

VPLIV TERMIČNIH NAPETOSTI NA TRDNOST KERAMIČNIH VEČPLASTNIH KOMPOZITOV

Milan Ambrožič

STROKOVNI ČLANEK

Univerza v Mariboru, Fakulteta za naravoslovje in matematiko, Koroška 160, 2000 Maribor

POVZETEK

Inženirski keramični materiali v splošnem prenesejo veliko večje tlačne napetosti kot natezne. Odpornost proti mehanskim napetostim najlaže merimo s tri- ali štiritočkovnim upogibnim preizkusom, kjer gre za enoosni tip napetosti, nateznih na eni strani vzorca in tlačnih na drugi. Pri uporabi keramičnih izdelkov v različnih temperaturnih območjih se poleg mehanskih napetosti v materialu pojavijo tudi termične, bodisi zaradi temperaturnega gradienta bodisi zaradi razlik v temperaturnem razteznostnem koeficientu zaradi različnih materialov v kompozitu. Največkrat so te termične napetosti škodljive, včasih pa ravno preostale termične napetosti izkoristimo za povečanje učinkovite trdnosti keramike. Poudarek v članku bo na preostalih termičnih napetostih.

Ključne besede: večplastni keramični kompoziti, upogibna trdnost, upogibni preizkus, termična napetost, deformacijski tenzor, napetostni tenzor

Influence of thermal stress on the strength of ceramic multilayered composites

ABSTRACT

Engineering ceramic materials are generally much more resistant to compressive than to tensile stresses. Resistance to mechanical stress is most easily measured by a three- or four-point bending test where a uniaxial stress appears, which is tensile on one side and compressive on the other side of the sample. During the application of ceramic products in different temperature ranges there also exists thermal stress, besides the mechanical stresses. It results either from temperature gradient or from differences in the thermal expansion coefficient due to different materials in the composite. These thermal stresses are in most cases harmful, however, sometimes residual thermal stresses can be exploited for the increase of the effective strength of ceramics. The focus of the paper will be on residual thermal stresses.

Keywords: multilayered ceramic, composites, bend strength, bend test, thermal stress, deformation tensor, stress tensor

1 UVOD

Pri merjenju upogibne trdnosti materialov uporabljamo tri- ali štiritočkovni upogibni preizkus (na kratko 3T- ali 4T-test), vzorci, ki jih pri tem zlomimo, pa so največkrat palčke s pravokotnim ali okroglim prerezom. Značilne upogibne trdnosti inženirskih keramičnih materialov so več sto megapascalov. Upogibna napetost je enoosna in se pogosto pojavlja v praksi pri aplikaciji podolgovatih keramičnih izdelkov. Vendar so velikokrat pomembne tudi termične napetosti, ki nastanejo zaradi temperaturnih gradientov že v kemijsko homogenem materialu, pri temperaturnih spremembah v kompozitih pa tudi zaradi razlik v temperaturnem razteznostnem koeficientu.

Tudi v mnogoplastnem ravnem kompozitu so termične napetosti posledica temperaturnih razlik in raz-

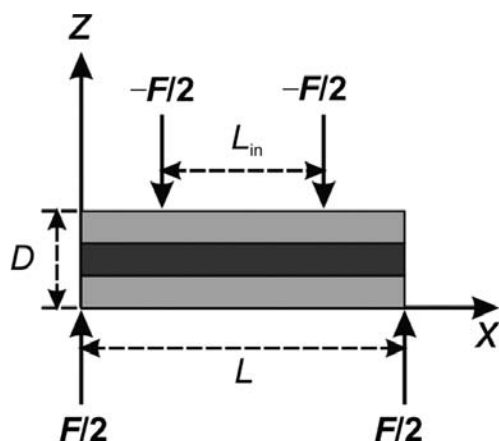
lik v linearnem temperaturnem razteznostnem koeficientu (na kratko TRK). Mednje spadajo tudi preostale termične napetosti, ki nastanejo na naslednji način. Pri temperaturi, nekaj nižji od temperature sintranja, se plasti vzorca začnejo trdneje povezovati med seboj in tedaj še ni termičnih napetosti. Ko se po sintranju vzorec ohlaja na sobno temperaturo, se krči. Vendar pa imajo plasti različne TRK; tiste z večjim TRK se bolj krčijo. V smeri pravokotno na plasti ni nobene ovire za različno krčenje različnih plasti.

Omejitev pa nastane v smereh vzdolž plasti: težnja nekaterih plasti je močnejše krčenje, vendar pa jih pri tem ovirajo plasti z manjšim TRK. Cel vzorec se namreč zaradi trdne povezanosti plasti enako skrči v vzdolžnih smereh. To sicer ni natančno res, kot so pokazali poskusi in težavne računske simulacije, a v prvem približku lahko takšne robne efekte zanemarimo, posebno če je debelina vzorca precej manjša od dolžine in širine. Kako je sedaj s preostalimi termičnimi napetostmi v posameznih plasteh? Plasti z večjim TRK se »hočejo« bolj skrčiti v vzdolžnih smereh, kot jim »pustijo« druge plasti; druge plasti jih torej učinkovito »raztezajo«. Zato sklepamo, da se v plasteh z večjim TRK pri ohlajanju pojavijo natezne preostale napetosti, v tistih z manjšim TRK pa tlačne.

S primerno razporeditvijo plasti lahko dosežemo, da imajo tiste plasti, ki so pri upogibnem preizkusu (pa tudi na splošno pri ustreznih mehanskih obremenitvah izdelkov v uporabi) izpostavljene *največji natezni napetosti*, preostale *tlačne termične napetosti*, ki delno izničijo natezne [1–3]. Zato se poveča sila, pri kateri se vzorec zlomi, ali povedano drugače, poveča se njegova učinkovita upogibna trdnost.

2 MATEMATIČNI MODEL TERMIČNIH IN PREIZKUSNIH NAPETOSTI

Pri opisu se omejimo na keramične vzorce v obliki kvadra dimenzij L (dolžina), W (širina) in D (debelina); pri meritvah trdnosti navadno velja: $L > W > D$. Izberimo kartezični koordinatni sistem tako, da leži os x v smeri dolžine kvadra, os y v smeri širine, os z pa je pravokotna na plasti (*slika 1*). Za spodnjo ploskev vzorca vzamemo $z = 0$. Zapišimo najprej nekaj enačb v splošnem, kjer se fizikalne lastnosti materiala (glede na njegovo sestavo), pa tudi temperatura, lahko spreminjajo samo v smeri osi z . To je potem lahko poleg kompozita z ravnimi plastmi tudi material, pri katerih



Slika 1: Geometrija triplastnega kompozita. Označene so tudi sile pri upogibnem preizkusu; čeprav govorimo o 4-točkovnem preizkusu, so prijemališča vseh štirih sil v resnici porazdeljena po črtah po širini vzorca W (pravokotno na ravnino slike).

se sestava in mehanske lastnosti zvezno spreminjajo po debelini.

2.1 Termična napetost

Če v materialu pri neki začetni temperaturi T_0 ni termičnih napetosti, potem opišemo pri neki drugi temperaturi T zvezo med deformacijskim tenzorjem e_{ij} in napetostnim tenzorjem σ_{ij} z naslednjo enačbo [4]:

$$e_{ij} = \frac{1}{E} [(1+\nu)\sigma_{ij} - \nu\sigma_{ll}\delta_{ij}] + \delta_{ij}\alpha\Delta T \quad (1)$$

Enačba je znana v teoriji elastičnosti trdne snovi, velja pa lokalno, saj se v splošnem komponente obeh tenzorjev (matrik 3×3) spreminjajo od točke do točke. Deformacijski tenzor je podan z relativnimi premiki delov telesa pri deformaciji in je zato brez fizikalne enote. Napetostni tenzor pa je povezan z notranjimi silami na plosčinsko enoto in praktična enota zanj je MPa. E je Youngov elastični modul, ν Poissonovo število, α pa TRK. Za lažjo obravnavo se vzame, kot da se ti parametri ne spreminjajo s temperaturo, ali pa se vzame njihovo povprečje po danem temperaturnem intervalu. Temperaturno spremembo smo označili z $\Delta T = T - T_0$, kjer je $T = T(z)$ nova lokalna temperatura.

V enačbi (1) je Kroneckerjev symbol: $\delta_{ij} = 1$ pri enakih indeksih, $i = j$, sicer pa je nič, torej je povezan z dodatnimi členi pri diagonalnih elementih matrike. Oznaka σ_{ll} pa pomeni sled, to je vsoto diagonalnih elementov napetostnega tenzorja (po Einsteinovi konvenciji lahko eksplicitni znak za vsoto po indeksu l izpustimo, saj nam že dvojni indeks ll nakazuje vsoto). Matrični indeksi so v skladu s kartezičnimi koordinatami: $1 \equiv x$, $2 \equiv y$, $3 \equiv z$. Pri naši geometriji problema sta obe matriki diagonalni. Napetostni tenzor je

dvoosen, $\sigma_{11} = \sigma_{22} \equiv \sigma$, $\sigma_{33} = 0$, medtem ko so vsi trije diagonalni elementi deformacijskega tenzorja različni od nič: $e_{11} = e_{22} \equiv e_x$, $e_{33} \equiv e_z$. Če torej upoštevamo enačbo (1) le za diagonalne elemente obeh matrik, dobimo preproste linearne zveze med njimi.

Vse neznanke lahko izračunamo z zahtevo o ravnovesju sil in navorov. V določenih plasteh vzorca so sile natezne (pozitivne), v drugih pa tlačne (negativne). Skupna vsota nateznih in tlačnih sil, s katerim deluje npr. desna polovica vzorca na levo, pa je zaradi ravnovesja enaka nič. Pri nadaljnjih računih je smiselno razdeliti termično deformacijo vzorca na dva geometrijsko različna dela, ki ju priročno poimenujemo *homogeni* in *upogibni* del: $e_x^t = e_x^h + e_x^u$, $e_z^t = e_z^h + e_z^u$. Podobno naredimo za ustrezno termično napetost: $\sigma^t = \sigma^h + \sigma^u$. Dodali smo oznako »t« k termičnima tenzorjema in ustreznim komponentam, zato da ju razlikujemo od ustreznih tenzorjev pri upogibnem preizkusu. Za večjo jasnost zapišemo oba tenzorja še v polni matrični obliki:

$$\underline{e}^t = \begin{bmatrix} e_x^t & 0 & 0 \\ 0 & e_x^t & 0 \\ 0 & 0 & e_z^t \end{bmatrix} \Rightarrow \underline{\sigma}^t = \begin{bmatrix} \sigma^t & 0 & 0 \\ 0 & \sigma^t & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2)$$

Pri homogenem delu termične deformacije se vzorec po celi debelini enako razširi ali skrči (odvisno od spremembe temperature) v vzdolžnih smereh x in y , ne glede na razlike v materialu in temperaturi. Torej, komponenta e_x^h ni odvisna od koordinate z , komponenta e_z^h pa v splošnem je. Upogibni del termične deformacije se lahko pojavi le v nesimetričnih vzorcih, ustrezna termična napetost pa delno izniči homogeni del napetosti. V prvem približku obravnavamo to deformacijo kot dvoosni upogib s homogenim krivinskim polmerom R_t (torej se kompozit upogne kot skledica), vedno pa je ta polmer veliko večji od debeline vzorca. Pri kvantitativni obravnavi moramo biti pozorni tudi na smer upogiba, in to povemo s predznakom R_t : pozitivni krivinski polmer vzamemo takrat, ko se na sredini vzorec upogne navzdol, to je, ko je spodnji del vzorca pod dodatno natezno napetostjo zaradi ukrivitev. Velja preprosta enačba za ustrezno komponento deformacijskega in napetostnega tenzorja:

$$e_x^u = -\frac{z - z_{0t}}{R_t} \Rightarrow \sigma^u = -\frac{E}{1-\nu} \cdot \frac{z - z_{0t}}{R_t} \quad (3)$$

Koordinata z_{0t} pri tem določa nevtralno ravnino, kjer ni upogibne termične napetosti. Nad njo je napetost tlačna (negativna), pod njo pa natezna (pozitivna). Oba neznana parametra, R_t in z_{0t} , izračunamo z zahtevo po ravnovesju sil in navorov v vzorcu.

2.2 Mehanska napetost pri upogibnem preizkusu

Vzorec mehansko obremenimo pri 3T- ali 4T-testu tako, da se njegov srednji del upogne navzdol. Razmere so podobne kot pri upogibnem delu termične deformacije, le da je zdaj deformacija enoosna, in sicer v smeri x , vzdolž dolžine vzorca. Ustrezni krivinski polmer označimo z R_a ; ta je enak po debelini in širini vzorca, po dolžini pa se spreminja. Zdaj je edina nezanemarljiva komponenta napetostnega tenzorja: $\sigma_{11} \equiv \sigma^a$. Simbol »a« pri upogibnem preizkusu je povzet iz angleške literature ($a = applied$). Morda se zdi na prvi pogled nenavadno, da čeprav so vse štiri sile (slika 1) usmerjene v smeri osi z , dobimo v vzorcu pglavitne komponente notranjih sil v smeri osi x . A to je res, razen v zelo omejenem območju prijemališča sil, kjer je porazdelitev napetosti zelo kompleksna. Nasprotno ima deformacijski tenzor v skladu z enačbo (1) od nič različne vse tri diagonalne komponente, vendar nas tu zanima samo komponenta e_{11} :

$$e_x^a = -\frac{z - z_{0a}}{R_a} \Rightarrow \sigma^a = -E \cdot \frac{z - z_{0a}}{R_a} \quad (4)$$

Enačba (4) se razlikuje od enačbe (3) po tem, da v njej ni Poissonovega razmerja pri izrazu za ustrezno napetost. Koordinata z_{0a} spet določa nevtralno ravnino, kjer ni mehanske preizkusne napetosti. Oba neznana parametra, R_a and z_{0a} , izračunamo z zahtevo po ravnovesju sil in navorov, vendar moramo tu upoštevati tudi upogibni navor zaradi zunanjih sil. Velja enačba:

$$|M(x)| = \frac{\langle EI \rangle}{R_a(x)} \quad (5)$$

kjer simbol $\langle EI \rangle$ označuje povprečno vrednost produktov med Youngovim modulom in tako imenovanim ploskovnim vztrajnostnim momentom prereza palice:

$$\langle EI \rangle = W \int_0^D E(z)(z - z_{0a})^2 dz \quad (6)$$

Za primerjavo navedimo znano enačbo za ploskovni vztrajnostni moment za palico iz homogenega materiala. Tedaj je elastični modul povsod enak, nevtralna ravnina je na polovici debeline palice, $z_{0a} = D/2$, zato dobimo z integracijo (6) posebej:

$$I = \frac{WD^3}{12} \quad (7)$$

Upogibni navor izračunamo s silami in legami njihovih prijemališč pri 3T- ali 4T-testu. Dovolj je obravnavati le 4T-test, saj je 3T-test le njegov poseben primer, ko postane razdalja med prijemališčema notranjih dveh sil po $F/2$ enaka nič, ti dve sili se torej združita pri 3T-testu v eno samo silo F , ki deluje na sredini palice. Razen tega je 4T-test primernejši, kot bomo razložili spodaj.

Pri upogibnem 4T-testu sta dve sili, vsaka po $F/2$, z medsebojno razdaljo L_{in} postavljeni simetrično glede na sredino palice, delujeta pa navzdol (slika 1). Drugi dve sili, spet po $F/2$, pa delujeta na koncih palice navzgor, tako da imamo ravnovesje sil. V resnici zunanji sili nikoli ne prijemljeta točno na koncih palice, ampak nekoliko znotraj od koncev. Vendar pa nimata tista dela palice, ki »štrlita« ven od prijemališč zunanjega para sil, nobenega vpliva na meritev. Zato je z dolžino vzorca L mišljena v bistvu razdalja med zunanjsima silama (slika 1). Izberimo referenčno točko v vmesnem območju med notranjsima silama:

$$(L - L_{in})/2 < x < (L + L_{in})/2$$

Ko računamo upogibni navor $M(x)$, povezan z enačbo (5), gledamo samo navora obeh sil desno od izbrane točke, torej za eno notranjo in eno zunanjo silo (slika 2). Zato dobimo:

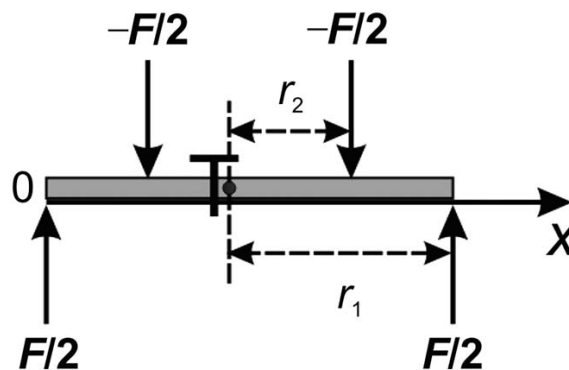
$$\begin{aligned} |M(x)| &= \frac{F}{2} \cdot (L - x) - \frac{F}{2} \cdot \left(\frac{L + L_{in}}{2} - x \right) = \\ &= \frac{F(L + L_{in})}{4} \end{aligned} \quad (8)$$

V enačbi (8) smo upoštevali, da hoče ena sila zavrteti vzorec glede na izbrano točko T v eno smer, druga sila pa v nasprotno. Ročica skrajno desne sile glede na točko T je pri tem $r_1 = L - x$, ročica tretje sile po vrsti na sliki pa je $r_2 = (L + L_{in})/2 - x$.

Če sedaj kombiniramo med seboj enačbe (4), (5) in (8), dobimo končni izraz za porazdelitev mehanskih napetosti pri 4T-testu za notranji del palice. Napetost je odvisna le od koordinate z , ne pa od x , čeprav smo predvidevali tudi x -odvisnost:

$$\sigma^a(z) = \frac{F \cdot E(z)}{4 \langle EI \rangle} \cdot (L - L_{in}) \cdot (z - z_{0a}) \quad (9)$$

Vendar pa se da s podobnim računom hitro pokazati, da napetost linearno raste s koordinato x (pri isti



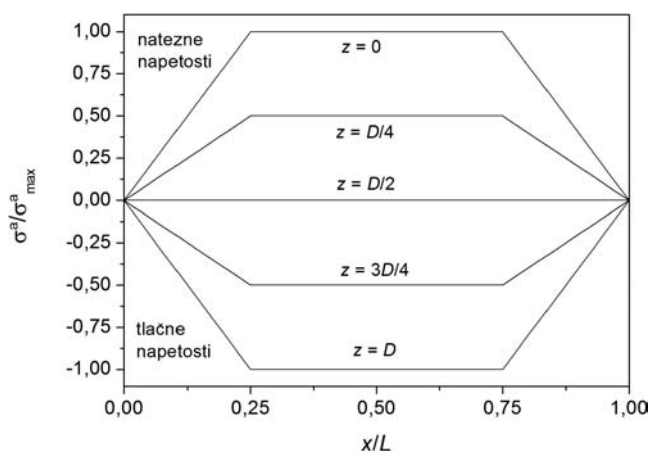
Slika 2: Račun zunanjih navorov glede na referenčno točko T s koordinato x . Tu nas debelina vzorca in koordinata z ne zanimata, zato vzorec prikažemo kar kot zožen pravokotnik. Prikazani sta ročici obeh sil desno od točke T, ki jo ponazarja majhen krožec.

koordinati z), če gremo postopno od prijemališča leve zunanje sile pri $x = 0$ do prijemališča leve zunanje sile pri $x = (L - L_{in})/2$. Podobno velja zaradi simetrije na desni strani palice. V smeri z pa se napetost pri vsakem x linearno spreminja. Za ponazoritev vzemimo homogeno palico, za katero je $z_{0a} = D/2$. Največja natezna napetost je na spodnji ploskvi vzorca v vmesnem območju med notranjima silama, kjer je $z = 0$, $(L - L_{in})/2 < x < (L + L_{in})/2$. Tam je:

$$\sigma_{\max}^a = \frac{Fd}{8I} \cdot (L - L_{in}) \quad (10)$$

Za ploskovni vztrajnostni moment I pa vzamemo enačbo (7). Graf na **sliki 3** prikazuje napetost, normalizirano na največjo napetost (10), pri različnih koordinatah x in z . 4T-test je navadno primernejši od 3T-testa, pri katerem je namesto celega območja na spodnji ploskvi med notranjima silama največji natezni napetosti izpostavljena ena sama točka v pre-rezu ravnine (x, z), to je točka pod notranjo silo F . Zato je pri velikem številu zlomljenih vzorcev statistika izmerjenih trdnosti pri 3T- in 4T-testu nekoliko drugačna. To je tudi razlog, zakaj je treba pri navedbi rezultatov meritev v znanstvenih člankih povedati geometrijske parametre upogibnega preizkusa. Pri kompozitih z različnimi elastičnimi moduli so grafi drugačni, saj nosijo glede na enačbo (9) deli vzorca z večjim Youngovim modulom večje deleže napetosti.

Obravnavajmo sedaj kompozite z N ravnimi homogenimi, a različnimi plastmi. Od spodnje do zgornje plasti jih oštevilčimo od 1 do N . Elastični modul, Poissonovo razmerje in temperaturni razteznostni koeficient (TRK) v vsaki plasti označimo z E_i , ν_i in α_i . V splošnem se da izračunati termične napetosti v kompozitu za poljubno odvisnost temperature od koordinate z (v smeri debeline kompozita). A tu se omejimo le na homogeno temperaturo T v celotnem



Slika 3: Odvisnost napetosti v homogeni palici od koordinat x in z pri upogibnem 4T-testu. Napetosti so normalizirane glede na največjo natezno napetost σ_{\max}^a po enačbi (10). V tem primeru smo vzeli $L_{in} = L/2$, kar je navadno pri 4T-testu.

vzorcju. Razlika temperatur $\Delta T = T - T_0$ je negativna, ker je T sobna temperatura, T_0 pa temperatura malo pod temperaturo sintranja keramike. Pri računih se seštejeta tenzorja termične in dodatne 4T-napetosti, da dobimo celotno napetost v preizkusnem vzorcju.

Tu nas zanima samo komponenta $\sigma_{11} = \sigma^a + \sigma^t$ skupnega napetostnega tenzorja, saj je ta neposredno povezana z zlomom vzorca. Vzorec se zlomi takrat, ko popusti na najbolj kritičnem mestu, to je tam, kjer lokalna natezna napetost preseže lokalno upogibno trdnost vzorca. Ko pa se razpoka na enem mestu začne, se takoj razširi čez vso debelino vzorca, pa čeprav so pred tem posamezni deli vzdržali lokalno napetost. Pri nesimetričnih kompozitih moramo biti pozorni tudi na to, da legi nevtralnih ravnin (podani s koordinatama z_{0t} in z_{0a}) in krivinska polmera R_t in R_a za termični in 4T-upogib niso enaki.

3 IZRAČUN ZA VEČPLASTNE A/Z-KOMPOZITE

Preučimo kompozite iz dveh značilnih inženirskih keramičnih materialov: aluminijevega oksida Al_2O_3 (oznaka A) in cirkonijevega oksida ZrO_2 (oznaka Z). Aluminijev oksid ali korundna keramika ima večjo trdoto, a manjšo upogibo trdnost kot cirkonijev oksid, ima pa tudi manjši TRK. Zato je ugodno, če sta zunanji plasti kompozita iz čistega Al_2O_3 , notranje plasti pa so delčni kompoziti obeh materialov (oznaka AZ), tako da prostorninski delež ZrO_2 narašča proti notranjosti vzorca. Že v homogenem delčnem kompozitu iz obeh materialov se lahko močno povečata tako trdnost kot lomna žilavost [5–7], dodatne termične napetosti v večplastnih kompozitih pa lahko učinkovito trdnost še bolj povečajo.

Tabela 1 prikazuje materialne parametre iz literature za A in AZ delčne kompozite pri nekaj različnih masnih deležih Al_2O_3 . Z njimi si pomagamo pri izračunih preostalih termičnih napetosti, pa tudi pri oceni, kolikšno preizkusno silo pri 4T-testu še vzdrži vzorec danih dimenzij, če seštejemo termično in dodatno mehansko napetost. Poudariti velja, da račun parametrov, na primer Youngovega modula E , za kompozite, če poznamo njihove vrednosti za Al_2O_3 in ZrO_2 , v odvisnosti od masnega deleža ϕ_m (ali pa od prostorninskega deleža) ZrO_2 še zdaleč ni preprost. Navadno ne velja linearna zveza med vrednostmi teh parametrov in masnim deležem cirkonijevega oksida. Zato največkrat te parametre pri različnih kompozitih kar izmerijo in poiščejo modelne zveze, npr. $E(\phi_m)$, na osnovi preprostih funkcij. Omenimo še, da se posebno izmerjene upogibne trdnosti σ_u v različnih laboratorijih zelo razlikujejo med seboj, saj so odvisne od kvalitete začetnih keramičnih prahov in od pogojev priprave (kot so lastnosti suspenzij, pogoji sintranja, kasnejša termična in mehanska obdelava itd.). V

tabeli 1 smo zato za trdnosti uporabili referenco [5], kjer so izmerjene trdnosti najvišje.

Tabela 1: Materialne lastnosti Al_2O_3 in kompozitov AZ: v prvem stolpcu je masni delež ZrO_2 . Elastični modul E , Poissonovo razmerje ν , linearni TRK α (v bistvu njegovo povprečje na temperaturnem intervalu 1300 K med sobno temperaturo in temperaturo malo pod temperaturo sintranja) so vzeti (in primerjani) iz virov [3, 5, 7], upogibna trdnost σ_u pa le iz [5].

$\phi_m/\%$	Oznaka	E/GPa	ν	$\alpha/(10^{-6}/\text{K})$	σ_u/MPa
0	A	390	0,238	8,84	600
10	AZ10	375	0,245	9,00	678
20	AZ20	359	0,253	9,18	761
30	AZ30	342	0,262	9,37	851
40	AZ40	324	0,271	9,58	947

S podatki iz **tabele 1** lahko potem izračunamo napetosti v različnih večplastnih AZ-kompozitih. Grafi na **slikah 4** in **5** prikazujejo dva značilna zгледа za napetosti po debelini vzorca na sredini njegove dolžine (oziroma v območju koordinate x kjer koli med notranjima silama). Številke od 1 do 3 na **sliki 4** oz. od 1 do 4 na **sliki 5** označujejo plasti od spodaj navzgor.

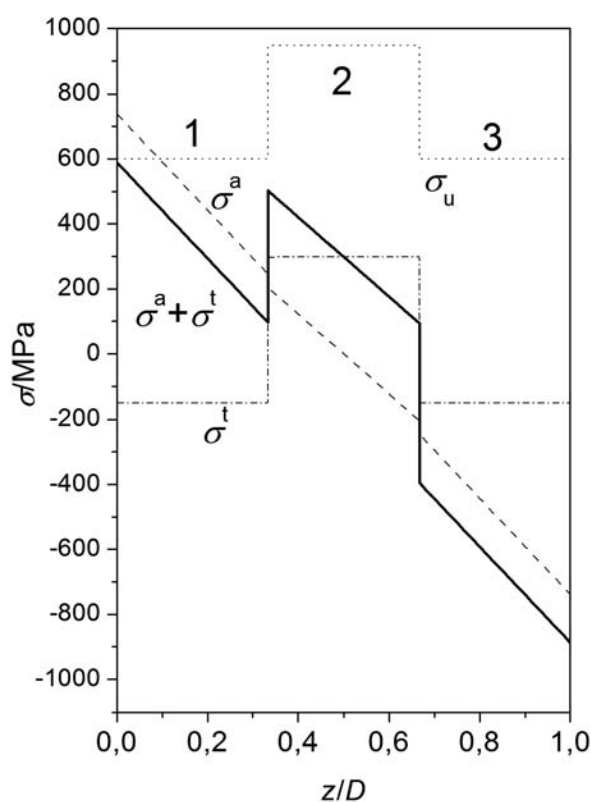
Na **sliki 4** so prikazani grafi za homogeno termično napetost, napetost upogibnega 4T-testa in skupno napetost pri simetričnem triplastnem kompozitu A/AZ40/A (srednja plast je iz kompozita AZ40). Za primerjavo je dodan še graf upogibnih trdnosti po plasteh. Če skupna napetost nikjer ne preseže upogibne trdnosti, potem vzorec ustrezno silo pri 4T-testu vzdrži in se zlomi šele pri večji sili. Debeline vseh treh plasti so zaradi nazornosti enake, seveda pa bi jih lahko optimizirali glede na vnaprej določeno skupno debelino tako, da bi vzorec vzdržal čim večjo silo pri upogibnem preizkusu [8]. Za padec temperature po sintranju smo vzeli značilno vrednost $\Delta T = -1300$ K.

Najprej ugotovimo, da je referenčna zlomna sila za podano geometrijo enaka $F_0 = 360$ N: pri tej sili bi se zlomil enako velik vzorec iz čistega aluminijevega oksida. Morda nekoliko presenetljivo je, da bi se brez upoštevanja termične napetosti kompozit A/AZ40/A zlomil celo pri nekoliko manjši sili, okrog 257,8 N, čeprav ima AZ40 po **tabeli 1** precej višjo trdnost kot Al_2O_3 . Vendar pa v tem primeru ta trdnost, 947 MPa, nima nobenega pomena, saj se zlomi spodnja A-plast. Zmanjšana zlomna sila 257,8 N v primerjavi s 360 N je posledica različnih Youngovih modulov E za A in AZ40: ker ima A nekaj večji Youngov modul, prevzame glede na enačbo (9) večji delež mehanske napetosti.

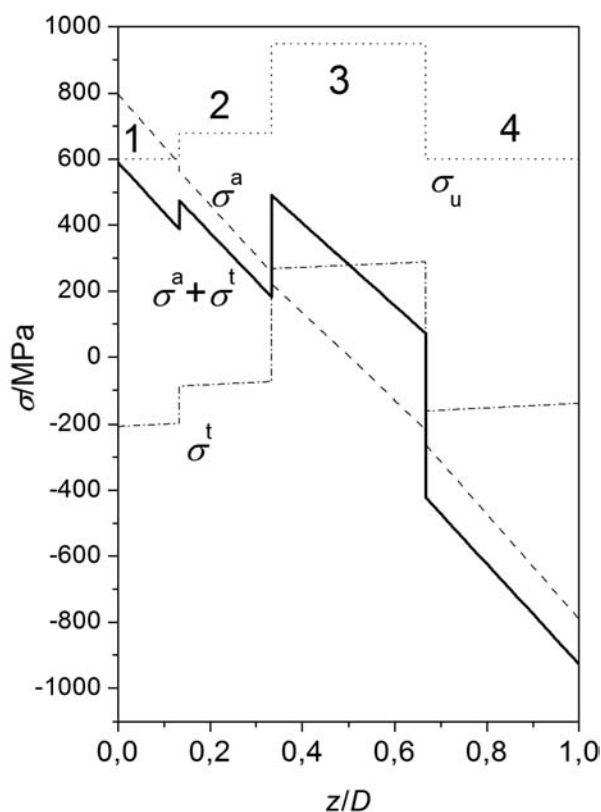
Vendar pa dodane termične napetosti popolnoma spremenijo razmere. Prikazane so napetosti za preizkusno silo 440 N, ki jo vzorec še vzdrži, pri malo večji sili pa se zlomi. Na **sliki 4** je lepo razvidno, da v spod-

njem delu prve (spodnje) A-plasti mehanska napetost σ^a preseže trdnost plasti, skupna napetost pa ne. Efektivna trdnost vzorca se je v primerjavi z vzorcem iz Al_2O_3 precej povečala. Z optimizacijo pri simetrični kombinaciji še večjega števila plasti, npr. $N = 7$, lahko dosežemo okrog 100-odstotno povečanje zlomne sile [8].

Slika 5 prikazuje napetosti pri izrazito nesimetričnem štiriplastnem kompozitu. Pri njem se poleg homogenega dela termične napetosti pojavi tudi upogibni del. To je razvidno z grafa termične napetosti po tem, da odseki grafa niso vodoravni, temveč rahlo nagnjene linearne funkcije v skladu z enačbo (3). Pri nesimetričnem kompozitu ni vseeno, kako ga obrnemo pri upogibnem preizkusu, torej katera zunanja plast je spodaj in katera zgoraj. Zato oznake A/AZ10/AZ40/A pomenijo po vrsti plasti od spodnje do zgornje. Vzeli smo silo 470 N, ki jo vzorec še zdrži, pri nekaj večji sili pa se zlomi. Sklepanje je podobno kot pri prejšnjem simetričnem kompozitu. Nesimetričnost kompozitov pri mehanskih obremenitvah navadno ni želena, saj se lahko zlomna sila precej zmanjša, če vzorec obrnemo, v praksi pa lahko pričakujemo natezne sile enkrat na eni, drugič na drugi strani keramičnega izdelka. Če v



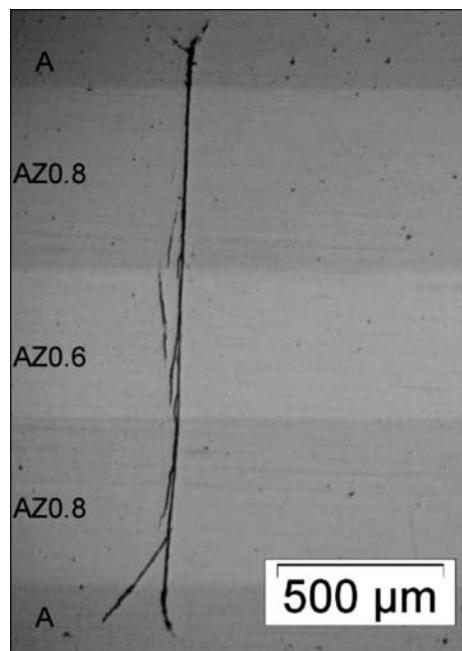
Slika 4: Grafi odvisnosti napetosti od koordinate z pri $x = L/2$ za simetrični kompozit A/AZ40/A ($N = 3$). Geometrijski parametri: $L = 20$ mm, $L_{in} = 10$ mm, $W = 4$ mm, $D = 1,5$ mm (vsaka plast je debela po 0,5 mm). Grafi: trdnost σ_u (pikčasta črta), napetosti σ^t (črtno pikčasta črta), σ^a (črtna črta), $\sigma^a + \sigma^t$ (debela polna črta) – enako velja za grafe na **sliki 5**.



Slika 5: Grafi odvisnosti napetosti od koordinate z pri $x = L/2$ za nesimetrični kompozit A/AZ10/AZ40/A ($N = 4$). Geometrijski parametri so enaki kot pri kompozitu na **sliki 4**, le debeline posameznih plasti so drugačne.

našem primeru obrnemo štiriplastni kompozit, se zlomi že pri sili okrog 438,2 N.

Pri pripravi večplastnih kompozitov moramo paziti, da v plasteh ni preveč napak, ki zmanjšajo njihovo efektivno trdnost. **Slika 6** prikazuje značilni ponesrečeni 5-plastni AZ-kompozit, narejen s postopnim vlivanjem suspenzij v mavčni kalup (optični mikroskop) [9]. Oznake plasti so nekoliko drugačne od tistih v **tabeli 1**: npr. oznaka AZ0.8 pomeni, da je masni delež Al_2O_3 v plasti 80 %, ZrO_2 pa 20 %. Plasti z večjim deležem ZrO_2 so svetlejše (majhne temnejše pike v plasteh so pore). Videti je dolgo tunelsko razpoko, ki se je začela v srednji plasti z masnim deležem ZrO_2 40 % in se razširila do obeh zunanjih plasti iz Al_2O_3 . Vzrok za takšne razpoke ni napetost pri upogibnem preizkusu, temveč prevelike preostale termične napetosti v notranjih plasteh.



Slika 6: Optična slika 5-plastnega kompozita A/AZ20/AZ40/AZ20/A z dolgo tunelsko razpoko zaradi preostalih termičnih napetosti

4 SKLEP

Ob zgledih smo videli, da lahko preostale termične napetosti po sintranju keramičnih kompozitov z ravnimi plastmi precej povečajo efektivno trdnost materiala pri mehanski obremenitvi, če plasti optimalno razporedimo. Pri tem lahko razen sestave optimiziramo tudi debeline posameznih plasti, npr. pri predpisani skupni debelini vzorca.

Literatura

- [1] D. J. Green, P. Z. Cai, G. L. Messing, *J. Eur. Ceram. Soc.*, 19 (1999), 2511–2517
- [2] C.-H. Hsueh, *J. Appl. Phys.*, 91 (2002) 12, 9652–9656
- [3] D. D. Barnett-Ritcey, P. S. Nicholson, *J. Am. Ceram. Soc.*, 86 (2003) 1, 121–128
- [4] L. D. Landau, E. M. Lifshitz, *Course of Theoretical Physics*, 7, Theory of Elasticity, (1958)
- [5] F. F. Lange, *J. Mater. Sci.*, 17 (1982), 225–262
- [6] K. Tsukuma, K. Ueda, M. Shimada, *J. Am. Ceram. Soc.*, 68 (1985) 1, C-4–5
- [7] W. Kladnik, G. Gritzner, *J. Mater. Sci. Lett.*, 6 (1987) 1235–1237
- [8] M. Ambrožič, T. Kosmač, *J. Am. Ceram. Soc.*, 90 (2007) 5, 1545–1550
- [9] S. Beranič Klopčič, M. Ambrožič, T. Kosmač, S. Novak, *J. Eur. Ceram. Soc.*, 27 (2006) 2/3, 1333–1337