

UDK 624.073.5:534.431.011.25:620.174

UTJECAJ SEKUNDARNOG SAVIJANJA NA RAST PUKOTINA U OREBRENIM PANELIMA EFFECT OF SECONDARY BENDING ON FATIGUE CRACK GROWTH IN STIFFENED PANELS

Željko BOŽIĆ – Danijel VUJICA – Sanjin BRAUT

Sažetak: Eksperimentalni uzorci ploče i orebrenog panela sa središnjom pukotinom podvrgnuti su cikličkom vlačnom opterećenju. U orebrenim panelima opterećenima na vlak javljaju se izvan ravninske deformacije s lokalnim savijanjem, kao posljedica geometrijskoga ekscentriciteta nastalog propagacijom pukotina. Faktor sekundarnog savijanja *sbf* definiran je kao odnos membranskog naprezanja i naprezanja uslijed savijanja u okolini vrha pukotine. Uveden je postupak za simulaciju životnog vijeka konstrukcije temeljen na integraciji Parisove jednadžbe, pri čemu se lokalno savijanje uzima u obzir. Vrijednost faktora intenzivnosti naprezanja, K_I , na vanjskoj površini ploče, na kojoj se javlja pozitivno naprezanje uslijed savijanja, izračunava se na temelju membranske vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja utvrđenog metodom konačnih elemenata koristeći programski paket ANSYS i *sbf*-faktora. Simulirani životni vijek za orebreni panel nešto je kraći od eksperimentalno utvrđenoga životnog vijeka, što upućuje na konzervativnost simulacijske metode.

Ključne riječi: – zamor orebrenih panela
– faktor intenzivnosti naprezanja
– sekundarno savijanje

Abstract: Fatigue crack propagation tests with constant amplitude loading were carried out for a plate and a stiffened panel specimen with a central through crack. In damaged stiffened panels under tension out-of-plane displacements occur with local bending as a result, due to the geometric eccentricities introduced by the cracked cross-section. A secondary bending factor *sbf* is defined as the ratio of local bending and membrane stresses in the vicinity of a crack tip. A crack propagation simulation procedure based on numerical integration of the Paris equation, taking account of local bending, was introduced. The Mode I stress intensity factors (SIF), K_I , associated with the plate free surface on which positive bending stresses occurs, is determined from membrane SIF values calculated by the ANSYS FE program and the *sbf* ratio. The introduced crack propagation simulations procedure, which takes account of secondary bending, proved to be conservative and gives a slightly shorter crack propagation life, compared to experimental results.

Keywords: – Fatigue of stiffened panels
– Stress intensity factor
– Secondary bending

1. UVOD

Sekundarno savijanje javlja se u elementima konstrukcija s geometrijskim ekscentricitetom pri vlačnom opterećenju. Zbog ekscentriciteta javljaju se izvanplanarne deformacije s lokalnim savijanjem. Sekundarno savijanje nepovoljno je za dinamičku čvrstoću elementa konstrukcije sa stajališta inicijacije i propagacije pukotina. Ekscentriciteti se javljaju npr. u preklopnim zakovičastim spojevima oplata zrakoplovnih konstrukcija ili u orebrenim panelima s lokalnim oštećenjima.

Schijve i suradnici [1] analizirali su sekundarno savijanje u pločama s diskontinuitetom u poprečnom

1. INTRODUCTION

Secondary bending occurs when structural elements with geometric eccentricities are loaded in tension. Due to eccentricities, out-of-plane displacements occur with local bending as a result. Secondary bending is unfavorable for the fatigue properties of a structural part considering both the crack initiation and crack propagation stage. Eccentricities are present, for example, in lap joints of aircraft skin structures, but also in stiffened panels with locally damaged stiffeners.

Schijve et al. [1] analyzed secondary bending in a plate with a thickness step and in a plate with a reinforced open hole using FE calculations. The authors pointed out

presjeku kao i s lokalno ojačanim provrtima koristeći MKE. Autori su pokazali u radu da lokalno savijanje značajno povećava koncentraciju naprezanja, te sugerirali da se taj problem uzme u obzir u oblikovanju detalja konstrukcije.

Lanciotti i ostali [2] istraživali su rast zamornih pukotina u pločama od aluminijske legure, debljine 3 mm, podvrgnutim kombiniranom opterećenju na vlak i na savijanje, za različit omjer naprezanja uslijed savijanja i membranskih naprezanja, SB . Rezultati istraživanja pokazali su da je relativno napredovanje pukotine za niže vrijednosti faktora SB slično slučaju membranskog opterećenja, dok je za više vrijednosti faktora SB primijećeno znatno brže napredovanje pukotina.

Kada se orebreni paneli s oštećenim poprečnim presjekom uslijed zamornih pukotina podvrgnu vlačnom opterećenju, tada se zbog nastalog geometrijskog ekscentriciteta javlja sekundarno savijanje. Rast zamornih pukotina u orebrenim panelima eksperimentalno su istraživali Božić [3] i Sumi [4]. U njihovim numeričkim modelima nije uzet u obzir efekt sekundarnog savijanja.

U ovome su radu izloženi rezultati testa zamora s konstantnom amplitudom opterećenja za eksperimentalni uzorak ploče sa središnjom pukotinom i orebreni panel s istom dužinom pukotine te prekinutom u krutom na mjestu pukotine. Uveden je simulacijski postupak za analizu rasta pukotine temeljen na integraciji Parisove jednačbe pri čemu se u obzir uzima sekundarno savijanje. Faktor sekundarnog savijanja sb_f definiran je kao odnos membranskog naprezanja i naprezanja uslijed savijanja u okolici vrha pukotine. Faktor intenzivnosti naprezanja, K_I , koji uzima u obzir lokalno savijanje, izračunava se na temelju membranske vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja utvrđenog MKE koristeći programski paket ANSYS [5] i sb_f -faktora. Simulirani životni vijek uspoređen je s eksperimentalnim vrijednostima.

2. ISPITIVANJE RASTA ZAMORNIH PUKOTINA

Za eksperimentalni uzorak ploče sa središnjom pukotinom (P1) i orebreni panel (SP1) s prekinutom ukutom na mjestu pukotine proveden je test zamora s konstantnom amplitudom opterećenja. Geometrija eksperimentalnih uzoraka prikazana je na slikama 1 i 2. U Tabeli 1 navedeni su uvjeti pod kojima je eksperiment proveden. Površina neoštećenog poprečnog presjeka označena je s A_0 , a prosječni raspon naprezanja s $\Delta\sigma_o$. $\Delta F = F_{max} - F_{min}$ predstavlja raspon primijenjenoga vlačnog opterećenja, a $R = F_{min}/F_{max}$ predstavlja omjer minimalne i maksimalne vlačne sile. Raspon primijenjenoga prosječnog naprezanja je $\Delta\sigma_o = 80$ MPa za oba uzorka. Početna duljina pukotine je $2a = 8$ mm, a frekvencija opterećenja je 5 Hz.

in their paper that stress concentrations are significantly enlarged by the bending stress and suggested that this problem should be considered for designing against fatigue.

Lanciotti et al. [2] investigated fatigue crack propagation of through cracks in 3 mm thick aluminum plates, under combined membrane and bending stresses, for different ratios of bending to membrane stresses, SB . In that paper, it was concluded that the crack propagation rate for lower SB values is close to the case when only the membrane stress was applied, while the results obtained at the higher SB values showed a significant increase in the crack propagation rate.

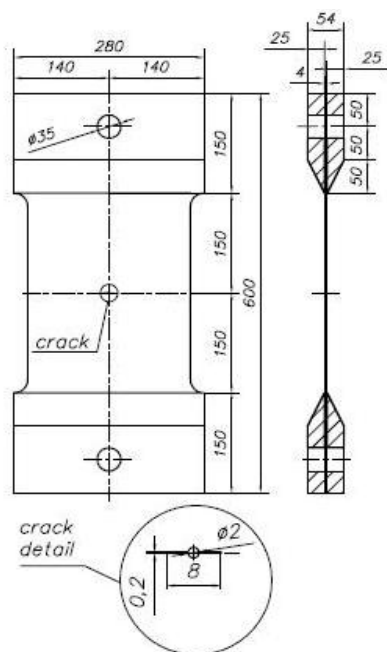
When damaged stiffened panels with through cracks undergo tensile loading, secondary bending occurs due to geometric eccentricity introduced by the cracked cross-section. So far, fatigue crack propagation in stiffened panels has been investigated experimentally and numerically by Božić et al. [3] and by Sumi et al. [4], without considering secondary bending effects in the crack growth simulation procedure.

In the present paper, fatigue test results are presented for a centrally notched plate specimen and a stiffened panel specimen with a single central crack subjected to cyclic tension. The crack propagation simulation procedure based on numerical integration of the Paris equation, taking account of local bending, is introduced. A secondary bending factor sb_f , is defined as the ratio of local bending and membrane stresses. The Mode I stress intensity factors (SIF), K_I , associated with the plate surface on which positive bending occurs is determined from membrane SIF values calculated using the ANSYS FEM program [5] and by means the sb_f ratio. Fatigue life was simulated for the specimens and compared to experimental results.

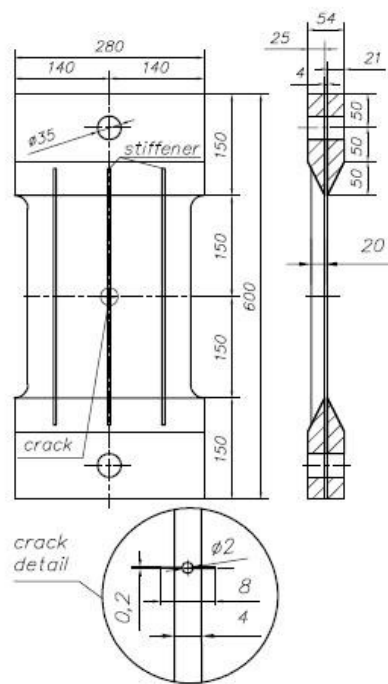
2. FATIGUE CRACK GROWTH TESTS

Using a hydraulic test machine, fatigue tests with constant stress range and frequency were carried out on a centrally notched plate specimen (P1) and stiffened panel specimen (SP1). The specimen geometry is shown in Figures 1 and 2.

Table 1 shows fatigue test conditions applied in the experiment. The cross sectional area of the intact section, and the average stress range away from the notch, are denoted as, A_0 and $\Delta\sigma_o$, respectively. The force range and the stress ratio are denoted by $\Delta F = F_{max} - F_{min}$, and $R = F_{min}/F_{max}$, respectively. The average applied stress range was $\Delta\sigma_o = 80$ MPa for both specimens. Initial notch length was $2a = 8$ mm and the loading frequency was 5 Hz.



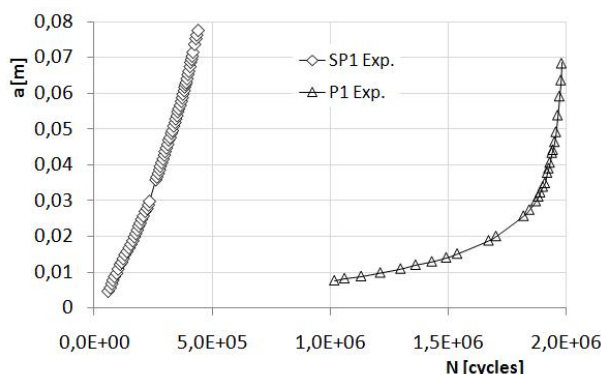
Slika 1. Uzorak ploče sa središnjom pukotinom P1
Figure 1. Centrally notched plate specimen P1



Slika 2. Uzorak orebrenoga panela SP1
Figure 2. Stiffened panel specimen SP1

Tablica 1. Uvjeti testa zamora
Table 1. Fatigue test conditions.

	A_0 [mm ²]	ΔF [N]	$\Delta \sigma_0$ [MPa]	R
P1	960	76800	80	0,0253
SP1	1200	96000	80	0,0204



Slika 3. Životni vijek uzoraka P1 i SP1–eksperiment
Figure 3. Experimental fatigue lives for P1 and SP1 specimens

Eksperimentalni uzorci izrađeni su od konvencionalnoga mekog čelika za zavarene konstrukcije sa specificiranim mehaničkim svojstvima kako slijedi: granična čvrstoća je iznad 400 MPa, granica tečenja je iznad 235 MPa, Youngov modul iznosi 206 GPa, a Poissonov koeficijent je 0.3. Duljina pukotina tijekom eksperimenta mjerena je elektrootpornim mjernim trakama za praćenje rasta pukotine i optički pomoću mikroskopa. Eksperimentalni rezultati rasta pukotine a za uzorke P1 i SP1 dani su na slici 3.

The material used for the specimens is conventional mild steel for weld construction with the material properties specified as follows: ultimate strength is over 400 MPa, yield strength is over 235 MPa, Young's modulus is 206 GPa, and Poisson's ratio is 0.3. Crack lengths were measured using crack-gauges and optically by microscope. Experimental crack propagation results for P1 and SP1 specimens are given in Figure 3. The crack length values a represent average half crack lengths.

3. POSTUPAK NUMERIČKE SIMULACIJE ZA ANALIZU RASTA PUKOTINE

Postupak za simulaciju napredovanja pukotine temelji se na numeričkoj integraciji Parisove [6] jednadžbe (1), gdje se vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja računaju MKE koristeći ANSYS program, [5].

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m. \quad (1)$$

U analizi MKE koriste se izoparametarski ljuskasti elementi drugoga reda s osam čvorova s pretpostavkom ravninskog stanja naprezanja. U okolici vrha pukotine koriste se singularni elementi pri čemu su međučvorovi postavljeni na jednu četvrtinu udaljenosti od vrha pukotine.

Zahvaljujući simetriji geometrije uzorka i opterećenja dovoljno je modelirati jednu četvrtinu eksperimentalnog uzorka. Mreža konačnih elemenata uzorka SP1 prikazana je na slici 4. Uvjeti opterećenja navedeni su u tablici 1. Primijenjeni rubni uvjeti dani su u tablici 2. Prekinuta površina označena je linijom AG, gdje G označava mjesto vrha pukotine. Na dijelu AG pomaci nisu ograničeni. Područje između točaka B, C, D i E predstavlja dio uzorka učvršćen krutim pločama (Slika 2). Taj dio modela može se micati samo u vertikalnoj ravnini zbog ograničenja nametnutoga konstrukcijom umaralice.

Korištenjem elemenata ljuske u analizi MKE, vrijednosti se faktora intenzivnosti naprezanja izračunavaju iz čvornih pomaka singularnih elemenata u standardnom postupku, [5]. U standardnom postupku za izračunavanje faktora intenzivnosti naprezanja ne uzima se u obzir sekundarno savijanje koje se javlja u okolici vrha pukotine.

Tablica 2. Rubni uvjeti za uzorak SP1

Table 2. Boundary conditions for SP1 specimen

Plane	boundary conditions
ABC	symmetry
CD	axial load applied
BCDE	displacements in axial plane allowed
GF	symmetry
AG	free (cracked surface)

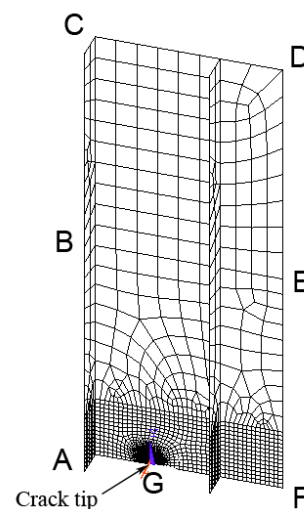
3. NUMERICAL SIMULATION PROCEDURE FOR CRACK GROWTH ANALYSIS

The crack propagation simulation procedure is based on numerical integration of the Paris [6] equation (1), where the stress intensity factor values (SIF) were calculated by the ANSYS FEM program, [5].

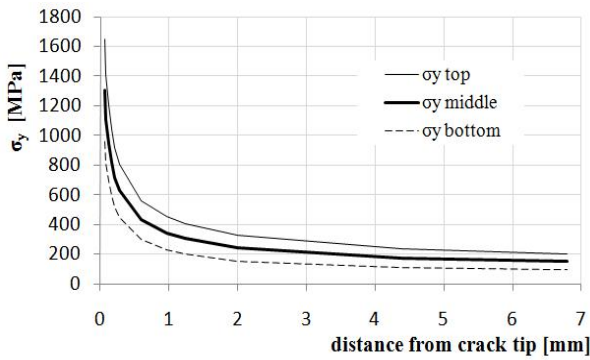
In the FE analysis, eight node quadratic isoperimetric shell elements assuming plane stress conditions were used. The region surrounding the crack tip was meshed with singular elements, having midside nodes adjacent to the crack tip placed at the quarter points.

Due to the symmetry of specimen geometry and loading conditions, it is sufficient to model one quarter of the specimens. The FE mesh of the SP1 specimen is given in Figure 5. Loading conditions are given in Table 1. The applied boundary conditions are as given in Table 2. The cracked surface is represented by the straight line AG, where G is a crack tip. Therefore, the AG part of the model boundary is free to deform. The rectangular surface between points B, C, D and E represent the thick plate in Figure 2. That part of the model can displace in the axial direction only because of the settings of the testing equipment.

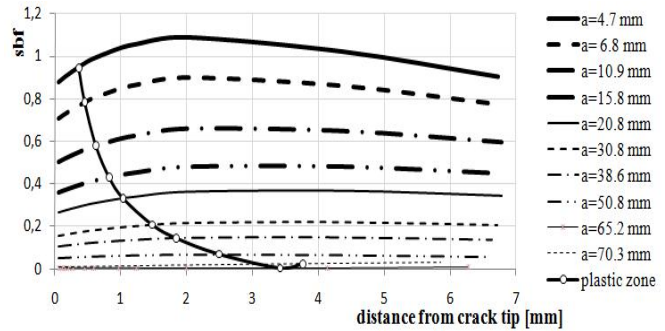
With shell elements employed in the analysis, the SIF values were calculated from FE results for nodal displacements of singular elements in the standard post processing procedure, [5]. The standard procedure for calculation of SIF by shell elements does not take into account local bending in the vicinity of a crack tip.



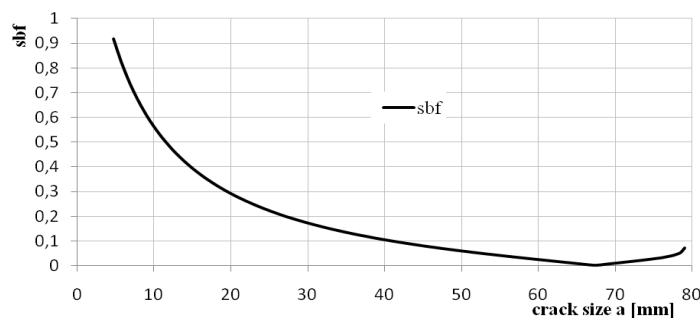
Slika 4. Mreža konačnih elemenata za uzorak SP1
Figure 4. FE mesh of SP1 specimen



Slika 5. σ_y naprezanje u okolici vrha pukotine
Figure 5. σ_y stress at the crack tip



Slika 6. Faktori sekundarnog savijanja sbf
Figure 6. Secondary bending factor sbf



Slika 7. sbf-vrijednosti u ovisnosti o duljini pukotine
Figure 7. sbf values with respect to crack length

U uzorku orebrenog panela SP1 pri vlačnom se opterećenju javlja značajno sekundarno savijanje zbog promjene karakteristika poprečnog presjeka na mjestu pukotine. Zbog napuknutog presjeka druga glavna os poprečnog presjeka pomaknuta je prema ploči, uslijed čega se javlja ekscentrično opterećenje. Uzdužna napreznja utvrđena MKE (σ_y) na vanjskim površinama i sredini ploče u intaktnom dijelu poprečnog presjeka prikazana su na slici 5. Iz slike se vidi da se u okolici vrha pukotine javljaju značajna napreznja uslijed sekundarnog savijanja, što uzrokuje povećanje relativnog napredovanja pukotine. O toj pojavi izvjestio je Lanciotti sa suradnicima, [2].

Da bi se sekundarno savijanje uzelo u obzir pri utvrđivanju faktora intenzivnosti napreznja povezanog s vanjskom površinom ploče na kojoj se javljaju pozitivna napreznja uslijed savijanja, uvodi se faktor sekundarnog savijanja *sbf*:

Under tension loading in the SP1 specimen, significant secondary bending occurs due to the change of cross sectional area geometry characteristics in the cracked surface. Due to cut (cracked) area, the second central main axis is shifted towards the plate and out of plane loading occurs. FEA results for the stress component in the axial direction (σ_y), associated with the top, bottom and middle plate surface in the intact ligament, is given in Figure 5. The figure shows the high bending stresses in the vicinity of the crack tip that cause a higher crack growth rate compared to membrane case loading only, as Lanciotti at al. pointed out in his paper, [2].

In order to take secondary bending into account in the determination of SIF values associated with the outer plate surface on which positive bending occurs, we introduce the secondary bending ratio *cfb*, given by :

$$sbf = (\sigma_{y\ top} - \sigma_{y\ middle}) / \sigma_{y\ middle} \tag{2}$$

Ovdje $\sigma_{y \text{ top}}$ i $\sigma_{y \text{ middle}}$ predstavljaju čvorna naprezanja u uzdužnom smjeru okomitom na lice pukotine na vanjskoj površini na kojoj se javljaju pozitivna naprezanja uslijed savijanja te u sredini ploče (membranska naprezanja).

Vrijednosti faktora sekundarnog savijanja sbf uzduž intaktnog ligamenta za duljine pukotina 4.7 mm do 70.3 mm dane su na slici 6. Na slici je dana veličina plastične zone koja se izračunava prema izrazu (3), [7],

$$r_p = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_{ty}^2}, \quad (3)$$

gdje r_p i σ_{ty} predstavljaju veličinu plastične zone i granicu tečenja materijala.

Iz slike je vidljivo da je sekundarno savijanje izraženije za kraće duljine pukotina, te se ono postupno smanjuje kako duljina pukotine raste do vrijednosti od 65 mm. Nakon toga savijanje mijenja predznak i na suprotnoj slobodnoj površini ploče javlja se pozitivno naprezanje uslijed savijanja. Vrijednosti faktora sekundarnog savijanja sbf u okolini vrha pukotine u odnosu na polovičnu duljinu pukotine prikazane su na slici 7.

Vrijednost faktora intenzivnosti naprezanja na strani ploče gdje se javljaju vlačna naprezanja uslijed savijanja izračunava se iz membranske vrijednosti $\Delta K_{I(M)}$ i sbf faktora, (4):

$$\Delta K_{I(B\&M)} = (1+sbf) \cdot \Delta K_{I(M)}. \quad (4)$$

$\Delta K_{I(M)}$ predstavlja membransku vrijednost faktora intenzivnosti naprezanja utvrđenu programom ANSYS koristeći elemente ljuske kako je prethodno navedeno. Slika 8 prikazuje vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja u ovisnosti o a , za uzorak P1 i SP1.

3.1. Utvrđivanje konstanti materijala jednadžbi napredovanja pukotine

Poznata metoda za simulaciju rasta pukotine za konstantnu amplitudu opterećenja je pravilo koje su uveli Paris i Erdogan [6]. Parisova jednadžba jednostavna je za upotrebu i zahtijeva utvrđivanje konstanti materijala koje se dobiju iz log-log dijagrama relativnog napredovanja pukotine $\Delta a/\Delta N$ prema ΔK . Dokle podaci u dijagramu $\Delta a/\Delta N$ prema ΔK padaju na ravnu liniju, dotle se za simulaciju napredovanja pukotina koristi Parisova jednadžba. Konstante materijala C i m utvrđuju se na temelju podataka o rastu pukotine uzorka P1, $a-N$, danom na slici 3 i faktora intenzivnosti naprezanja (slika 8).

Dijagram relativnog napredovanja pukotine $\Delta a/\Delta N$ prema ΔK dan je na slici 9. Iz dijagrama su procijenjene Parisove konstante materijala: $C_P = 0,75 \times 10^{-12}$ i $m_P = 3,5$. Jedinice za ΔK i $\Delta a/\Delta N$ su $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ i [m].

Here, $\sigma_{y \text{ top}}$ and $\sigma_{y \text{ middle}}$ represent nodal stresses in the axial direction, perpendicular to the crack face, associated with the plate surface on which positive bending occurs and the middle plate surface (membrane stress), respectively. Calculated values of the secondary bending ratio cbf along the intact ligament for considered crack lengths from 4.7 mm to 70.3 mm are given in Figure 6. The figure shows the plasticity zone size, which is estimated by the equation (3), [7],

where r_p and σ_{ty} represent the size of plastic zone and yielding stress, respectively.

One can see from the figure that a higher secondary bending occurs for shorter crack lengths and it gradually decreases as the crack length approaches a value of 65 mm. Then, bending changes the sign and positive bending stresses occur on the opposite plate surface. The sbf values in the vicinity of a crack tip with respect to half crack length are shown in Figure 7.

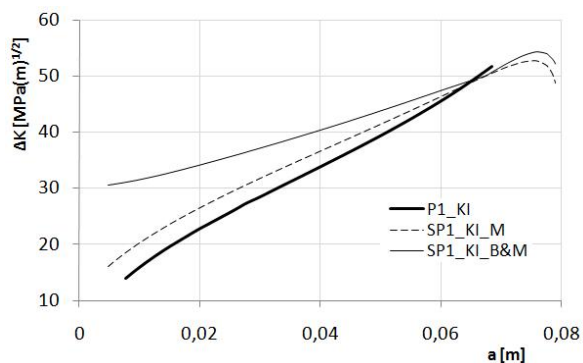
The SIF values associated with the plate surface on which positive bending occurs are determined by means of the membrane SIF value, $\Delta K_{I(M)}$, and the sbf factor, as given by the equation (4):

$\Delta K_{I(M)}$ represents the membrane SIF value calculated by ANSYS in the post-processing procedure using shell elements as described above. Figure 8 shows the determined SIF values with respect to half crack length a , for specimens P1 and SP1.

3.1. Determination of crack propagation equation material constants

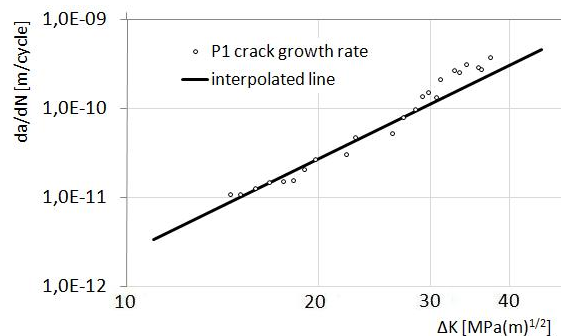
A well known method for predicting fatigue crack propagation under constant stress range is a power law described by Paris and Erdogan [6]. The Paris equation is simple to use and requires the determination of material constants which are easily obtained from the log-log plot of $\Delta a/\Delta N$ versus ΔK . As long as the data follows a straight line relationship, Paris' law is commonly used. The material constants C and m are determined by means of crack growth data $a-N$ of the centrally notched P1 specimen as given in Figure 3 and SIF values as given in Figure 8.

The crack growth rate $\Delta a/\Delta N$ with respect to ΔK is given in Figure 9, by means of which the Paris' materials constants were estimated as $C_P = 0,75 \times 10^{-12}$ and $m_P = 3,5$. The units for ΔK and $\Delta a/\Delta N$ are $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ and [m], respectively.



Slika 8. Faktori intenzivnosti naprezanja za uzorke P1 i SP1

Figure 8. SIFs for P1 and SP1 specimens



Slika 9. Dijagram relativnog napredovanja pukotine za uzorak P1

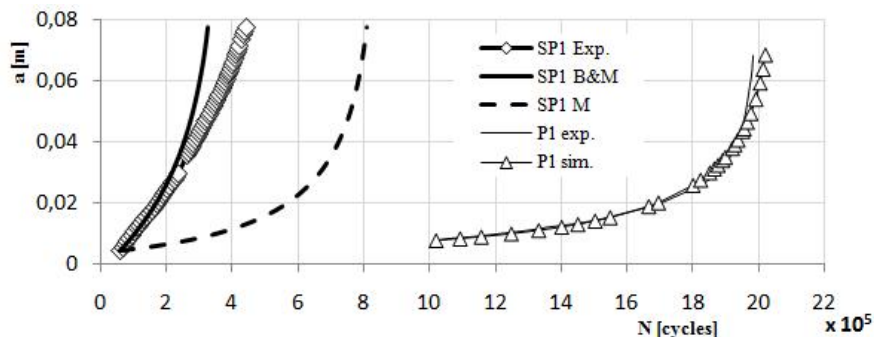
Figure 9. Crack growth rate data for P1 specimen

3.2. Rezultati simulacije i diskusija

U ovome se poglavlju uglavnom raspravlja o razlici u utvrđenim rezultatima za faktore intenzivnosti naprezanja i simulirani životni vijek za uzorke P1 i SP1 pri sekundarnome savijanju. Uzorak SP1 ima veće vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja nego P1 zbog utjecaja ukrute. $\Delta K_{I(B\&M)}$ vrijednosti koje uzimaju u obzir savijanje veće su od membranskih vrijednosti $\Delta K_{I(M)}$, posebno za kraće duljine pukotina gdje je sekundarno savijanje naglašeno. Treba primijetiti da se ΔK_I vrijednosti smanjuju s približavanjem vrha pukotine netaknutoj ukruti, što upućuje na zaustavni efekt neprekinute ukrute. Simulirani životni vjekovi za uzorke dani su na slikama 10 i 11. Primjećuje se dobro slaganje simuliranoga životnog vijeka s eksperimentalnim rezultatom za uzorak P1. Za uzorak SP1 simulirani životni vijek utvrđen na temelju membranskih vrijednosti $\Delta K_{I(M)}$ značajno je duži od broja ciklusa utvrđenog u eksperimentu. Model koji uključuje sekundarno savijanje s vrijednostima $\Delta K_{I(B\&M)}$ daje nešto kraći životni vijek u usporedbi s eksperimentom. Dakle, postupak koji uzima u obzir lokalno savijanje pokazuje se konzervativnim. Jedan od razloga tome je što u simulacijskom modelu nije uzet u obzir utjecaj zaostalih naprezanja pri zavarivanju.

3.2. Simulation results and discussion

Discussed in this section are the difference in SIF values and corresponding crack growth lives due to the different geometry of P1 and SP1 specimens and due to the secondary bending which occurs in the SP1 specimen. SP1 has higher SIF values than P1, which is due to stiffer influence and larger cut area. $\Delta K_{I(B\&M)}$ values, which take account of local bending stresses, are higher compared to $\Delta K_{I(M)}$, and they consider membrane stresses only, especially for the shorter a values, where secondary bending is emphasized. It should be observed that ΔK_I values decrease as the crack tip approaches the intact stiffener, which shows an arresting effect of the stiffener. Simulated crack growth lives for the specimens are given in Figures 10 and 11. For the P1 specimen, a good agreement of numerical simulation and experimental results is observed. Regarding the SP1 specimen, the case based on $\Delta K_{I(M)}$ values which does not consider local bending stresses, (M), gives the fatigue life, which is significantly longer compared to experimental results. The model that includes bending, $\Delta K_{I(B\&M)}$, gives shorter fatigue life than one obtained in the experiment. The introduced procedure that takes into account local bending proved to be slightly conservative. The reason for this could be that residual welding stresses were not taken into account in the simulation.



Slika 10. Simulirani životni vijek za uzorke P1 i SP1 u usporedbi s eksperimentalnim rezultatima

Figure 10. Simulated fatigue lifetime for P1 and SP1 specimens in comparison with experimental results

4. ZAKLJUČAK

U radu je uveden postupak za simulaciju životnog vijeka konstrukcije temeljen na integraciji Parisove jednadžbe, pri čemu se lokalno savijanje uzima u obzir. Ta metoda može imati važnu primjenu u planiranju intervala inspekcija i održavanja brodskih i zrakoplovnih konstrukcija. Analiza MKE pokazala je da se u orebrenim panelima oštećenima zamornim pukotinama pri vlačnom opterećenju javljaju dodatna vlačna naprezanja uslijed sekundarnog savijanja koja značajno utječu na vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja i relativno napredovanje pukotina. Uvedeni postupak za simulaciju napredovanja pukotine pokazao se konzervativnim, te je simulirani životni vijek orebrenoga panela nešto kraći u usporedbi s eksperimentalnim vrijednostima. Razlog za to odstupanje mogu djelomično biti zaostala naprezanja unesena postupkom zavarivanja, koja nisu obuhvaćena modelom. Lokalno savijanje povećava vrijednost faktora intenzivnosti naprezanja, posebno za kraće vrijednosti duljine pukotina i značajno skraćuje životni vijek konstrukcije.

5. POPIS OZNAKA

polovična duljina pukotine	a ,	m
površina poprečnog presjeka intaktnog presjeka	A_0 ,	m^2
maksimalno vlačno opterećenje	F_{max} ,	N
minimalno vlačno opterećenje	F_{min} ,	N
raspon opterećenja	ΔF ,	N
nominalno opterećenje	$\Delta\sigma_0$,	MPa
omjer raspona opterećenja	R ,	
raspon faktora intenzivnosti naprezanja	ΔK ,	MPa $m^{1/2}$
broj ciklusa	N ,	
konstanta Parisove jednadžbe	C ,	
eksponent Parisove jednadžbe	m ,	

LITERATURA

REFERENCES

- [1] Schijve J., Campoli G., Monaco A.: *Fatigue of structures and secondary bending in structural elements*, International Journal of Fatigue, Vol. 31 (2009), p. 1111-1123.
- [2] Lanciotti A., Polese C.: *Fatigue crack propagation of through cracks in thin sheets under combined traction and bending stresses*, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 26 (2003), p. 421-428.
- [3] Božić Z.: *Fatigue and Fracture of Multiple Site Cracks in Stiffened Panels*. Ph.D. Dissertation: Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Yokohama National University, Japan, 1997.

4. CONCLUSION

The crack propagation simulation procedure based on numerical integration of the Paris equation, taking account of local bending, was introduced. The presented methodology of crack propagation analysis may have important application in the planning of the assessment regime of aged ship or aircraft structures and rational inspection and maintenance planning. FE analysis showed that in the cracked stiffened panel specimen under tensile loading, high local bending stresses occur, which influence SIF values and crack growth rate. Crack propagation simulations based on modified SIFs, which take account of bending, proved to be conservative, giving a shorter crack propagation life, compared with the experimental results. This discrepancy could be partly due to welding residual stresses which were not taken into account in the simulation. Local bending increases SIF values in the stiffened panels, particularly for shorter crack lengths and it significantly reduces the fatigue lifetime of the component.

5. LIST OF SYMBOLS

crack length
cross sectional area of the intact section
maximum tension force
minimum tension force
force range
average stress range
stress ratio
stress intensity factor range
number of cycles
Paris' equation material constant
Paris' equation exponent

- [4] Sumi Y., Božić Ž., Iyama H., Kawamura Y.: *Multiple Fatigue Cracks Propagating in a Stiffened Panel*, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 179 (1996), p. 407-412.
- [5] Swanson Analysis System, Inc.. *ANSYS User's Manual Revision 10.0.*, 2008.
- [6] Paris P., Erdogan F.: *A critical analysis of crack propagation laws*, Journal of Basic Engineering, Vol.85 (1963), p. 528-534.
- [7] Broek, D.: *The Practical Use of Fracture Mechanics*, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, The Netherlands, 1989.
- [8] Mahmoud H.N., Dexter R.J.: *Propagation rate of large cracks in stiffened panels under tension loading*, Marine Structures Vol.18 (3) (2005) p. 265-288.

Primljeno / Received: 15.03.2010.

Prihvaćeno / Accepted: 27.04.2010.

Izvorno znanstveni članak

Original scientific paper

Adresa autora / Authors' address
Izv. prof. dr. sc. Željko Božić, dipl. ing.
Danijel Vujica, dipl. ing.
Sveučilište u Zagrebu
Fakultet strojarstva i brodogradnje
Ivana Lučića 5
10000 Zagreb
zeljko.bozic@fsb.hr

Izv. prof. dr. sc. Sanjin Braut, dipl. ing.
Tehnički fakultet Sveučilišta u Rijeci
Vukovarska 58
51000 Rijeka
sanjin.braut@riteh.hr