https://doi.org/10.62753/ctp.2004.16.1.0

Piotr Czarnocki[1]

Politechnika Warszawska, Instytut Techniki Lotniczej i Mechaniki Stosowanej, ul. Nowowiejska 24, 00-665 Warszawa

UWAGI DOTYCZĄCE WYZNACZANIA ODPORNOŚCI NA ROZWARSTWIENIA STRUKTUR DWUMATERIAŁOWYCH

Wyniki wielu badań wskazują, iż wartość krytyczna współczynnika uwalniania energii jest funkcją proporcji obciążeń realizujących I i II sposób rozwoju pęknięcia (SRP), często definiowanej przy pomocy kąta fazowego (1). W przypadku delaminacji na granicy warstw z tego samego materiału procedura jego wyznaczania jest prosta. W przypadku rozwarstwienia separującego warstwy z różniących się materiałów występują komplikacje, gdyż kąt fazowy staje się funkcją stałych sprężystych materiałów warstw oraz odległości r od czoła pęknięcia. Konsekwencje pominięcia tych zależności są ciągle dyskutowane. Przytaczane są argumenty przemawiające zarówno za, jak i przeciw takiemu postępowaniu. Wydaje się, iż dodatkowych argumentów w tej dyskusji mogą dostarczyć wyniki badań, rzucające światło na to, jak dalece na interpretację wyników testów odporności na rozwarstwienie na granicy warstw z różnych materiałów wpływa przyjęcie, iż $\beta = 0$ lub $\beta \neq 0$, rozpatrywane na tle rozrzutów wyników eksperymentalnych. W tym celu rezultaty badań odporności na delaminację laminatu węglowo-epoksydowego opracowano za pomocą dwu metod. W pierwszej z nich kąt fazowy wyznaczono, korzystając z metody pracy zamknięcia szczeliny, wykorzystującej do wyznaczenia WUE siły i przemieszczenia węzłowe. Druga z wykorzystanych metod była modyfikacją poprzedniej, zaproponowaną przez Bjerken i Persson i bazującą na zależności podanej przez Malysheva i Salganika, wiążącej moduł zespolonego współczynnika intensywności naprężeń ze współczynnikiem uwalniania energii. Badania eksperymentalne wykonano, korzystając z metody zaproponowanej przez Reedera, a opartej na procedurze separacji składowych współczynnika uwalniania energii zaproponowanej przez Williamsa. Otrzymane wyniki (rys. 4) wskazują, iż w odniesieniu do badanego laminatu, zawierającego rozwarstwienie na granicy warstw wzmocnionych pod kątem 0° i 90°, przyjęcie uproszczenia $\beta = 0$, z praktycznego punktu widzenia, jest bez znaczenia, gdyż rozrzut właściwości wytrzymałościowych laminatu znacznie przekracza różnice wyników, które uproszczenie to powoduje.

Słowa kluczowe: **delaminacja, separacja SRP, kąt fazowy, współczynnik intensywności naprężeń, współczynnik uwalniania energii**

SOME REMARKS CONCERNING THE METHOD OF DETERMINING INTERLAMINAR TOUGHNESS OF BI-MATERIAL INTERFACE

Results of number of experimental investigations indicate that the toughness of laminate is a function of the mode mixed ratio, often expressed by phase angle (1). In a case of interface delamination separating layers of the same materials the procedure of determining the phase angle is simple. If delamination separates layers of different materials, the procedure is more complicated since the phase angle is a function of the material elastic constants and distance from the delamination tip (2). The possibility of neglecting this dependence has been discussed for years and rational arguments have been put forward both supporting and contradicting the idea. Perhaps some helpful conclusion could be drown from comparing the changes in results caused by these two approaches against the discrepancy of experimental results due to stochastic variation in strength of tested interfaces. For this purpose two methods of determining the phase angle were applied. The first was based on the virtual crack closure method proposed by Rybicki and Kanninen which allows for direct determination of G_I and G_{II} from the nodal forces and displacement obtained by FE analysis. The second was the modification of that of Rybicki's. It was recently proposed by Bjerken and Persson. This method is based on Malyshev and. Salganik's expression relating the modulus of the complex stress intensity factor to strain energy release rate (3). The sought phase angle is determined form (9) equating the arguments of complex strain energy release rate and complex stress intensity factor in (5). The expression was modified such that it was possible to take advantage of the results coming from the FEM as in the case of Rybicki's method. The experimental results were obtained from testing 0/90 layer interface of the carbon fibre/epoxy laminate (Figs. 1, 2). The tests were carried out with the help of the method proposed by Reeder, based on Williams's global mode separation procedure. The results are presented in Fig. 4. It is clearly visible that the differences resulting in κ from accounting for real value of β and making simplifying assumption that $\beta = 0$ become practically meaningless comparing to stochastic differences in toughness of the interface.

Key words: **delamination fracture mode separation, stress intensity factor, energy release rate, bimaterial interface, phase angle, mode mixity**

WPROWADZENIE

Współcześnie stosowane laminaty, szczególnie węglowo-epoksydowe, charakteryzują wysokie współczynniki lekkości zarówno w odniesieniu do obciążeń ściskających, jaki i rozciągających. Niestety laminaty takie są mało odporne na rozwarstwienia (delaminację).

Dlatego też badaniom tych właściwości poświęca się wiele uwagi. Jak pokazują wyniki szeregu prac eksperymentalnych, wartość krytyczna G_c współczynnika

[1] dr

uwalniania energii (WUE) jest między innymi funkcją sposobu obciążenia, często definiowanego przy pomocy tzw. kąta fazowego κ. W przypadku pęknięć w materiale izotropowym, homogenicznym, kąt ten może być wyrażony następująco:

$$\kappa = \operatorname{arctg}\frac{\sigma_{12}^{\infty}}{\sigma_{11}^{\infty}} = \operatorname{arctg}\frac{\sigma_{12}}{\sigma_{11}} = \operatorname{arctg}\frac{u_{12}}{u_{11}} = \\ = \operatorname{arctg}\frac{K_{II}}{K_I} = \operatorname{arctg}\sqrt{\frac{G_{II}}{G_I}} \tag{1}$$

Znając więc komponenty WUE, G_{I} i G_{II}, kąt fazowy może być wyznaczony bez kłopotu. Separacja taka może być łatwo przeprowadzona np. w oparciu o metodę pracy zamknięcia szczeliny [12]. W przypadku pęknięć na granicy dwu różnych materiałów sytuacja się komplikuje, gdyż kąt fazowy nie może być jednoznacznie określony w tak bezpośredni sposób. Jak pokazują wyniki analiz teoretycznych, jest on funkcją właściwości sprężystych separowanych materiałów oraz odległości r od czoła pęknięcia [9]

$$\kappa = \operatorname{arctg}\frac{Im(Kr^{i\varepsilon})}{Re(Kr^{i\varepsilon})} \tag{2}$$

gdzie

$$Kl^{i\varepsilon} = (K_I + iK_{II})r^{i\varepsilon} \tag{3}$$

jest zespolonym współczynnik intensywności naprężeń [11]. Występująca w tym wyrażeniu liniowa wielkość l odgrywa rolę skalującą i może być dowolnie ustalona dla danej grupy testów; ε wyraża się zależnością

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi}\ln\left(\frac{1-\beta}{1+\beta}\right) \tag{4}$$

gdzie β jest tzw. parametrem Dundursa (w przypadku materiałów izotropowych) lub uogólnionym parametrem Dundursa (w przypadku materiałów anizotropowych), [1]. Dla pęknięć w materiałach homogenicznych $\beta = 0$.

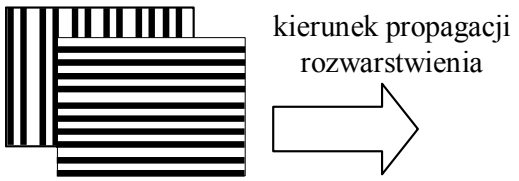
TABELA 1. **Wartości uogólnionego parametru Dundursa oraz parametru ε dla kierunków zbrojenia $0^{\circ}\div 90^{\circ}$**

TABLE 1. **Value of the Dundurs β paramiter and paramiter ε for composite layers reinforced at 0° and 90°**

Parametry	Kompozyt	
	szklano-epoksydowy	węglowo-epoksydowy
β	0,100	0,101
ε	0,032	0,033

Wyznaczone w oparciu o dane materiałowe z [6, 7]

W środowisku zajmującym się problematyką pęknięć występujących na granicy materiałów różniących się stałymi sprężystymi toczy się nieprzerwanie dyskusja dotycząca możliwości traktowania takich pęknięć, tak jak pęknięć w materiałach homogenicznych, tj. przyjmowania $\beta = 0$ [3-6, 10]. Dodatkowych argumentów w tej dyskusji mogą dostarczyć badania rzucające światło na to, jak dalece na interpretację wyników testów odporności na rozwarstwienie (pęknięcie międzywarstwowe) na granicy warstw z różnych materiałów wpływa przyjęcie, iż $\beta = 0$ lub $\beta \neq 0$ na tle rozrzutów wyników eksperymentalnych. Poniżej przedstawiono wyniki takich badań w odniesieniu do kompozytu węglowo-epoksydowego, zawierającego rozwarstwienie na granicy warstw zbrojonych pod kątem 0° i 90° (rys. 1). Odnośne wartości parametrów β oraz ε zawiera tabela 1.



Rys. 1. Analizowane wzajemne usytuowanie zbrojenia w ulegających separacji warstwach laminatu

Fig. 1. Considered relative reinforcement directions in the delaminated laminate layers

Przyjęto następującą procedurę postępowania: wyznaczono wartość krytyczną WUE, G_{Ic} dla pięciu różnych warunków obciążeń, dla których stosunek $G_{\mathrm{II}}/G_{\mathrm{I}}$ określono: a) przy pomocy metody pracy zamknięcia szczeliny (PZS) tak jak dla rozwarstwień na granicy warstw jednakowych materiałów, posługując się metodą zaproponowaną przez Rybickiego i Kaningena [12], którą objaśnia rysunek 2 oraz b) zmodyfikowaną wersją tej metody, zaproponowaną przez Bjerken i Perssona [2], uwzględniającą fakt, iż $\beta \neq 0$. Metoda PZS wywodzi się ze spostrzeżenia Irwina, iż w przypadku kruchego pękania praca potrzebna do spowodowania przyrostu szczeliny o Δa równa jest pracy potrzebnej do jej likwidacji na tej samej długości Δa. Dodatkowo wykorzystywane jest założenie, iż dla małych przyrostów szczeliny pole przemieszczeń i naprężeń w otoczeni czoła szczeliny nie ulega istotnym zmianom, więc praca zamknięcia szczeliny, z dobrym przybliżeniem, może być wyznaczona z sił węzłowych na czole szczeliny i przemieszczeń węzłowych tuż za nim. Procedura Bjerken i Perssona opiera się na zależności, pierwotnie zaproponowanej przez Malysheva i Salganika [9], wiążącej moduł zespolonego współczynnika intensywności naprężeń ze współczynnikiem uwalniania energii, co w efekcie umożliwia wyznaczenie kąta fazowego. Zależność ta, po adaptacji proponowanej przez Bjerken, ma postać

$$|\Gamma| e^{i\gamma} \approx \frac{4|K|^2 e^{i[2\kappa - arctg(2\varepsilon) + 2\varepsilon \ln(\Delta)]}}{\pi \cosh(\pi\varepsilon) E^* \sqrt{1+4\varepsilon^2}} \Omega \qquad (5)$$

gdzie zespolony współczynnik intensywności naprężeń został zdefiniowany jak niżej

$$|K| e^{i\kappa} = K_I + iK_{II} \qquad (6)$$

κ jest poszukiwanym kątem fazowym, a Ω dana jest zależnością

$$\Omega = \int_0^\infty \left(\frac{x^2}{x^2+1} \right)^{1+i\varepsilon} dx = |\Omega| e^{i\omega} \qquad (7)$$

i może być wyznaczona numerycznie dla interesującego zakresu ε, moduł Γ równy jest współczynnikowi uwalniania energii (wyznaczanej np. metodą PSZ) dalej

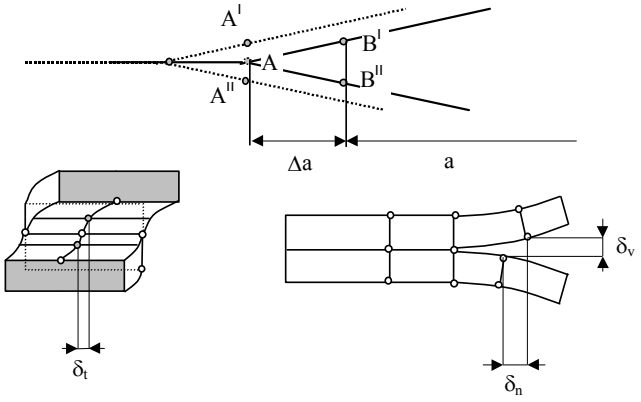
$$\gamma = \phi + \varphi \qquad (8)$$

gdzie ϕ oraz φ są kątami fazowymi sił i przemieszczeń węzłowych uzyskiwanych przy zamykaniu szczeliny metodą PZS.

Z równości (5) wynika iż

$$\kappa = \frac{1}{2}\left[arctg(2\varepsilon) - 2\varepsilon \ln\left(\frac{\Delta}{l_0}\right) + \gamma \right] \qquad (9)$$

$$G_I = \frac{1}{2\Delta S} P_v \delta_v = \frac{1}{2} P_v \left(v_{B^I} - v_{B^{II}} \right)$$



$$G_{III} = \frac{1}{2\Delta S} P_t \delta_t =$$

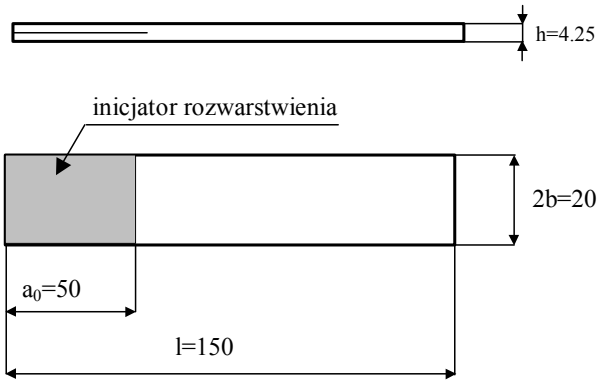
$$= \frac{1}{2} P_t \left(w_{B^I} - w_{B^{II}} \right) \Big| G_{II} = \frac{1}{2\Delta S} P_n \delta_n = \frac{1}{2} P_n \left(u_{B^I} - u_{B^{II}} \right)$$

Rys. 2. Metoda pracy zamknięcia szczeliny

Fig. 2. Rybicki's and Kaningen's virtual crack closure method

BADANIA EKSPERYMENTALNE

Badany laminat. Badany laminat został wykonany z 34 warstw preimpregnatu węglowo-epoksydowego FIBREDUX 914. Tabela 2 zawiera podstawowe stałe sprężyste pojedynczej utwardzonej warstwy. Stosowane próbki pokazano na rysunku 3. Inicjator rozwarstwienia stanowiły dwa paski folii aluminiowej ≠ 0,02 mm, pokryte rozdzielaczem. Sekwencję układania warstw zbrojenia określa formuła ($[0/0/0/0/0]_3[0]_2$-$[90]_2$/ $[0/0/0/0/0]_3$). Dolny indeks oznacza tu liczbę powtórzeń kombinacji kierunków zbrojenia zawartych w kwadratowych nawiasach, a symbol „–" lokalizację rozwarstwienia.



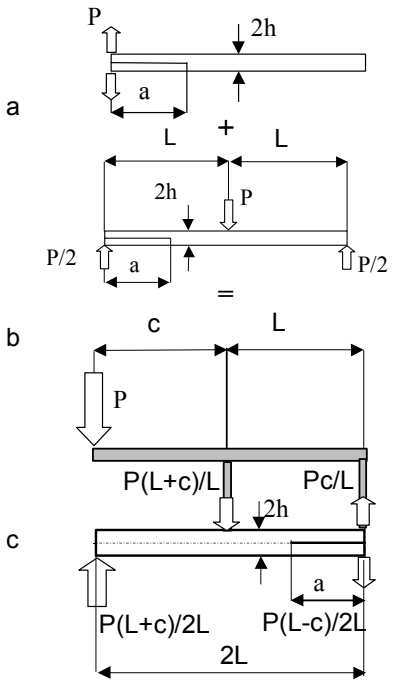
Rys. 3. Geometria próbek

Fig. 3. Geometry of the specimen

TABELA 2. **Właściwości mechaniczne pojedynczej warstwy laminatu**

TABLE 2. **Mechanical properties of the single layer**

E_{11} MPa	$E_{22} = E_{33}$ MPa	$G_{12} = G_{13}$ MPa	G_{23} MPa	$\nu_{12} = \nu_{13}$	ν_{23}
139 000	9700	5600	3500	0,29	0,4



Rys. 4. Realizacja warunków odpowiadających: a) I SRP, b) II SRP, c) mieszanego, I/II SRP

Fig. 4. Realization of conditions: a) I SRP, b) II SRP, c) I/II SRP

Sposób badań. W przypadku badań laminatu o zbrojeniu jednokierunkowym, w warunkach I SRP, można posłużyć się normą. W innych przypadkach badania nie są znormalizowane. Przyjęte tu postępowanie oparte jest na metodzie zaproponowanej przez Reedera i Crewsa [10]. Schemat wykorzystanego obciążenia przedstawia rysunek 4. Mieszany sposób obciążenia jest realizowany poprzez odpowiednią superpozycję obciążenia a i b [10], dokonywaną poprzez odpowiednie ustalenie proporcji c/L.

WYNIKI

Otrzymane wyniki zawiera tabela 3, na rysunku 5 przedstawiono je w formie graficznej. Pokazano na nim wykresy $G_c = f(\kappa)$. Wartości kąta fazowego κ otrzymane przy upraszczającym założeniu $\beta = 0$ oznaczono symbolem „|", natomiast z uwzględnieniem faktu, iż $\beta \neq 0$, symbolem „+". W tym przypadku naniesiono także błędy standardowe pomiarów. Widać, iż przesunięcie wykresu reprezentującego przypadek uproszczony $\beta = 0$, w świetle występujących rozrzutów wytrzymałościowych i przypadkowych błędów pomiarowych jest praktycznie nieistotne. W tym samym układzie współrzędnych pokazano także wyniki otrzymane przy zastosowaniu metody Williamsa, globalnej separacji WUE [13]. W tym przypadku różnice są wyraźne, szczególnie dla mniejszych wartości kąta fazowego, tzn. dla warunków rozwoju delaminacji zdominowanych I SRP. Jest to wynikiem określania SRP w oparciu o kryterium odmienne niż ogólnie przyjęte. Kryterium to jest kontrowersyjne [6], niemniej istnieje szereg argu- mentów przemawiających za jego stosowaniem [5].

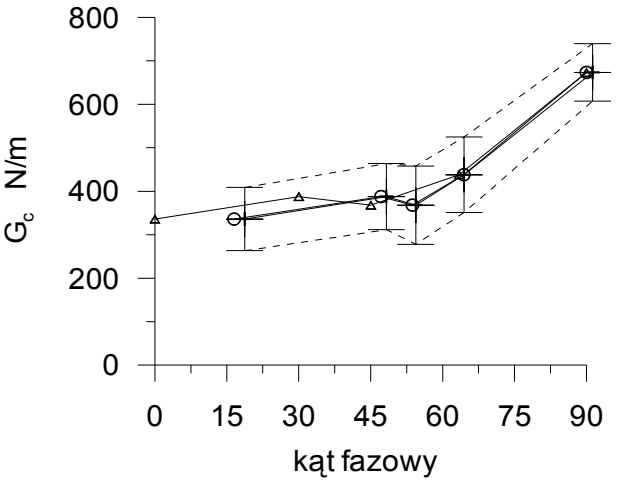
TABELA 3. **Wyniki pomiarów G_c i obliczeń κ dla pęknięć na granicy różnych materiałów ($\beta \neq 0$) i w materiale homogenicznym ($\beta = 0$)**

TABLE 3. **Results of G_c measurement and κ calculation for fracture at bimaterial interface ($\beta \neq 0$) and in the homogenous material ($\beta = 0$)**

G_c N/m	Odchyłka stand.	κ wg Williamsa	κ $\beta = 0$	κ $\beta \neq 0$
335,9	72,7	0	16,52	18,73
387,7	75,9	30,01	47,15	48,28
368	90	45,02	53,7	54,41
437,9	87	63,47	64,41	64,47
673,3	66	90	90	91,27

WNIOSKI

W odniesieniu do badanego laminatu procedura wyznaczania kąta fazowego i w efekcie wyznaczania kryterium rozwoju delaminacji danego zależnością $G_c = f(\kappa)$ może być uproszczona poprzez przyjęcie $\beta = 0$, gdyż wynikłe stąd różnice są znacznie mniejsze niż rozrzut właściwości wytrzymałościowych badanego laminatu. Zagadnienie to wymaga jednak dalszych systematycznych badań. Otrzymane wyniki mogą być zarówno pochodną jakości badanego materiału, jak i ograniczeń wynikających z istoty liniowej mechaniki pękania, na której opierają się obie procedury. Szczególnie istotne wydaje się ustalenie, czy występujący proces delaminacji jest kontrolowany przez osobliwe pole naprężeń, co jest uwarunkowane rozmiarami strefy zniszczenia. Wymiary jej mogą się zmieniać zależnie od geometrii zbrojenia, właściwości spoiwa, zbrojenia oraz warstwy granicznej, prędkości propagacji rozwarstwienia i, oczywiście, od SRP.



Rys. 5. Efekt różnych metod wyznaczania kąta fazowego: | - z założeniem upraszczającym $\beta = 0$, + - z uwzględnieniem $\beta \neq 0$, ⌠ - metoda Williamsa

Fig. 5. Effect resulting from different methods of determining the phase angle: | - simplified assumption that $\beta = 0$; + accounting for $\beta \neq 0$, ⌠ - Williams's method

LITERATURA

[1] Beuth J.L., Separation of crack extension modes in orthotropic delamination models, Int. Journal of Fracture 1996, 77, 305-321.

[2] Bjerken C., Petreson C., A numerical method for calculating stress intensity factors for interface cracks in bimaterials, Engineering Fracture Mechanics 2001, 68, 235-246.

[3] Charalambides P.G., Lund J., Evans A.G., McMeeking R.M., A Test Specimen for Determining the fracture Resistance of Bimaterial Interfaces, Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME 1989, 56, March, 77-82.

[4] Davidson B.D., Prediction of delamination growth in laminated structures, Failure Mechanisms in Advanced Polymeric Composites 1994, AMD 196, 43-65.

[5] Hashemi S., Kinloch A.J., Williams G., Mixed-Mode Fracture in Fiber-Polymer Composite Laminates, Composite Materials: Fatigue and Fracture, ASTM STP 1991, 1110, 143-168.

[6] Hutchinson J.W., Suo Z., Mixed Mode Cracking in Layered Materials, Advances in Applied Mechanics 1991, 29, 43-191.

[7] Konish H.J., Mode I Stress Intensity Factors for Symmetrically-Cracked Orthotropic Strips, Fracture Mechanics of Composites, ASTM STP 1975, 593.
[8] Lee Y.J., Lee C.H., Fu W.S., Study on the compressive strength of laminated composite with through-the-width delamination, Composite Structures 1998, 41, 229-241.
[9] Malyshev B.M., Salganik R.L., The strength of adhesive joints using the theory of cracks, International Journal of Fracture Mechanics 1965, 1, 2, 114-128.
[10] Reeder J.R., Crews J.H., Mixed Mode Bending Method for Delamination Testing, AIAA Journal 1990, 28, 7, 1270-1276.
[11] Rice J.R., Elastic Fracture Mechanics Concept for Interfacial Cracks, Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME 1988, 55, March, 98-103.
[12] Rybicki E.F., Kanninen M.F., A Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors by a Modified Crack Clousure Integral, Engineering Fracture Mechanics 1977, 9, 931-938.
[13] Williams J.G., The Fracture Mechanics of Delamination Test, Journal of Strain Analysis 1989, 24, 4, 207-214.

Recenzent
Józef Koszkul