

ЧИСЕЛЬНИЙ АНАЛІЗ ІНТЕНСИВНОСТІ НАПРУЖЕНЬ ТРИЩИНИ РУЙНУВАННЯ ПРИ РІЗАННІ АРМОВАНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

The model for contact interaction of cutter and composite material is proposed. Fracture interprets as process of crack propagation. Crack considers as boundary crack for continuation of chock edge. Load applied as point forces on crack faces. The correlation between stress intensity factor with cutting parameters and geometrical parameters of tools is numerical analyzed.

Рассмотрена модель резания композиционного материала как разрушение припуска при контактном взаимодействии с вершиной инструмента. Разрушение трактуется как процесс продвижения перерезающей трещины. Трещина рассматривается как краевая на продолжении одной из граней клина. Нагрузка приложена в виде сосредоточенных сил на берегах трещины. Численно проанализировано соотношение, связывающее коэффициент интенсивности напряжений со значениями режимов резания и геометрическими параметрами инструмента.

Застосування досягнень механіки руйнування і механіки контактної руйнування до таких дуже неоднорідних матеріалів як армовані композити при їх механічній обробці, і особливо, моделювання процесу підрізання поперек шарів практично не проводилось. Тому створення математичних моделей і формулювань, що описують цей процес, являє собою одну з найбільш актуальних задач, як теорії різання матеріалів, так і механіки контактної руйнування.

У роботі [1] розглянуто модель контактної взаємодії вершини ріжучого клину з армованим композиційним матеріалом. Руйнування трактується як процес просування тріщини, що перерізує шар матеріалу. Тріщина розглядається як крайова на продовженні однієї з граней клину, рис. 1а. Навантаження прикладене у вигляді зосереджених зусиль уздовж берегів тріщини. Ця задача має чисельно-аналітичне рішення методом інтегральних рівнянь, що наведено у роботі [2]. Чисельні результати для коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) першого та другого роду одержані у графічному вигляді, рис. 1б.

Усі припущення у постановці і рішенні задачі наведені у роботі [1]. Зростання тріщини визначається максимальним значенням коефіцієнту інтенсивності напружень розтягання K_r , і тріщина буде розвиватися у напрямку під кутом α_r до свого початкового положення уздовж площадки, на якій виникають максимальні розтягуючі напруження. Ці значення величин K_r і α_r визначаються за формулами В. В. Панасюка [3]:

$$\alpha_r = 2 \arctg \left[\left(1 - \sqrt{1 + 8k_r^2} \right) / 4k_r \right], \quad (1)$$

$$K_r = \cos^2(\alpha_r / 2) \left[K_I \cos(\alpha_r / 2) - 3K_{II} \sin(\alpha_r / 2) \right],$$

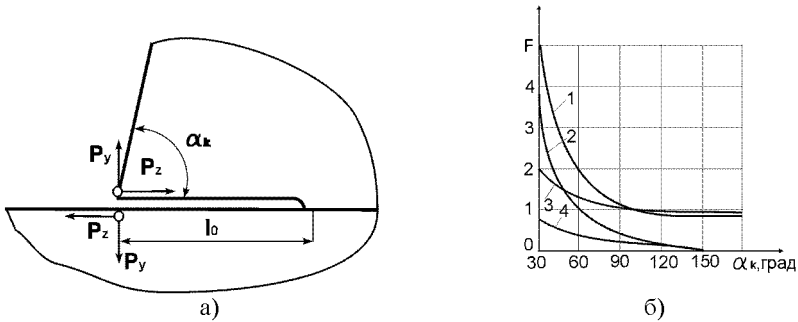


Рис. 1 Моделювання тріщини руйнування: а - дія зосереджених сил на берегах тріщини, що знаходиться на продовженні поверхні зрізу матеріалу;

б - залежність коефіцієнтів інтенсивності напружень першого K_I та другого роду

$$K_{II} \text{ від кута } \alpha_k \text{ для заданої довжини тріщини } l: 1 - F = K_{Iy} \sqrt{l} / p_y; 2 - \\ F = -K_{IIy} \sqrt{l} / p_y; 3 - F = K_{Iz} \sqrt{l} / p_z; 4 - F = -K_{Iz} \sqrt{l} / p_z.$$

де $k_r = K_{II} / K_I$. Коефіцієнти інтенсивності напружень підраховуються як сума

$$K_I = K_{Iy} + K_{Iz} \text{ і } K_{II} = K_{IIy} + K_{IIz}, \quad (2)$$

де

$$K_{Iy} = F_{Iy} \cdot p_y / \sqrt{\pi l}, \quad K_{IIy} = F_{IIy} \cdot p_y / \sqrt{\pi l}, \quad (3) \\ K_{Iz} = F_{Iz} \cdot p_z / \sqrt{\pi l}, \quad K_{IIz} = F_{IIz} \cdot p_z / \sqrt{\pi l},$$

де F_{Iy} , F_{IIy} , F_{Iz} , F_{IIz} відповідно коефіцієнти F на графіку рис.1б помножені на $\sqrt{\pi}$; p_y та p_z - рівномірно розподілено уздовж ріжучої крайки b навантаження, що підраховується як $p_y = P_y / b$, $p_z = P_z / b$, де b - ширина ріжучої крайки [1, 4].

Аналізуючи співвідношення (1) можна зробити декілька висновків:

- значення складових КІН K_{Iy} , K_{IIy} , K_{Iz} , K_{IIz} для постійної довжини тріщини цілком визначається складовими інтенсивності сили різання;
- залежність величини складових КІН K_{Iy} , K_{IIy} , K_{Iz} , K_{IIz} від довжини тріщини зворотно пропорційна значенню $\sqrt{\pi l}$, що характерно для лінійних задач механіки руйнування;
- у силу того, що складові сили різання не залежать від швидкості різання, то і значення КІН не залежать від швидкості різання.

Сили різання по даним [5] для усіх типів склопластиків

$$P_y = 68 \cdot t^{0,56} \cdot s^{0,25} \cdot K_{p_y}, \quad P_z = 174 \cdot t \cdot s^{0,48} \cdot K_{p_z}, \quad (4)$$

при обмеженнях на параметри: $v \leq 2,85$ м/с; $s \leq 0,5$ мм/об; $t \leq 5,0$ мм. У

наведеної формулі K_{p_y} та K_{p_z} поправочні коефіцієнти на значення переднього та заднього кутів, головного кута в плані та величину зношування.

Параметри ріжучого інструменту приймалися з роботи [4] такими: значення переднього кута $\gamma=0^\circ$; заднього $\alpha=12^\circ$; кут у плані $\varphi=45^\circ$; початковий радіус округлення ріжучої крайки $r_0=1$ мм; зношення по задній поверхні різця не враховувалося, тобто величина зношення $h_z=0$ мм.

При розрахунках для склопластику ЕФБ-П технологічні параметри обробки змінювалися у такому діапазоні: подача $s=0,075; 0,1; 0,21; 0,32; 0,42; 0,51$ мм/об; глибина різання $t=0,5; 1,1; 1,5; 3; 4; 5$ мм; швидкість різання - $V=100$ м/хв.

Таблиця 1 – Значення складової сили різання P_z , Н за експериментом [4] і обчислених за співвідношеннями роботи [5] і довжини ріжучої крайки b за співвідношеннями роботи [4] для глибини різання $t=1,5$ мм та швидкості різання $V=100$ м/хв.

Значення параметрів	Значення подачі s , мм/об					
	0,075	0,1	0,21	0,32	0,42	0,51
P_z , Н [4]	29,43	42,18	85,35	112,8	136,4	159,9
P_z , Н [5]	96,34	110,6	157,9	193,3	220,3	241,8
b , мм [4]	2,568	2,593	2,704	2,818	2,926	3,028

З табл. 1 можна бачити, що значення складової сили різання P_z обчислені за співвідношеннями (4) значно перевищують експериментальні дані, що наведені у роботі [4] для точіння склопластику ЕФБ-П для однакових технологічних параметрах обробки. Таке значне відхилення ставить під сумнів використання співвідношення (4) для усіх типів склопластиків і для більш точних розрахунків треба користуватися співвідношеннями, що знайдених безпосередньо для даної марки склопластику.

Таблиця 2 – Апроксимоване значення коефіцієнту F як функції куга α_k , рис.1б

N шп	Функція F	Апроксимоване значення F як функції куга α_k
1	$K_I \cdot \sqrt{l} / P$	$F = 0,6714533 - 1,744659 \cdot 10^{-2} \alpha_k + 1,191762 / \alpha_k^2$
2	$-K_{II} \cdot \sqrt{l} / P$	$F = 2,474097 \cdot 10^{-2} - 3,296224 \cdot 10^{-2} \alpha_k + 1,068752 / \alpha_k^2$
3	$K_{II} \cdot \sqrt{l} / Q$	$F = 1 / (0,2780304 + 0,4408956 \cdot \alpha_k - 4,325844 \cdot 10^{-2} \cdot \alpha_k^2)$
4	$-K_I \cdot \sqrt{l} / Q$	$F = 1,025002 - 0,7288171 \cdot \alpha_k + 0,129619 \cdot \alpha_k^2$

У табл.3 надані значення КІН K_r для довжини тріщини $l=10^{-5}$ мм і куга $\alpha_k = \pi/2$, рис.1а. В теорії лінійного руйнування одержані значення КІН

порівнюють із значення критичного КІН для даного матеріалу. На теперішній час доки це зробити неможливо тому, що дані про значення критичного КІН для склопластику ЕФБ-П відсутні. Ці результати відбивають тільки якісні значення величини КІН, її порядок.

Таблиця 3 – Значення КІН K_r обчисленого за формулою (1) від подачі s

Значення КІН	Значення подачі s , мм/об					
	0,075	0,1	0,21	0,32	0,42	0,51
K_r , кН./м3/2	15,7	17,7	23,9	27,9	30,6	32,3

В табл. 4 надані значення складових сили різання P_y , P_z , довжини ріжучої крайки b та КІН K_r в залежності від величини зносу по задній поверхні h_z , що обчислені при таких параметрах: $t=1,5$ мм, $V=100$ м/хв., $s=0,21$ мм/об, $\alpha_k = \pi/2$, $l=10^{-5}$ м.

Прийнято, що радіус округлення ріжучої крайки пов'язано із зносом по задній поверхні h_z (або з радіальним зносом різця), мм, лінійним співвідношенням [4]

$$r = r_0 + \frac{\sin[(\alpha + \beta)/2]}{\cos[(\alpha - \beta)/2]} h_z, \quad (5)$$

де r_0 - початковий радіус округлення ріжучої крайки, мм; $\beta=90^\circ - (\alpha + \gamma)$; γ, α - передній та задній кут ріжучої крайки. Залежність складових сили різання P_y та P_z від величини зносу по задній поверхні різця урахувалась введенням поправочного коефіцієнту K_{P_y} та K_{P_z} , куди входить поправочні коефіцієнти на зношування $K_{P_{yH}}$ та $K_{P_{zH}}$, яки за даними [5] апроксимовані такими формулами:

$$K_{P_{yH}} = 1 + 4,94 \cdot h_z, \quad K_{P_{zH}} = 1 - 0,2 \cdot h_z. \quad (6)$$

Таблиця 4 – Значення складових сили різання P_y , P_z , довжини ріжучої крайки b та КІН K_r в залежності від величини зносу по задній поверхні h_z

Значення параметрів	Значення величини зносу по задній поверхні h_z , мм					
	0	0,05	0,10	0,15	0,20	0,30
P_y , Н	73,6	91,6	109,6	127,6	145,6	181,6
P_z , Н	193,3	191,4	189,5	187,5	185,6	181,7
b , мм	2,818	2,851	2,884	2,916	2,949	3,015
K_r , кН./м3/2	27,94	27,77	27,68	27,65	27,71	28,07

Аналіз даних з табл. 4 показує що в рамках запропонованої моделі, із зростанням величину зносу по задній поверхні h_z , найбільш інтенсивно зрос-

тає складова сили різання P_y , яка для величині зносу $h_z=0,3$ мм дорівнює значенню складової сили різання P_z . Навпаки компонента P_z повільно убиває, що є наслідком використання співвідношення (6). Довжина ріжучої крайки b трохи зростає за рахунок збільшення значення радіуса округлення вершини інструменту r . Значення коефіцієнту інтенсивності напружень K_r , практично у кількісному відношенні не змінюється, але для значення зносу $h_z=0,15$ мм має мінімум, після чого із збільшенням зносу КІН зростає.

Треба замітити, що у запропонованій моделі не враховуються зміни геометричних параметрів інструменту α, γ, ϕ, r , які мають місце при зношуванні різця. К тому ж сама величина зносу по задній поверхні h_z неоднаково розподілена в залежності від часу роботи інструменту. Відомо, що найбільший вплив на знос інструменту оказує швидкість різання [4], однак у співвідношеннях (4), що використовуються з роботи [5], цей фактор не враховується.

Роботу виконано в рамках проекту М2306, що фінансується міністерством освіти і науки України.

Список літератури: 1. Хавін Г.Л. Моделювання тріщини руйнування при різанні армованих композиційних матеріалів // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. праць. Тематичний вип.: Технології в машинобудуванні. - Харків: НТУ "ХПІ".- 2007.- №17.- С.-. 2. Muki R., Westmann R.A. Crack emanating from an open notch // J. Elast. – 1974. - 4, №3. - P. 173-186. 3. Панасюк В.В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами. – К.: Наукова думка, 1968.- 248 с. 4. Руднев А.В., Королев А.А. Обработка резанием стеклопластиков.- М.: Машиностроение, 1969.- 119 с. 5. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов.- Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987.- 176 с.

Поступила до редколегії 8.11.2007 р.

УДК 621.452.3

Н.Э. ТЕРНЮК, В.Ф. СОРОКИН, О.В. ДЕМЧЕНКО

СТРУКТУРЫ СИСТЕМ КОНТРОЛЯ ТОЧНОСТИ И ВАРИАТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

Показано, що погрішності роботи технологічних систем, можуть бути приведені до кінцевої множини первинних геометричних погрішностей. Розроблено структурну модель обліку геометричних, силових, теплових, кінематичних та інших погрішностей. У рамках прийнятої моделі виявлена й обґрунтована повна множина способів і систем контролю точності машинобудівних деталей у варіативних технологічних системах загального вигляду.

There is shown that inaccuracies of working of technological systems can be reduced to finite set of original geometrical inaccuracies. There is worked up a structural model of accounting of geometrical, powered, thermal, kinematical and others inaccuracies. Within the bounds of the accepted model, there is disclosed and founded set of possible methods and systems of machine-building details accuracy control in variable technological systems of general form.