



MANDREL COLDWORKING: COMPUTATION OF RESIDUAL STRESSES AND FATIGUE CRACK GROWTH RETARDATION

Aleš MATERNA, Vladislav OLIVA, Petr MICHLÍK*

***Summary:** Residual compressive stresses emanating from cold worked hole were determined using an elastic-plastic axisymmetric contact FEM analysis. The zone of the highest stresses was found near the exit side of the hole. The growth of a small corner fatigue crack at the entry edge of the hole under random loading with a typical aircraft spectrum was simulated using the program AFGROW. The crack practically did not propagate during the entire service life. The result was in good agreement with experiments.*

1. Úvod

Růst únavových trhlin z nýtových spojů často snižuje životnost leteckých konstrukcí. Účinek nýtového otvoru jako koncentrátoru napětí lze do značné míry eliminovat jeho zpevněním za studena. Speciální technologií, spočívající v protažení kónického trnu otvorem, se v jeho okolí vytvoří tlaková reziduální pnutí, která brání vzniku a šíření trhlin. Technologie je vhodná zvláště u podzvukových letadel. Při provozu nadzvukových strojů se dosahuje vyšších teplot, což vede postupně k relaxaci zbytkových napětí a k vymizení pozitivního efektu protažení.

V rámci letecké konstrukční filozofie „Damage Tolerance“ se pro posouzení únavové životnosti části konstrukce s nýtovým spojem předpokládá malá rohová trhlina na hraně otvoru a experimentálně nebo teoreticky se vyhodnocuje její růst vyvolaný cyklickým zatěžováním, jehož spektrum odpovídá skutečnému provozu. Článek se zabývá teoretickým posouzením vlivu technologie protahování nýtových otvorů na růst takové předepsané trhliny. Výsledky simulací jsou konfrontovány s experimentálními daty.

2. POPIS ŘEŠENÉHO PROBLÉMU

Geometrie tělesa s rohovou trhlinou, umístěnou na hraně otvoru zpevněného protažením za studena, je znázorněna na obr. 1. Posouzení jejího chování musí respektovat řadu faktorů.

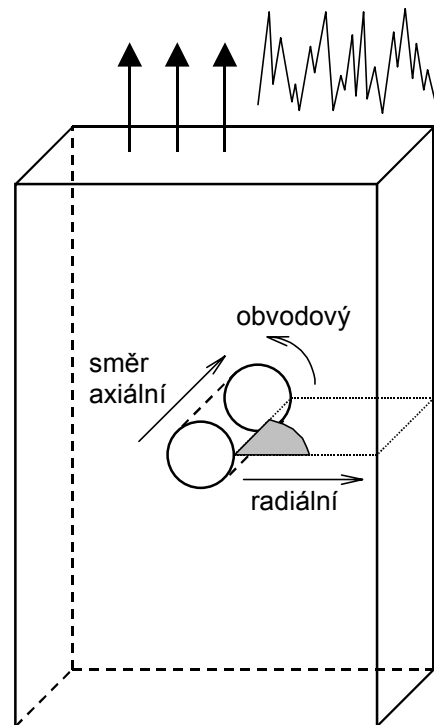
Především jde o to, že rychlost šíření únavové trhliny se mění s její délkou a geometrií. Dále je nutno vzít v úvahu, že okamžité chování trhliny nezávisí jen na aktuálním zátěžném cyklu, ale je ovlivněno i předchozí zatěžovací historií. To je zvláště důležité při zatěžování s proměnnými parametry cyklu, charakterizovaném právě např. typickým leteckým zátěžným spektrem. Konečně je známo, že tlakové zbytkové napětí, které má snahu trhlinu zavírat, snižuje efektivní část zátěžného cyklu a trhlinu tak účinně brzdí.

* Ing. Aleš Materna, Ph.D., Doc. Ing. Vladislav Oliva, CSc., Petr Michlík:
Katedra materiálů, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská ČVUT, Trojanova 13, 120 00 Praha 2;
e-mail: materna@kmat.fjfi.cvut.cz, oliva@kmat.fjfi.cvut.cz

Téměř výhradně používaným parametrem pro popis namáhání v kořeni trhliny a tedy i rychlosti trhliny v závislosti na její geometrii je faktor intenzity napětí K . V obecném případě je nutno určit jeho průběh podél celého zakřiveného čela. To je však numericky poměrně náročné. Často se proto přijímá předpoklad, že tvar čela lze u rohových povrchových trhlin aproximovat čtvrtelipsou a u trhlin průchozích úsečkou. Pro tyto zjednodušené tvary čela existují často používaná a praxí prověřená analytická vyjádření K -faktoru.

Interakce účinku určitého zátěžného cyklu s účinky cyklů předchozích je dána především plastickou deformací v okolí postupujícího čela únavové trhliny, kterou není možno dodnes zcela věrně modelovat. Pro predikci růstu trhliny za takových podmínek se proto zatím používají hypotetické, fenomenologické modely, simulující zejména retardaci trhliny vyvolanou občasným přetížením. Jejich použitelnost pro konkrétní situaci je však třeba ověřit experimentálně.

Jedním ze způsobů, jak zohlednit vliv zbytkových pnutí, je zavedení „reziduálního“ faktoru intenzity napětí, který má v případě tlakových zbytkových napětí zápornou hodnotu. Ten se superponuje na K -faktor pro trhlinu bez okolních zbytkových napětí a vstupem pro obvyklé výpočty rychlosti je výsledná hodnota.



Obr. 1 Geometrie tělesa s trhlinou

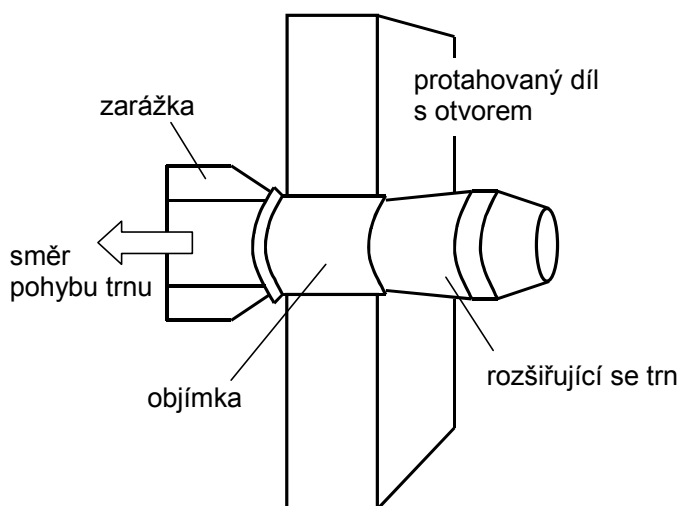
Inženýrský výpočetní model chování uvažované únavové trhliny sestával ze dvou hlavních kroků:

- a) numerický výpočet pole reziduálních napětí vyvolaných průchodem protahovacího trnu otvorem,
- b) vyhodnocení experimentálních dat a stanovení vstupních údajů pro výpočtový program umožňující simulaci růstu trhliny při zohlednění výše uvedených skutečností a poznatků.

3. STANOVENÍ POLE REZIDUÁLNÍCH PNUTÍ PO PROTAŽENÍ NÝTOVÉHO OTVORU ZA STUDENA

Princip technologického procesu protahování za studena je zobrazen na schematickém obr. 2. Do otvoru pro nýt je vložena ocelová objímka, kterou je protažen trn kónického tvaru. Maximální průměr trnu s objímkou je o předepsaný přesah větší než průměr otvoru, což vede k roztažení otvoru a k plastickým deformacím v jeho bezprostředním okolí. Silové působení okolního elastického materiálu vede po průchodu trnu (odlehčení) ke vzniku reziduálních napětí. Otvor je pak vystružen na předepsaný konečný průměr.

Postupy pro analytický výpočet pole zbytkových napětí v okolí plasticky roztaženého otvoru byly publikovány (např. [1]). Nejsou však zcela obecné - nerespektují např. vliv pohybu



Obr. 2 Schematické znázornění procesu protahování trnu za studena

protahovacího trnu. Celý elastoplastický proces zpevňování lze naštěstí dnes již modelovat pomocí metody konečných prvků, a to včetně pohybu trnu, kontaktu mezi objímkou a trnem a mezi objímkou a zpevňovanou částí i s uvažováním tření. Pro takovou simulaci byl zvolen program MSC.Marc [2], vyvinutý speciálně pro řešení nelineárních problémů.

Pomocí programu byly modelovány celkem tři varianty protažení nýtového otvoru, lišící se tloušťkou protahovaného dílu a přesahem trnu s objímkou vůči průměru otvoru (Tab. 1).

Tab. 1 Varianty deformačního zpevňování otvoru pro nýt

číslo varianty	tloušťka protahovaného dílu	přesah trnu s vložkou vůči otvoru
1	základní	4,7 %
2	základní	3,3 %
3	dvojnásobná oproti základní	4,7 %

Při výpočtu bylo využito toho, že úlohu lze přibližně považovat za rotačně symetrickou, s osou symetrie totožnou s osou otvoru. Trn, vložka i protahovaný díl byly modelovány pomocí dvojdimenzionální sítě rotačně symetrických konečných prvků. Další důležité aspekty výpočtu lze charakterizovat takto:

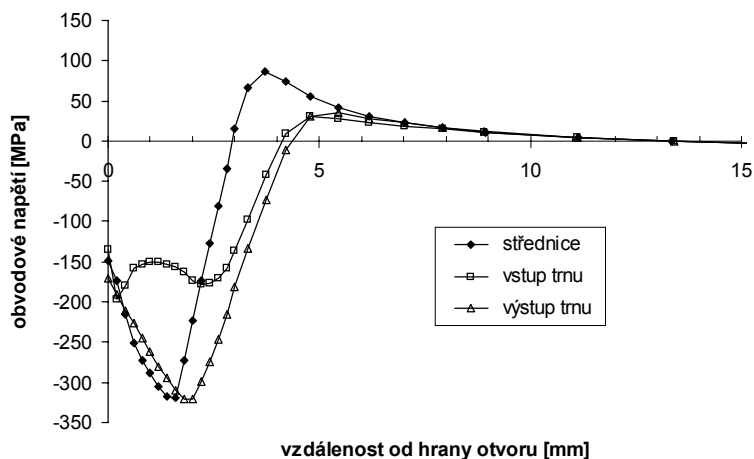
- elastoplastická charakteristika materiálu protahovaného dílu odpovídala letecké slitině typu Al 2024 a byla zadána po částech lineárně; elastoplastická charakteristika materiálu objímky byla zadána bilineárně a odpovídala nerezové oceli; materiál trnu byl modelován jako čistě elastický s konstantami odpovídajícími nástrojové oceli,
- kromě materiálových nelinearit byly uvažovány i nelinearity geometrické, protože výsledné deformace nesplňovaly předpoklady teorie malých deformací,
- kontakt mezi trnem a objímkou, objímkou a protahovaným dílem byl realizován implementovaným automatickým algoritmem,
- protože nebyly k dispozici dostatečně přesné vstupy pro modelování tření, byly analyzovány a diskutovány různé hodnoty součinitele tření mezi objímkou a protahovaným dílem,
- finální vystružení otvoru bylo realizováno odebráním konečných prvků v oblasti ztraceného materiálu a opětovným ustavením rovnovážného stavu (jedná se tedy o idealizaci, při níž je zanedbán vliv samotného procesu vystružování).

Pro posouzení účinku protažení na rychlost šíření uvažované únavové trhliny je rozhodující obvodová složka tenzoru zbytkových napětí, která je kolmá na líce trhliny a která má podle znaménka tendenci trhlínu uzavírat nebo otevírat. Z hlediska průběhu této složky napětí lze výsledky výpočtů popsat následovně:

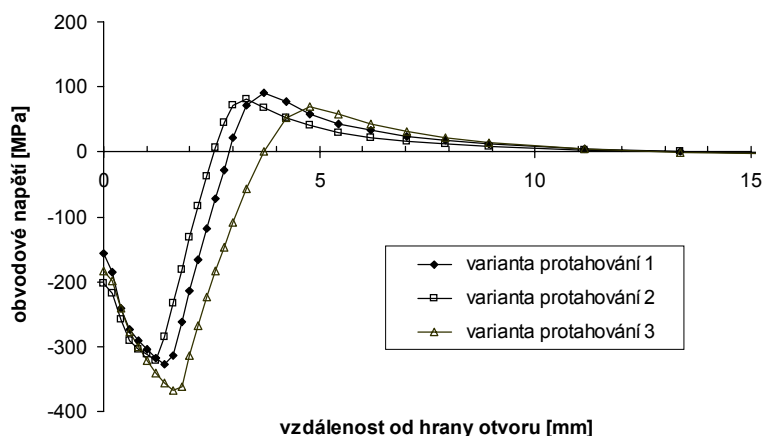
- hodnota součinitele tření mezi objímkou a protahovaným dílem nemá významný vliv na velikost obvodového napětí ve střední části tělesa,
- vystružení otvoru není třeba modelovat výše popsaným způsobem; postačující je „oříznutí“ průběhu zbytkových pnutí v místě konečné hrany otvoru,
- obvodové napětí není podél tloušťky protahovaného dílu konstantní; rozdíly jsou jak mezi povrchovými částmi dílu a jeho středem, tak mezi oběma povrchy (obr. 3 pro variantu 1); maximální tlakové zbytkové napětí je vyšší na straně, z níž trn při protahování vystupuje,
- pod povrchem otvoru vznikají značná tlaková zbytková napětí, která by měla mít pozitivní vliv na lokální odolnost vůči šíření únavové trhliny. V určité hloubce se však mění na napětí kladná, která delší trhlínu naopak urychlí.

Změna velikosti přesahu podle tabulky 1 se těsně u povrchu otvoru na obvodových napětích příliš neprojevila. Hlouběji pod povrchem však větší přesah vedl ke zvýšení tlakových napětí

a zvětšení oblasti záporných zbytkových pnutí (srovnej varianty 1 a 2 na obr. 4), což je podporováno i větší tloušťkou protahovaného dílu (varianta 3).



Obr. 3 Radiální průběhy zbytkového obvodového napětí ve třech rovinách kolmých na osu otvoru. Varianta protažení 1



Obr. 4 Radiální průběhy zbytkového obvodového napětí ve střední rovině tělesa s otvorem pro tři různé varianty protažení podle tab. 1

4. STANOVENÍ VSTUPNÍCH ÚDAJŮ PRO FENOMENOLOGICKÝ MODEL ŠÍŘENÍ TRHLINY PŘI CYKlickém ZATÍŽENÍ S PROMĚNNÝMI PARAMETRY CYKLU

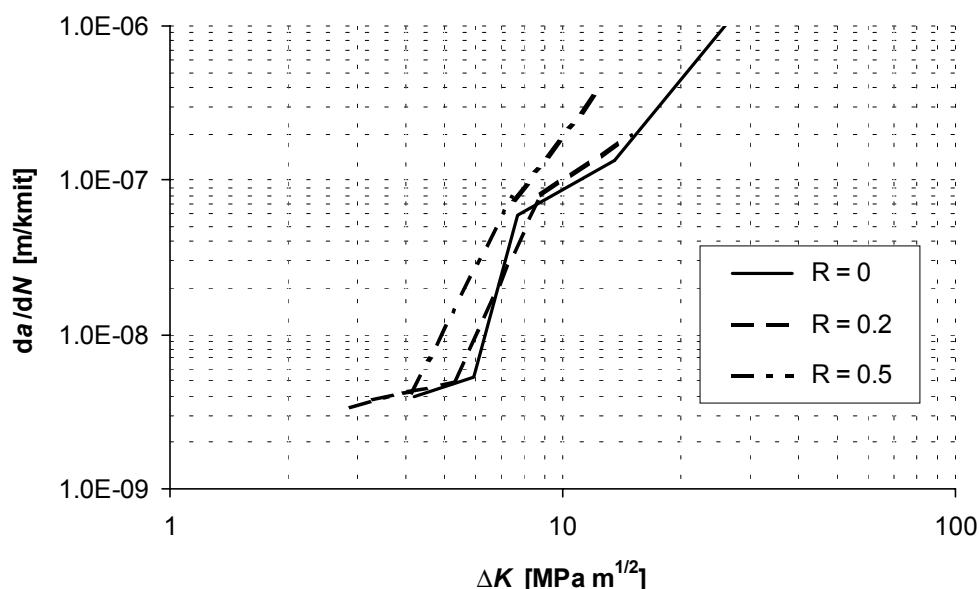
Pro simulace šíření únavové trhliny z obr. 1 byl vybrán program AFGROW [3], respektující povahu problému popsanou v odst. 2. Program simuluje růst trhliny cyklus po cyklu a má implementovány tři interakční modely:

- zobecněný Willenborgův model,
- model respektující zavírání trhliny dané předchozí zatěžovací historií,
- Wheelerův model interakce plastických zón.

Všechny tři modely byly testovány. Jako nejvhodnější pro řešení daného problému byl zvolen zobecněný Willenborgův model, který dobře vystihoval tvar růstové křivky pro trhlínu neovlivněnou zbytkovým napětím.

Základní myšlenkou modelu je redukce faktorů intenzity napětí vyplývající z působení reziduálních napětí v plastické zóně indukované přetěžujícím cyklem. Z redukovaných „efektivních“ hodnot faktoru intenzity K se obvyklým postupem počítá rychlost šíření trhliny. Východiskem jsou zde běžné experimentální růstové křivky určené při konstantní amplitudě zatěžování s různým parametrem asymetrie cyklu R . Pro určení velikosti redukce jsou kromě K -faktoru ve špičkách zatížení důležité hodnoty meze kluzu materiálu (z níž se analyticky odhaduje velikost plastické zóny), prahová hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK_{th} , při níž se trhlina začíná šířit, a volitelný parametr w . Ten by měl být v ideálním případě materiálovým parametrem optimalizovaným tak, aby co nejlépe vystihoval experimentální data. Pro hliníkové slitiny se doporučuje volba $w = 3$.

Na obr. 5 jsou po částech lineární závislosti rychlosti šíření na rozkmitu faktoru intenzity napětí získané vyhodnocením běžných únavových experimentů. Tyto závislosti jsou atypické ve dvou ohledech. V oblasti nízkých hodnot rychlosti nemají očekávaný asymptotický průběh vyplývající z existence prahové hodnoty ΔK_{th} . To mohlo být dáno předcyklováním zkušebních těles za účelem rozběhu trhliny z hrany vrubu. Druhým atypickým rysem je to, že při určitých hodnotách ΔK se rychlost s rostoucím parametrem asymetrie R nezvyšuje. To je ovšem z hlediska algoritmů programu AFGROW nepřijatelné; vstupní závislosti bylo proto třeba nepatrně upravit. Úpravy byly takové, aby následné predikce rychlosti trhliny zůstaly konzervativní.

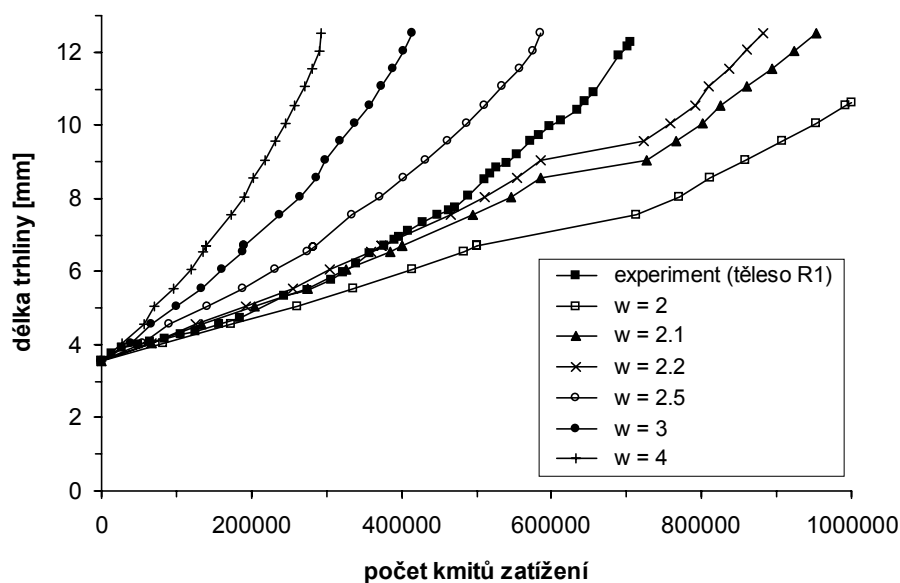


Obr. 5 Experimentální výsledky vyjádřené jako po částech lineární závislosti rychlosti šíření únavové trhliny na rozkmitu faktoru intenzity napětí při harmonickém zatěžování s různou hodnotou parametru asymetrie cyklu

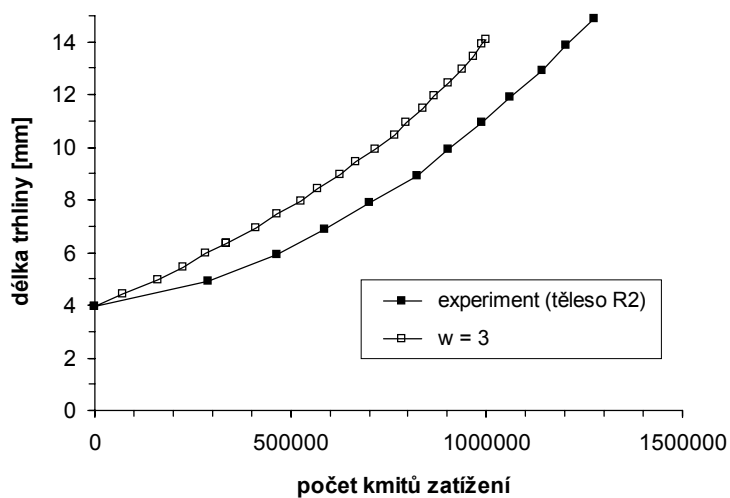
Parametr w byl volen tak, aby Willenborgův model co nejlépe vystihoval skutečný růst únavových trhlin v daném materiálu při zvoleném zátěžném spektru, ale bez účinku vlastních pnutí. K tomu účelu byly provedeny potřebné experimenty. Dvě obdélníková plochá zkušební tělesa R1 a R2 s centrálním otvorem obsahovala jednostrannou rohovou trhlinu na hraně otvoru; lišila se rozměry trhliny a úrovní zatížení. Obdobná tělesa P1a a P1b s průchozí trhlinou byla zcela stejná co do geometrie i namáhání.

Na obr. 6 jsou uvedeny výsledky simulací růstu únavových trhlin v tělese R1 pro různé hladiny w . Experimentální křivka je nejlépe vystižena při $w = 2,2$, v závěrečné etapě však tato hodnota dává nekonzervativní odhad. Pro $w > 2,5$ je predikce již konzervativní pro celou dobu testu. Po mnoha pokusech byla ve výpočtovém modelu nakonec ponechána doporučená hodnota $w = 3$. Pro těleso R2 dávala totiž rovněž konzervativní predikci (obr. 7) a vyhovovala i z hlediska predikce růstu průchozích

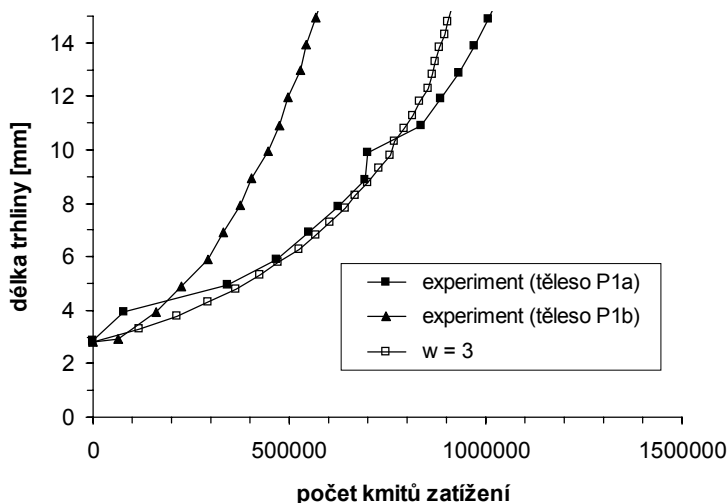
trhlin v tělesech P1a a P1b (obr. 8). Obr. 8 dává jistou představu i o rozptylu skutečných růstových křivek.



Obr. 6 Růstové křivky určené pomocí Willenborgova modelu s různým parametrem w spolu s růstovou křivkou určenou experimentálně v tělese s rohovou trhlinou R1



Obr. 7 Porovnání růstové křivky určené pomocí Willenborgova modelu ($w = 3$) s růstovou křivkou určenou experimentálně v tělese s rohovou trhlinou R2



Obr. 8
Porovnání růstové křivky určené pomocí Willenborgova modelu ($w = 3$) s růstovými křivkami určenými experimentálně na geometricky shodných tělesech s průchozí trhlinou P1a a P1b

5. VÝPOČET ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY VYCHÁZEJÍCÍ Z HRANY OTVORU PRO NÝT ZPEVNĚNÉHO PROTAŽENÍM ZA STUDENA

Konečnou etapou výpočtů byly simulace šíření rohové trhliny na hraně otvoru v tělese z letecké hliníkové slitiny typu Al 2024. V okolí otvoru byla předpokládána existence pole reziduálních obvodových napětí indukovaných protažením za studena podle varianty 1 z tab. 1. Trhlina se šířila při cyklickém namáhání definovaným zátěžným spektrem pro typický letový provoz. Výpočty byly provedeny pomocí programu AFGROW. Zopakujme hlavní vstupy:

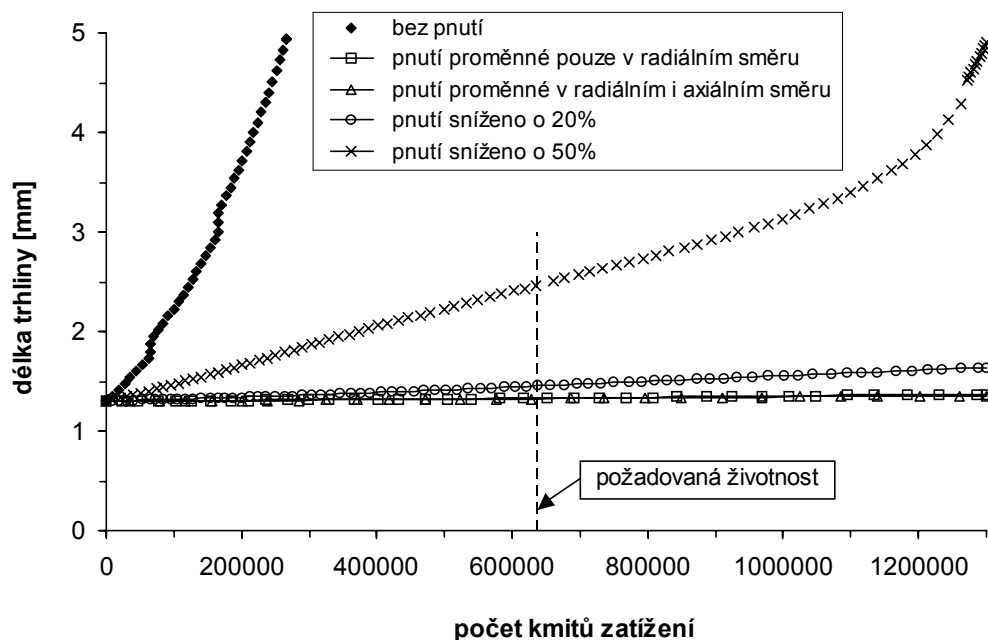
- geometrie otvoru s trhlinou (obr. 1),
- spektrum zatížení,
- upravené závislosti rychlosti trhliny na rozkmitu faktoru intenzity napětí pro tři různé parametry asymetrie cyklu $da/dN = da/dN (\Delta K)_R$ (odst. 4),
- parametry Willenborgova modelu (odst. 4),
- zbytkové obvodové napětí v okolí zpevněného otvoru (odst. 3).

Zadání vypočítaného pole zbytkového napětí vyžaduje ještě určité vysvětlení. Pro simulaci pohybu čtvrteliptického čela trhliny stačí znát pouze dvě hodnoty K-faktoru a to v místech průsečíků elipsy s poloosami (průchozí čelo by bylo charakterizováno dokonce hodnotou jedinou). Stejně je tomu i u reziduálního K-faktoru, který nahrazuje účinek vlastních pnutí. Pro čtvrteliptickou rohovou trhlinu stačí proto zbytková napětí zadat pouze po obvodu lomové plochy. To bylo provedeno několika způsoby:

- 1) Zbytková napětí byla zadána jako proměnná pouze v radiálním směru, a to podle křivky „vstup trnu“ na obr. 3. Na povrchu otvoru byla konstantní. Simulovaná trhlina byla tedy „umístěna“ na stranu vstupu trnu do otvoru, na níž vyšla podle obr. 3 relativně nízká tlaková zbytková napětí. Taková volba je z hlediska životnosti konzervativní. Příslušná růstová křivka je zobrazena na obr. 9. I při zvoleném „málo účinném“ poli zbytkových napětí je růst trhliny během předpokládané životnosti dílu prakticky zanedbatelný. Pokud radiální průběh zbytkového napětí odpovídal střední rovině (křivka „střednice“ v obr. 3), trhlina se nešířila vůbec.
- 2) Zbytková napětí byla zadána jako proměnná v radiálním směru (opět podle průběhu na vstupní straně otvoru) i na povrchu otvoru, přesně podle výsledku výpočtu. Růst trhliny je podle obr. 9 opět zanedbatelný.

Provedené simulace vedly tedy k závěru, že protažení otvoru trnem prakticky zastaví růst modelové únavové trhliny na jeho hraně.

Při posledních dvou simulacích byly hodnoty zbytkových napětí, zadané podle bodu 2, záměrně sníženy nejdříve o 20% a posléze až o 50%. To mělo ukázat, jak je uvedený závěr citlivý na přesnost výpočtu (nebo relaxaci) zbytkových napětí. Při sníženém napětí o 20% se délka trhliny za dobu požadované životnosti zvětšila o přibližně 0,15 mm a ani po dvojnásobném počtu cyklů neprorostla polem tlakových pnutí. Při poklesu napětí o 50% se délka trhliny zvětšila o cca 1,2 mm. Až po dvojnásobku požadované životnosti se trhlina dostala z pole výrazných tlakových pnutí a začala se urychlovat. Pro srovnání je na obr. 9 vynesena i rychlý růst trhliny, zcela zbavené příznivého vlivu tlakových zbytkových napětí.



Obr. 9 Růst trhliny v tělese podle obr. 1 určené pomocí programu AFGROW (Willenborgův model, $w = 3$) s různými popisy pole zbytkových pnutí

6. ZÁVĚR

Byla provedena numerická simulace protažení nýtového otvoru trnem. Výsledné pole reziduálních napětí nabývá nejvyšších tlakových hodnot asi 2 mm pod povrchem otvoru. Navíc bylo ukázáno, že v místě vstupu trnu je napětí v absolutní hodnotě nižší, než na jeho výstupu.

Výpočet účinku cyklického zatížení na růst trhliny potvrdil pozitivní vliv protažení na únavovou životnost spoje – trhlina se během předpokládané doby životnosti prakticky nešířila. Toto zjištění je v souladu s experimentálním pozorováním.

Výzkum byl podporován grantem č. 101/99/0834 „Metoda konečných prvků v nelineární mechanice kontinua a aplikace v problémech šíření trhlín”.

7. LITERATURA

- [1] Wanlin, G.: Elastic-Plastic Analysis of a Finite Sheet with a Cold-Worked Hole, Engng Fract. Mechanics, 45, No. 6, 1993, pp. 857-864
- [2] MSC.Marc Volume A-E, Version 2000, MSC.Software Corporation, 2000
- [3] Harter, J. A.: AFGROW Users Guide and Technical Manual. Wright-Patterson Air Force Base OH 45433-7542, 2000, 212 p.