

Prognozowanie trwałości tworzyw ceramicznych poddanych cyklicznym naprężeniom termicznym

W artykule przedstawiono metodę prognozowania trwałości elementów ceramicznych pracujących w warunkach cyklicznych szoków cieplnych na przykładzie popychaczy zastosowanych przy produkcji kineskopów telewizyjnych. Zwrócono uwagę na pewne ograniczenia tej metody płynące z niedokładności szacowania wielkości naprężeń termicznych oraz rozkładu statystycznego wyników pomiarów wytrzymałości.

1. WPROWADZENIE

Prognozowanie trwałości tworzyw ceramicznych jest praktycznym zastosowaniem wiedzy o mechanice kruchego pęknięcia danego materiału do określenia czasu do zniszczenia t_z elementu wykonanego z tego materiału poddanego stałemu lub cyklicznemu obciążeniu. Rozwój pęknięć podkrytycznych prowadzących do zniszczenia opisywany jest zwykle zależnością [1]:

$$V = A \times K_I^n \quad (1)$$

gdzie: $V = da/dt$ - prędkość propagacji pęknięcia,

$K_I = \sigma \times Y \times a^{1/2}$ - współczynnik intensywności naprężeń

gdzie: σ - naprężenie, Y - stała zależna od kształtu i położenia pęknięcia, a - długość pęknięcia, A i n - parametry rozwoju pęknięć podkrytycznych.

Po rozdzieleniu zmiennych i scałkowaniu stronami wzoru (1) otrzymuje się:

$$\int_{a_0}^{a_k} \frac{da}{Y^n \times a^{n/2}} = \int_0^{t_z} A \times \sigma^n dt = C, \quad (2)$$

gdzie: a_0 - początkowa długość pęknięcia,

a_k - końcowa długość pęknięcia

przy założeniu, że Y nie zależy od a , co jest zwykle słuszne, gdyż a_0 i a_k są przeważnie dużo mniejsze od wymiarów badanego elementu, otrzymuje się z (2):

$$1 - \left(\frac{a_0}{a_k}\right)^{(n-2)/2} = a_0^{(n-2)/2} \times Y^n \times C \times \frac{n-2}{2}, \quad (3)$$

stąd przy założeniu, że $\left(\frac{a_0}{a_k}\right)^{(n-2)/2} \ll 1$, gdyż n są zwykle większe od 10 oraz po podstawieniu $a_0^{1/2} = \frac{K_{IC}}{\sigma_c \times Y}$, gdzie: K_{IC} - krytyczna wartość współczynnika intensywności naprężeń (odporność na pęknięcie), σ_c - wytrzymałość materiału, otrzymuje się dla przypadku naprężeń stałych $\sigma = \sigma_a$:

$$t_z = \frac{B \times \sigma_c^{n-2}}{\sigma_a^n}, \quad (4)$$

gdzie: $B = 2 / \left[(n-2) \times A \times Y^2 \times K_{IC}^{n-2} \right]$.

W celu określenia trwałości badanego elementu ceramicznego można poddać to tzw. testowi przeciążeniowemu [1, 2] polegającemu na przyłożeniu naprężenia próbnego σ_p takiego, że $\sigma_a < \sigma_p < \sigma_c$. W trakcie testu pierwotna wada o długości a_0 może ulec wydłużeniu do długości a_p spełniającej warunek $\sigma_p \times Y \times a_p^{1/2} < K_{IC}$ (jeśli warunek ten nie będzie spełniony, to element ulegnie zniszczeniu w trakcie testu). Warunek ten oznacza tzw. minimalny czas do zniszczenia po teście przeciążeniowym t_{min} określony zależnością:

$$t_{min} = \frac{B}{\sigma_a^2} \times \left(\sigma_p / \sigma_a \right)^{n-2} < t_z. \quad (5)$$

Zależność (5) można przedstawić we współrzędnych $\log(t_z)$, $\log(\sigma_a)$ w postaci szeregu prostych odpowiadających różnym $R_p = \sigma_p / \sigma_a$ i o nachyleniu 2 (rys. 1). Wytrzymałość σ_c podlega rozkładowi Weibulla [1]:

$$P_i = 1 - \exp\left[-\left(\sigma_i / \sigma_w\right)^m\right], \quad (6)$$

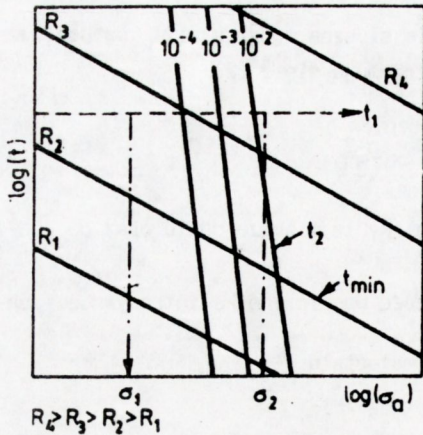
gdzie: P_i - prawdopodobieństwo zniszczenia dla naprężenia σ_i ,
 σ_w i m - parametry rozkładu.

Po uwzględnieniu tego przy założeniu, że $P_i < 0.1$ otrzymuje się ze wzoru (4) zależność na czas do zniszczenia przy zadanym prawdopodobieństwie zniszczenia:

$$\log(t_z) = \frac{n-2}{m} \times \log(P_i) - n \times \log(\sigma_a) - \frac{n-2}{m} \times J + \log(B), \quad (7)$$

gdzie: $J = -m \times \log(\sigma_w)$.

Naniesienie na jeden wykres zależności: $t_{min} = f(\sigma_a, R_p)$ oraz $t_z = f(\sigma_a, P_i)$ pozwala zorientować się, dla jakiego przypadku celowe jest stosowanie testu przeciążeniowego. Ilustruje to przykład na rys. 1.



Rys. 1. Wykresy prognozowania trwałości tworzywa ceramicznego w zależności od naprężenia eksploatacyjnego σ_a dla różnego $R_p = \sigma_p / \sigma_a$ i prawdopodobieństwa zniszczenia P_i wg [1]

Jeżeli element ma wytrzymać czas t_1 pod naprężeniem σ_1 , to przewidywane prawdopodobieństwo zniszczenia w tym czasie jest mniejsze niż 10^{-4} . Jest ono na tyle małe, że wykonanie testu przeciążeniowego jest zbędne. Jeśli zaś naprężenie eksploatacyjne zwiększy się do σ_2 , to $P_i > 10^{-2}$ i wykonanie testu przeciążeniowego dla $R_p \approx R_i$ staje się konieczne.

W przypadku cyklicznych naprężeń termicznych $\sigma = \sigma_I = \sigma_M \times \psi(t)$ (gdzie σ_M amplituda naprężenia, a $\psi(t)$ funkcja przybierająca wartości w przedziale $\langle -1, 1 \rangle$ zależna od przebiegu obciążenia termicznego $T(t)$ całka C w wyrażeniu (2) ma postać:

$$C = A_0 \times \sigma_M^n \times \int_0^T \psi^n(t) \times \exp\left(-\frac{Q}{R \times T(t)}\right) dt = A_0 \times \sigma_M^n \times C', \quad (8)$$

$$\text{gdzie: } A = A_0 \times \exp\left(-\frac{Q}{R \times T}\right) \text{ wg [3],} \quad (9)$$

Q - energia aktywacji,

R - stała gazowa,

$T(t)$ - temperatura w K,

T - okres trwania naprężenia termicznego.

Po wykonaniu N_C cykli długość wady osiąga wartość $a_k = a_c$, przy której następuje zniszczenie materiału. Licząc kolejne a_k wg (3) otrzymuje się w rezultacie:

$$1 - \left(\frac{a_0}{a_c}\right)^{(n-2)/2} = N_C \times a_0^{(n-2)/2} \times Y^n \times C \times \frac{n-2}{2}, \quad (10)$$

a stąd wzór na N_C analogiczny do (4) na t_2 :

$$N_C = \frac{B_0 \times \sigma_c^{n-2}}{\sigma_M^n \times C'}, \quad (11)$$

$$\text{gdzie: } B_0 = 2 / \left[(n-2) \times A_0 \times Y^2 \times K_{IC}^{n-2} \right].$$

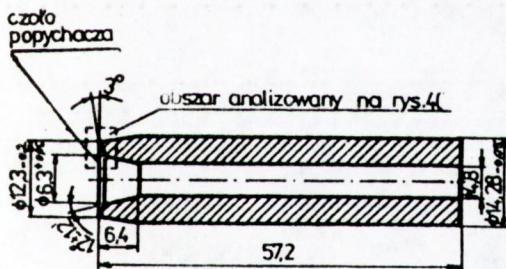
Po uwzględnieniu, że σ_c podlega rozkładowi Weibulla wzór (11) przybiera postać:

$$\log\left[\ln\left(\frac{1}{1-P_i}\right)\right] = \frac{m}{n-2} \times \log(N_c) - \frac{m}{n-2} \times \log(B_0) + \frac{m}{n-2} \times \log(\sigma_M^n \times C') + J. \quad (12)$$

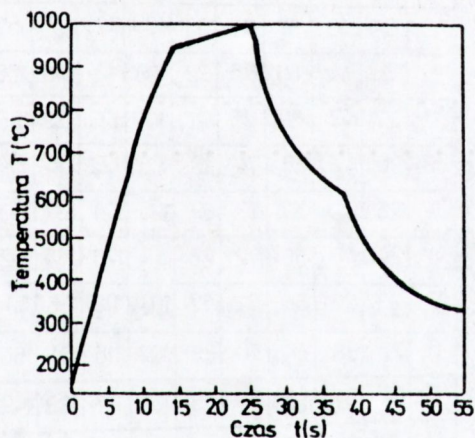
Jest to równanie prognozowania dla przykładu cyklicznych naprężeń termicznych. Określa ono związek pomiędzy liczbą wykonanych cykli naprężeń termicznych N_c , a prawdopodobieństwem zniszczenia badanego elementu P_i .

2. PRZEDMIOT I CEL BADAŃ

Badano materiały ceramiczne oznaczone w tekście jako $Al_2O_3 - 15\% ZrO_2$ i Al-99.5. Tworzywo $Al_2O_3 - 15\% ZrO_2$ (o zawartości 84.5% Al_2O_3 i 15% ZrO_2) używane jest w ITME do wytwarzania popychaczy ceramicznych (rys. 2) służących do zatapiania stalowych kołków w ekranach telewizorów produkowanych w Polkolorze [4]. Stalowy kołek podtrzymywany podciśnieniem na czole popychacza podgrzewany jest indukcyjnie do temperatury ok. 1200°C. Kołek dopchnięty następnie do szklanego ekranu telewizora wtapia się w niego. Cały ten proces przebiega automatycznie z dużą powtarzalnością. Na rys. 3 pokazano zmiany temperatury w czasie na czole popychacza.



Rys. 2. Popychacz ceramiczny



Rys. 3. Temperatura na czole popychacza w funkcji czasu

Pomiar wykonano w trakcie normalnego cyklu produkcyjnego przy użyciu termoelementu Pt-PtRh10 zamontowanego na popychaczu w ten sposób, że główka pomiarowa termoelementu znajdowała się na jego czole. Tworzywo Al-99.5 (o zawartości 99.5%) używane jest jako materiał konstrukcyjny do narzędzi bądź do produkcji płytek podłożowych do układów scalonych. Próbkę do badań w postaci belek o wymiarach 4x4x35 mm i popychacza (rys. 2) przygotowano zgodnie z technologią opisaną w pracy [5]. Celem badań było ustalenie czy na podstawie znajomości wartości odpowiednich parametrów materiału można prognozować trwałość ceramicznych elementów konstrukcyjnych narażonych na cykliczne naprężenia termiczne.

Po to aby wyznaczyć współczynniki równania (12) określono naprężenia cieplne indukowane w popychaczu oraz pomierzono parametry propagacji pęknięć podkrytycznych n , A , Q oraz K_{IC} . Wyniki badań zweryfikowano doświadczalnie na grupie popychaczy ceramicznych pracujących w warunkach produkcyjnych.

3. WYNIKI OBLICZEŃ NUMERYCZNYCH, POMIARÓW ORAZ Dyskusja

Przebieg naprężenia termicznego σ_T w czasie trwania jednego cyklu cieplnego wyznaczono metodą elementów skończonych (w skrócie MES) wykorzystując programy komputerowe opracowane w WAT [6].

Obliczenia wykonano na mikrokomputerze typu IBM PC/XT. Na rys. 4 pokazano podział na elementy wydzielonego na rys. 2 obszaru czołowego popychacza. Obliczenia wykazały, że największe naprężenia rozciągające występują na powierzchni czołowej popychacza.

		Powierzchnia zewnętrzna									
Czoło popychacza	16	32	48	64	80	96	112	128	144	160	
	15	31	47	63	79	95	111	127	143	159	
	14	30	46	62	78	94	110	126	142	158	
	13	29	45	61	77	93	109	125	141	157	
	12	28	44	60	76	92	108	124	140	156	
	11	27	43	59	75	91	107	123	139	155	
	10	26	42	58	74	90	106	122	138	154	
	9	25	41	57	73	89	105	121	137	153	
	8	24	40	56	72	88	104	120	136	152	
	7	23	39	55	71	87	103	119	135	151	
	6	22	38	54	70	86	102	118	134	150	
	5	21	37	53	69	85	101	117	133	149	
	4	20	36	52	68	84	100	116	132	148	
3	19	35	51	67	83	99	115	131	147		
2	18	34	50	66	82	98	114	130	146		
1	17	33	49	65	81	97	113	129	145		
		Powierzchnia wewnętrzna otworu									

Rys. 4. Siatka elementów popychacza ceramicznego - obszar zaznaczony na rys. 2

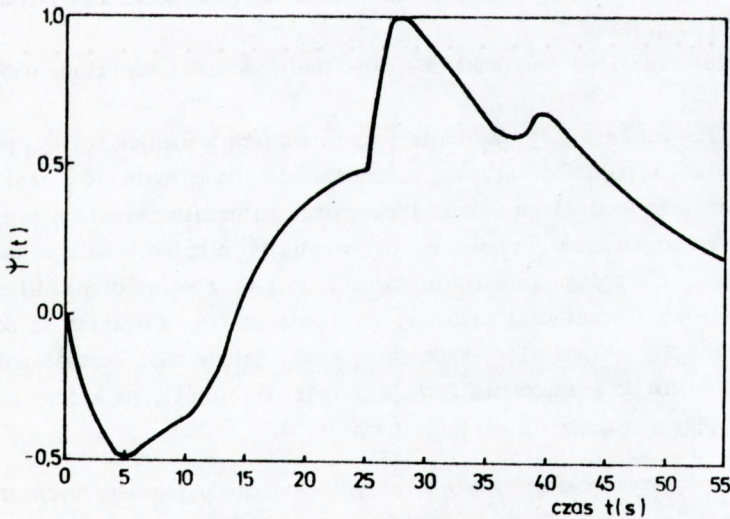
Najważniejszą składową tych naprężeń jest naprężenie obwodowe σ_φ (obliczenia prowadzono w układzie współrzędnych walcowych), składowe σ_r i σ_z są do pominięcia. Wartości parametrów fizycznych tworzywa $Al_2O_3 - 15\% ZrO_2$ niezbędnych do wyliczenia σ_T podaje tabela 1. Wartość współczynnika k przyjęto z pomiarów przewodnictwa cieplnego w funkcji temperatury dla $T=773$ K, wartość ciepła właściwego C dla tej temperatury

określono na podstawie danych literaturowych [7, 8], E i ν wyznaczono przez pomiar prędkości rozchodzenia się akustycznej fali ultradźwiękowej w temperaturze pokojowej, wartość α zmierzono przy użyciu dylatometru w zakresie temperatur 20 - 600°C.

Tabela 1. Parametry fizyczne tworzywa Al_2O_3 - 15% ZrO_2 niezbędne do wyliczenia naprężeń cieplnych

Nazwa parametru	Wartość
gęstość d	$4.05 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
moduł Younga E	118 GPa
stała Poissona ν	0.2
współczynnik przewodnictwa cieplnego K	5.2 W/m/K
współczynnik rozszerzalności cieplnej α	$7.5 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$
ciepło właściwe C	1100 J/kg/K

Wykres funkcji $\psi(t)$ przedstawia rys. 5; amplituda naprężenia termicznego $\sigma_M = 81.4 \text{ MPa}$.



Rys. 5. Wykres funkcji termicznej $\psi(t)$ dla popychacza

Przeprowadzono pomiary wytrzymałości na zginanie w funkcji szybkości obciążania dla trzech temperatur: 296, 573 i 873 K na belkach wykonanych z tworzywa Al_2O_3 - 15% ZrO_2 metodą opisaną w pracach [9, 10] i wyznaczono z nich parametry propagacji pęknięć n , A oraz wytrzymałość σ_c . Odporność na pękanie K_{IC} określono na belkach z karbem [5, 10]. Wyniki tych pomiarów przedstawia tabela 2. Przy założeniu, że spełniona jest

zależność (9), a n nie zależy od temperatury, wyliczono wartości parametrów: $\log(A_0) = -9.7867$, oraz energii aktywacji $Q = 2.8012 \times 10^4$ J/mol. Dla porównania praca [11] podaje dla szkła $\text{Na}_2\text{O} - \text{CaO} - \text{SiO}_2$ $Q = 1.088 \times 10^5$ J/mol. W tym momencie wydaje się, że można już wyznaczyć współczynniki równania (12). Tymczasem z dwóch istotnych powodów jest to niemożliwe.

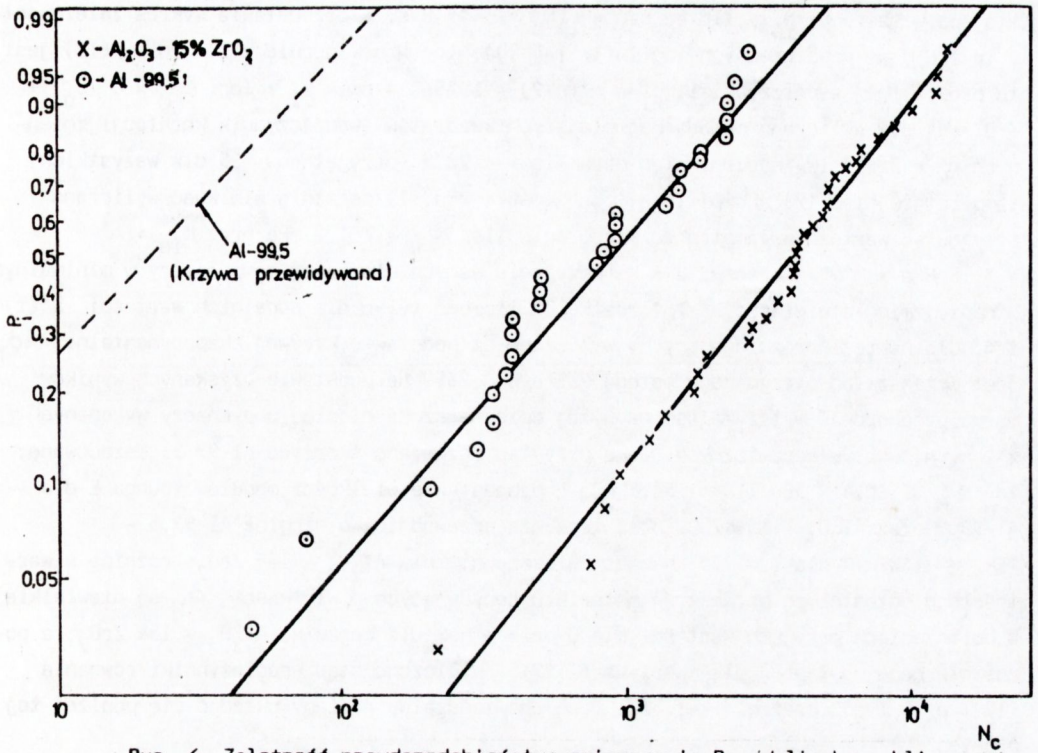
Tabela 2. Parametry propagacji pęknięć podkrytycznych, wytrzymałość σ_c oraz odporność na pękanie K_{Ic} w funkcji temperatury dla ceramiki $\text{Al}_2\text{O}_3 - 15\% \text{ZrO}_2$

T (K)	log(A)	n	σ_c (MPa)	K_{Ic} (MPa $\sqrt{\text{m}}$)
296	-14.59	24.7 (3.3)	151.8 (24.3)	3.18 (0.22)
573	-12.88	24.8 (1.9)	126.6 (11.5)	2.65 (0.52)
873	-11.08	25.1 (4.6)	110.9 (12.0)	2.32 (0.48)

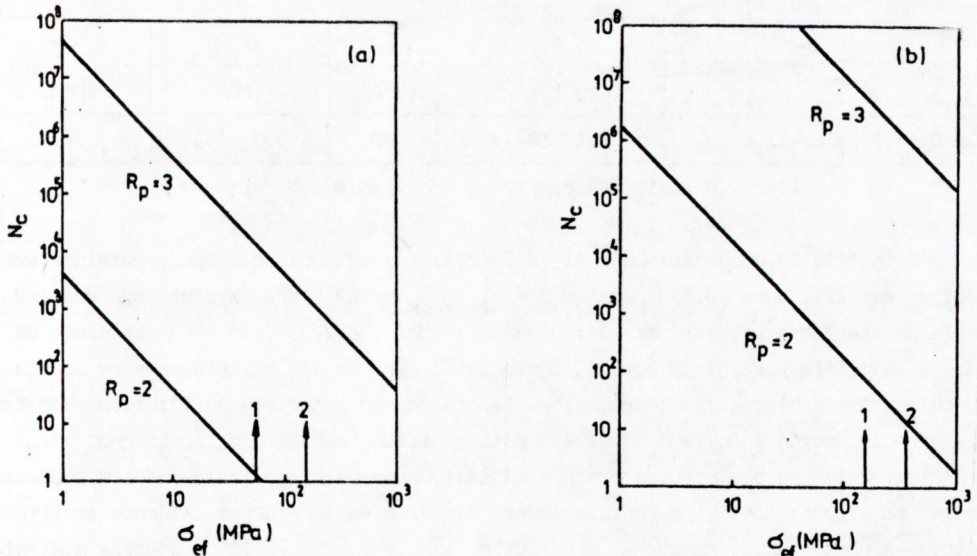
(liczby w nawiasach oznaczają odchylenie standardowe)

- Nieznana jest wartość parametru m rozkładu Weibulla wytrzymałości popychaczy poddanych naprężeniom termicznym. W pracy [12] stwierdzono, że dla próbek walcowych ze szkła poddawanych szokom termicznym m przyjmowało wartości od 30 - 41; podczas gdy m otrzymane w teście wytrzymałości na zginanie oscylowało wokół 10. Można to wyjaśnić tym, że rozkład wad powierzchniowych, które decydują o rozkładzie wytrzymałości nie jest jednakowy w obydwu przypadkach, inna też jest geometria i charakter przykładanego obciążania.
- Praktycznie niemożliwe jest dokładne określenie wartości amplitudy naprężenia termicznego σ_M . Równanie (12) pokazuje, że nawet nieznaczne różnice w wielkości σ_M powodują już istotne zmiany w położeniu krzywej prognozowania. Naprężenie σ_T jest bez uwzględnienia faktu, że wymienione w tab. 1 parametry materiału zmieniają się w funkcji temperatury. Ze wzrostem temperatury przewodnictwo cieplne k maleje jak $1/T$, maleje również chociaż w mniejszym stopniu moduł Younga E , z kolei ciepło właściwe C oraz współczynnik rozszerzalności cieplnej α rosną (zmiany d oraz ν są do pominięcia). Na to oczywiście nakłada się jeszcze błąd samej metody MES. Zastosowanie MES służy przede wszystkim do wyznaczenia funkcji termicznej $\psi(t)$, na której przebieg nie wpływają błędy w określeniu wartości parametrów.

Oczywiście poza tymi dwiema głównymi przyczynami niedokładności wyznaczania krzywej prognozowania należałoby jeszcze wymienić błędy pomiarów parametrów pęknięć podkrytycznych oraz wytrzymałości. W związku z tym nieodzowna staje się eksperymentalna weryfikacja teoretycznych obliczeń. Przeprowadzono ją na 34 próbkach popychaczy ceramicznych z $\text{Al}_2\text{O}_3 - 15\% \text{ZrO}_2$ w warunkach produkcyjnych. Test prowadzono aż do pojawienia się pierwszych pęknięć na czole popychacza. Wyniki uszeregowano następnie wg wzrastającej liczby cykli termicznych N_c , które wytrzymał badany popychacz. Każdej wartości N_c przyporządkowano wartość prawdopodobieństwa zniszczenia $P_i = i/(N_p + 1)$, gdzie i - i -te



Rys. 6. Zależność prawdopodobieństwa zniszczenia P_i od liczby cykli termicznych N_c dla ceramicznych popychaczy



Rys. 7. Wykresy prognozowania trwałości w zależności od naprężenia efektywnego σ_{ef} dla różnego $R_p = \sigma_p / \sigma_{ef}$ dla tworzyw:
 (a) Al_2O_3 - 15% ZrO_2 i (b) Al-99.5
 (1 - σ_{ef} dla danego materiału i obciążenia termicznego, 2 - wytrzymałość danego materiału) (a) Al_2O_3 - 15% ZrO_2 i (b) Al-99.5

miejsce w szeregu; N_p - liczba próbek ($N_p = 34$). Rys. 6 przedstawia wykres zależności $P_1 = f(N_C)$ we współrzędnych $\log(\ln(1/(1-P_1)))$, $\log(N_C)$. Zgodnie z równaniem (12) jest to prosta; jej współczynniki: $p_1 = m/(n-2) = 1.256$, a $p_2 = p_1 \times \log(\sigma_M^n \times C'/B_0) + J = -4.667$ wyliczono metodą najmniejszych kwadratów (współczynnik korelacji zmiennych $r_k = 0.99$). Wyznaczony stąd parametr $m = 28.9$ (przyjęto $n = 25$ dla wszystkich temperatur - tab. 2) a amplituda $\sigma_M = 60.4$ MPa. Tą ostatnią wielkość wyliczono przyjmując wartość parametru rozkładu Weibulla $\sigma_w = 161.2$ MPa oraz $K_{IC} = 3.18$ MPa \times m^{1/2} dla temp. 296 K (przyjęcie danych dla innej temperatury w minimalnym stopniu zmienia wielkość σ_M), całą C' liczono tylko dla dodatnich wartości $\psi(t)$, tzn. dla naprężeń rozciągających. Wyliczone na podstawie krzywej eksperymentalnej σ_M jest mniejsze od otrzymanego metodą MES o ok. 26%. Na podstawie uzyskanych wyników można prognozować wytrzymałość na wyżej opisane szoki cieplne popychaczy wykonanych z innych tworzyw ceramicznych. Jako przykład rozważano tworzywo Al-99.5. Oszacowano, że $\sigma_M \leq 60.4 \times 380/118 = 194.5$ MPa (na podstawie wielkości modułów Younga E dla Al-99.5 oraz Al₂O₃ - 15% ZrO₂ oraz tego, że przewodnictwo cieplne Al-99.5 - $k \approx 11$ W/m/K dla $T = 773$ K - jest większe niż dla Al₂O₃ - 15% ZrO₂; różnice w wartościach pozostałych parametrów materiału decydujących o wielkości σ_M są niewielkie). W obliczeniach przyjęto wartości dla Q oraz m jak dla ceramiki Al₂O₃ - 15% ZrO₂, a pozostałe dane wg tab. 3 dla tworzywa Al-99.5. Wyliczono stąd współczynniki równania (12): $p_1 = 1.032$ oraz $p_2 = -1.522$. Dane doświadczalne powinny układać się poniżej tej prostej.

Tabela 3. Dane dla ceramiki Al-99.5 (temperatura pokojowa) wg [10]

n	log(A)	K_{IC} (MPa \times m ^{1/2})	E (GPa)	σ_c (MPa)	σ_w (MPa)
29.8 (5.9)	-21.46	4.12 (0.18)	380	353 (34)	363

(liczby w nawiasach oznaczają odchylenie standardowe)

Wykonano test na 29 popychaczach z Al-99.5 (rys. 6); wyznaczone eksperymentalnie wartości $p_1 = 1.107$, $p_2 = -3.386$, a stąd $m = 31$, $\sigma_M = 163.6$ MPa. Wyniki tego doświadczenia potwierdzają wcześniejsze przewidywania. Można przyjąć, że m , niezależnie od rodzaju materiału, przyjmuje wartość około 30; o tym, na ile przewidywany na podstawie obliczeń przebieg krzywej prognozowania dla danego materiału jest zbliżony do rzeczywistości, decyduje dokładność wyznaczania amplitudy naprężenia termicznego σ_M .

Analogicznie jak dla przypadku naprężeń stałych można przed zastosowaniem poddawac element ceramiczny testowi przeciążeniowemu naprężeniem termicznym, którego amplitudę spełnia warunek: $\sigma_{ef} < \sigma_p < \sigma_c$, gdzie $\sigma_{ef} = \sigma_M \times (C')^{1/n}$. Wówczas minimalna liczba cykli N_{min} po teście przeciążeniowym jest określona wzorem:

$$N_{min} = \frac{B_0}{\sigma_{ef}^2} \times (\sigma_p / \sigma_{ef})^{n-2} \quad (13)$$

Na rys. 7 wykreślono zależność (13) we współrzędnych $\log(N_c)$, $\log(\dot{\sigma}_{ef})$ w postaci szeregu prostych odpowiadających różnym $R_p = \dot{\sigma}_p / \dot{\sigma}_{ef}$ i o nachyleniu -2 dla ceramiki $Al_2O_3 - 15\% ZrO_2$ oraz Al-99.5.

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie wyników pomiarów parametrów propagacji pęknięć podkrytycznych w zależności od funkcji temperatury, obliczeń numerycznych naprężeń cieplnych i badań statystycznych trwałości grupy próbek poddanych cyklicznym naprężeniom termicznym, wyznaczono krzywe prognozowania dla badanych tworzyw na bazie korundu. Ustalono, że parametr m rozkładu Weibulla wytrzymałości dla zastosowanych tu obciążeń termicznych wynosi około 30 i jego wielkość zależy głównie od rodzaju obciążenia i geometrii próbki (dla porównania - wartości m dla belek zginanych trójpunktowo wahały się od 9 do 18). Wykazano możliwość konstruowania wiarygodnych krzywych prognozowania trwałości różnych tworzyw ceramicznych poddanych cyklicznym naprężeniom termicznym pod warunkiem dokładnego wyznaczania amplitudy naprężenia termicznego.

BIBLIOGRAFIA

1. Evans A.G., Langdon T.G.: *Progress in Materials Science*, Pergamon Press, 21, 1976, 181
2. Evans A.G., Wiederhorn S.M.: *Proof testing of materials - an analytical basis for failure prediction*, *Int. Journ. of Fracture*, 10, [3], 1974, 379
3. Evans A.G., Russell L.R., Richerson D.W.: *Slow crack growth in ceramic materials at elevated temperatures*, *Met. Trans.*, 6A 1975, 707
4. Kulczycki A., Tomaszewski H.: *Niepublikowane prace ITME*, 1983
5. Boniecki M.: *Prace ITME*, 1991, zes. 35
6. Niezgoda T.: *Niepublikowana praca WAT*, 1986
7. Brockenbrough J.R., Forsythe L.E., Rolf R.L.: *Reliability of brittle materials in thermal shock*, *J. Am. Ceram. Soc.*, 69, 1986, 8, 634
8. Hasselman D.P.H., Johnson L.F., Bentsen L.D., Syed R., Lee H.L.: *Thermal diffusivity and conductivity of dense polycrystalline ZrO_2 ceramics: a survey*, *Am. Ceram. Soc. Bull.*, 66, 1987, [5], 799
9. Boniecki M., Librant Z.: *Analiza własności mechanicznych materiałów ceramicznych metodami mechaniki pęknięcia*, *Prace ITME*, 1984, zes. 14
10. Boniecki M.: *Materiały Elektroniczne*, 1991 w druku
11. Badalian R., Krohn D.A., Hasselman D.P.: *Effect of slow crack growth on the thermal-stress resistance of an $Na_2O-CaO-SiO_2$ glass*, *J. Am. Ceram. Soc.*, 57, 1974, [10], 432
12. Kamiya N., Kamigaito O.: *Prediction of thermal fatigue life of ceramics*, *J. Mat. Sci.*, 14, 1979, 573