = 0$ zapsat ve tvaru

$$N_a = N_c \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_a} \right)^w = \frac{A}{\sigma_a^w}. \quad (13)$$

Podobná rovnice platí i pro případ zatěžování při nenulových středních hodnotách σ_m cyklů:

$$N_{am} = N_{cm} \left(\frac{\sigma_{cm}}{\sigma_a} \right)^w, \quad (14)$$

v níž $N_{am} = N_a(\sigma_m)$ je počet cyklů o amplitudě σ_a a střední hodnotě σ_m a $N_{cm} = N_c(\sigma_m)$ počet cyklů do porušení při kritické amplitudě $\sigma_{cm} = \sigma_c(\sigma_m)$. Pro veličiny N_{cm} a σ_{cm} použijeme vztahy z literatury [8] a [11], totiž

$$N_{cm} = N_c \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] = N_c g_m \quad \text{a} \quad \sigma_{cm} = \sigma_c \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_F} \right)^{k_H} = \sigma_c h_m. \quad (15)$$

První formule je parabolická a říká, že při $\sigma_m = 0$ je $N_c(0) = N_c$, kdežto pro $\sigma_m = R_m$ je počet cyklů nulový, protože již σ_m dosáhlo meze pevnosti. Druhá formule, popisující tzv. Haighův diagram, udává jak se mění kritická amplituda napětí σ_{cm} se středním napětím cyklu. Dosadíme-li tyto vztahy do rovnice (14), dostaneme

$$N_{am} = N_c \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_a} \right)^w g_m h_m^w. \quad (16)$$

Tento vztah je funkcí dvou proměnných, a to σ_a a σ_m . Jde tedy o plochu nad oběma proměnnými, která udává počet harmonických cyklů do porušení, tedy jakousi Wöhlerovu plochu. Při konstantnosti obou proměnných během zatěžování je možné určit i životnost zkoušeného objektu.

Pokud zatěžování nemá konstantní amplitudy a střední hodnoty cyklů, je určení životnosti problematické. Typickými představiteli takového zatěžování jsou náhodné procesy, se kterými se setkáváme v provozu strojů a zařízení. Většina používaných postupů je založena na lineární kombinaci poškození. Postupy jsou založeny na myšlence, že relativní poškození d_{am} vyvolané jedním napěťovým cyklem o amplitudě σ_a na střední hodnotě σ_m je

nepřímo úměrné počtu cyklů do porušení N_{am} . Celkové relativní poškození D je potom sumou všech dílčích relativních poškození. Tato základní myšlenka je rozvíjena různými autory do různých hypotéz výpočtu relativního poškození. Uvedeme alespoň základní z nich:

Palmgren-Miner

Tato hypotéza využívá beze změn formuli (16) jen s tím omezením, že cykly $\sigma_a < \sigma_c(\sigma_m)$ nepoškozují objekt. Potom relativní poškození se stanoví jako

$$D_{PM} = \frac{1}{N_c \sigma_c^w} \sum_{am} \frac{\sigma_a^w}{g_m h_m^w} \Bigg|_{\sigma_a > \sigma_{cm}} . \quad (17)$$

Jde o nejstarší hypotézu, která dává nejmenší odhad poškození a není tedy na bezpečné straně. Větší poškození lze odhadovat pomocí jiných hypotéz.

Haibach

Podle této hypotézy poškozují všechny cykly, avšak ty, které leží pod mezí únavy, se na celkovém poškození podílejí méně. Únavová křivka pod mezí únavy má jiný sklon daný exponentem $2w - 1$. Relativní poškození se potom vypočte jako

$$D_H = D_{PM} + \frac{1}{N_c \sigma_c^{2w-1}} \sum_{am} \frac{\sigma_a^{2w-1}}{g_m h_m^{2w-1}} \Bigg|_{\sigma_a \leq \sigma_{cm}} . \quad (18)$$

Doplňkovým druhým členem se respektuje skutečnost, že cykly, které u harmonického zatěžování ležely pod mezí únavy a nemohly proto vyvolat trhlinu, která by se dále šířila až do lomu, mohou při změněných podmínkách vzniklých dílčím porušením objektu mohutnějšími cykly přispívat k porušování v kořeni trhliny při jejím šíření.

Corten-Dolan

Tato hypotéza je široce využívána v průmyslové praxi, protože, jak se uvádí v literatuře, dává nejlepší odhady doby života součástí [12]. Využívá modifikovaný předpis pro počet cyklů do porušení:

$$N_{ac} = N_{cm} \left(\frac{\sigma_{cm}}{\sigma_{a, \max}} \right)^w \left(\frac{\sigma_{a, \max}}{\sigma_a} \right)^{k_{CD} w} . \quad (19)$$

Po dosazení za N_{cm} a σ_{cm} podle formulí z (15) dostaneme

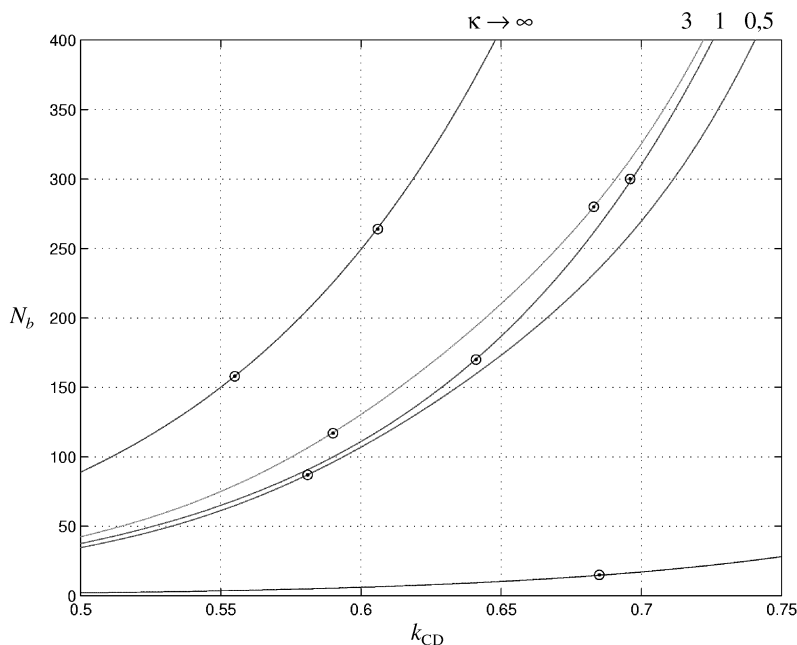
$$N_{am} = \frac{N_c \sigma_c^w}{\sigma^{k_{CD} w}} g_m h_m^w \sigma_{a, \max}^{(k_{CD}-1)w} . \quad (20)$$

Sumací všech dílčích relativních poškození jako převratných hodnot k N_{am} dostaneme celkové relativní poškození ve tvaru

$$D_{CD} = \frac{1}{N_c \sigma_c^w \sigma_{a, \max}^{(k_{CD}-1)w}} \sum_{am} \frac{\sigma_a^{k_{CD} w}}{g_m h_m^w} , \quad (21)$$

kde sčítání probíhá přes všechny cykly procesu namáhání bez ohledu na mez únavy. Koeficient k_{CD} se v praxi volí obvykle v mezích 0,5 až 1,0 podle zkušenosti s únavou dílů podobné konstrukce a zatížení.

Jakmile jsou k dispozici parametry σ_a a σ_m cyklů poškozujícího napětí $\sigma_d(t)$, lze odhadovat poškození pomocí některé z výše uvedených hypotéz. Byly vybrány dvě – Palmgrenova-Minerova a Cortenova-Dolanova, které patří k nejužívanějším. Při jejich aplikaci byly použity následující parametry: $\sigma_F = R_m$, $k_H = 0,25$ a k_{CD} proměnné. Zatímco první z hypotéz naprosto zklamala, protože poskytovala odhady životnosti řádově vyšší, než byly experimentálně zjištěny (viz tabulka 2), studie provedená s hypotézou Cortenovou-Dolanovou dala výsledky, které jsou již použitelné.



Obr.7: Měřené a vypočtené únavové životnosti v počtech bloků N_b jako funkce k_{CD}
Measured and calculated fatigue lives as functions of k_{CD}

V obrázku 7 jsou vyneseny závislosti vypočtených životností v počtech zatěžovacích bloků na použitém koeficientu k_{CD} z obvyklého intervalu hodnot a to pro použitou množinu poměrů $\kappa = [0; 0,5; 1,0; 3,0; 36,57]$. Napočtené funkce jsou protnuty hodnotami naměřených životností uvedených v tabulce 2, do které byly vneseny i hodnoty takto získaných koeficientů k_{CD} Cortenovy-Dolanovy hypotézy pro přesnou shodu výpočtu a měření. Je patrné, že hodnoty exponentů k_{CD} označené v diagramu kroužky jsou z relativně úzkého intervalu (0,55–0,70).

4. Závěr

V příspěvku byly popsány dílčí, zatím neúplné, výsledky řešení grantového projektu GAČR 101/02/0043. Předem bylo známo, že daný problém je příliš komplikovaný, než aby bylo možno dosáhnout konečného výsledku v jednom kroku.

Již výsledky prvních experimentů realizovaných při různých poměrech $\kappa = \tau/\sigma$, avšak tak, že τ_{\max} zůstávalo stejné, ukázaly, že životnost je výrazně proměnná. Protože běžné postupy odhadů životnosti z obvyklých hypotéz kumulace poškození naprosto selhávaly, a to jak pro výsledná maximální smyková namáhání jako funkce času $\tau_{\max}(t)$, tak i při aplikaci na tahové hlavní napětí $\sigma_1(t)$, vybuodoval se pojem „poškozující napjatosti“, na níž se podílejí

obě hlavní (normálová) napětí. Srovnáním se statickými přístupy se ukázalo, že poškozujícím napětím se formuluje nová únavová pevnostní hypotéza.

Poškozující napjatost dala po dekompozici modifikovanou metodou stékání deště a použití hypotéz kumulace únavového poškození výsledky, které v případě Palmgrenovy-Minerovy hypotézy jsou nepoužitelné pro značně optimistické životnosti. Naproti tomu hypotéza Cortenova-Dolanova s exponentem k_{CD} z intervalu hodnot (0,55–0,70) poskytla již přijatelné odhady.

Celý postup bude zapotřebí ještě zpřesnit jak v modelu tak i při experimentu. U modelu bude zlepšení založeno na směrovém poškozování a úpravě metody stékání deště.

Poděkování

Práce zde popsané byly podpořeny Grantovou agenturou České republiky grantem č.101/02/0043. Autoři by chtěli také poděkovat recenzentům tohoto příspěvku za řadu cenných připomínek, které pomohly odstranit řadu nedostatků původního rukopisu. Tento článek je zcela přepracovanou a rozšířenou verzí příspěvku předneseného na konferenci Engineering Mechanics 2003 ve Svatce [13].

Literatura

- [1] Papuga J., Růžička M., Balda M.: Metody multiaxiální analýzy únavové životnosti, ve sb. Únavová a lomová mechanika, ŠKODA Výzkum, Žinkovy, 2002
- [2] Kermes J.: Únava ocelí při kombinovaném namáhání tah-krut se synchronizovanými složkami i s fázovým posunutím včetně koncentrátoru napětí, Výzk. zpráva ZČU ITS 124VP, Plzeň, 1994
- [3] Svoboda J., Václavík M.: An influence of out-of-phase combined loading, ve sb. Engineering Mechanics 2001, ed. A. Poživilová, J. Masák, Svatka, 2001, ISBN 80-85918-64-1
- [4] Balda M., Svoboda J.: Problematika mezní únavové napjatosti při kombinovaném namáhání, ve sb. Engineering Mechanics 2002, ed. L. Houfek, P. Hlavoň, P. Krejčí, Svatka, 2002, ISBN 80-214-2109-6
- [5] Balda M.: Software support of fatigue tests, ve sb. Diagnostics and Active Control 2000, ed. Z. Ehrenberger, V. Kotek, J. Krejsa, VUT Brno, Třešť, ISBN 80-214-1665-3
- [6] Václavík M.: Vliv poměru smykových a normálových složek napětí na šíření únavových trhlin, ve sb. Dynamics of Machines 2001, ed. I. Dobiáš, IT ASCR, Praha, 2001, ISBN 80-85918-61-7
- [7] Svoboda J., Balda M., Fröhlich V.: Životnost konstrukce namáhané náhodným víceosým zatížením, ve sb. Výpočtová mechanika 2002, ed. J. Křen, ZČU FAV KME, Nečtiny, 2002, ISBN 80-7082-903-6
- [8] Balda M.: Parametry Wöhlerovy křivky jinak. ve sb. Výpočtová mechanika 2002, ed. J. Křen, ZČU FAV KME, Nečtiny, 2002, ISBN 80-7082-903-6
- [9] Svoboda J., Balda M., Fröhlich V.: Životnost a hypotézy při kombinovaném náhodném zatěžování, ve sb. Proc. Colloq. Dynamics of Machines 2003, ed. I. Dobiáš, IT ASCR, Prague, 2003, ISBN 80-85918-81-1
- [10] Stefanov S.H.: The curvilinear integral method: Testing 2 (under non-proportional pulsating axial force and internal pressure), Int. J. Fatigue, Vol.18 (1996), pp. 41–48
- [11] Růžička M., Hanke M., Rost M.: Dynamická pevnost a životnost, Skriptum ČVUT v Praze, Ediční středisko ČVUT, Praha, 1989
- [12] Vojtíšek J.: Výpočty a ověřování životnosti strojních částí namáhaných náhodným stacionárním zatížením, Výzk. zpráva Sz 3977V, ŠKODA Plzeň ÚVZÚ, 1977
- [13] Balda M., Svoboda J., Fröhlich V.: Using hypothesis for calculating fatigue lives of parts exposed to combined random loads, paper No. 141, ve sb. & CD ROM Engineering Mechanics 2003, ed. J. Náprstek a C. Fischer, ITAM AS CR, Svatka, 2003, ISBN 80-86246-18-3

Estimating Fatigue Lives of Parts under Combined Random Loading

Key words: *multiaxial fatigue, non-proportional loading, strength hypotheses, damage cumulation, experimental results*

The contribution deals with a complicated problem of fatigue damage of structure parts, which are loaded by a combination of random forces in tension-pressure and moments in torque. It presents intermediate results of experimental and theoretical studies of multiaxial fatigue caused by nonproportional combined loading. An attempt is made for an estimation of total damage with the use of a virtual damaging stress as a resultant of the principal stresses. The formula for the damaging stress yields the new strength hypothesis for fatigue similar to those of Tresca and Huber-Mises-Hencky used for static problems. The damage is estimated applying the hypotheses of Palmgren-Miner and Corten-Dolan to a rain-flow-like sequence of resulting stress. Experiments were carried out on tube-form specimens notched by a lateral hole. The theoretical results are compared with experimental ones. While the hypothesis of Corten-Dolan gave applicable results, the hypothesis of Palmgren-Miner strongly overestimated the fatigue lives of specimens. Investigations continue both on theoretical and experimental fields.

Došlo do redakce: 17. června 2003

Schváleno k uveřejnění: 29. července 2003

Poznámka: Článek je rozšířením tématu předneseného na konferenci:
Engineering Mechanics 2003, Sratka, 2003.