

RĪGAS TEHNISKĀ UNIVERSITĀTE

Mašīnzinību, transporta un aeronautikas fakultāte
Aeronautikas institūts

Pēteris Pavlovskis

Doktora studiju programmas “Transports” doktorants

**STARPSLĀŅU SAGRŪŠANAS DIVU
AKTUĀLO PROBLĒMU ANALĪZE SLĀŅVEIDA
KOMPOZĪTMATERIĀLIEM**

Promocijas darba kopsavilkums

Zinātniskais vadītājs
Dr. habil. sc. ing.
VITĀLIJS PAVELKO

RTU Izdevniecība
Rīga 2022

Pavlovskis P. Starpslāņu sagrūšanas divu aktuālo problēmu analīze slāņveida kompozītmateriāliem. Promocijas darba kopsavilkums. – Rīga: RTU Izdevniecība, 2022. – 28 lpp.

Iespiests saskaņā ar promocijas padomes “RTU P-22” 2022. gada 26. aprīļa lēmumu, protokols Nr. 04030-9.16.1/2.

<https://doi.org/10.7250/9789934228131>

ISBN 978-9934-22-813-1 (pdf)

PROMOCIJAS DARBS IZVIRZĪTS ZINĀTNES DOKTORA GRĀDA IEGŪŠANAI RĪGAS TEHNISKAJĀ UNIVERSITĀTĒ

Promocijas darbs zinātnes doktora (*Ph. D.*) grāda iegūšanai tiek publiski aizstāvēts 2022. gada 16. septembrī plkst. 14 Rīgas Tehniskās universitātes Mašīnzinību, transporta un aeronautikas fakultātē, Ķīpsalas ielā 6 B, 204. auditorijā.

OFICIĀLIE RECENZENTI

Vadošais pētnieks *Dr. sc. ing. Ali Arshad*,
Rīgas Tehniskā universitāte

Profesors *Dr. habil. sc. ing. Krzysztof Szafran*,
Aviācijas Institūts, Polija

Profesors *Dr. sc. ing. Rafal Chatys*,
Kelces Tehniskā universitāte, Polija

APSTIPRINĀJUMS

Apstiprinu, ka esmu izstrādājis šo promocijas darbu, kas iesniegts izskatīšanai Rīgas Tehniskajā universitātē zinātnes doktora (*Ph. D.*) grāda iegūšanai. Promocijas darbs zinātniskā grāda iegūšanai nav iesniegts nevienā citā universitātē.

Pēteris Pavlovskis (paraksts)

Datums:

Promocijas darbs ir uzrakstīts angļu valodā, tajā ir ievads, piecas nodaļas, secinājumi, literatūras saraksts, 61 attēls, trīs tabulas, kopā 99 lappuses. Literatūras sarakstā ir 108 nosaukumi.

SATURS

Izmantotie saīsinājumi un apzīmējumi	5
1. Darba vispārējs raksturojums.....	6
1.1. Darba aktualitāte	6
1.2. Darba mērķi	6
1.3. Darba uzdevumi	6
1.4. Darba zinātniskā novitāte.....	7
1.5. Darba praktiskā nozīme	7
1.6. Pētījuma metodes	8
1.7. Promocijas darba galvenie rezultāti	8
1.8. Darba sastāvs un apjoms	8
1.9. Darba aprobācija un publikācijas.....	9
2. Darba struktūra.....	10
3. Darba saturs.....	11
4. Secinājumi.....	27
5. Kopsavilkumā lietotās bibliogrāfiskās atsauces	28

IZMANTOTIE SAĪSINĀJUMI UN APZĪMĒJUMI

Saīsinājumi	Angļu valodā	Latviešu valodā
<i>ASTM</i>	<i>American Society for Testing and Materials</i>	Amerikas testēšanas un materiālu biedrība
<i>CCM</i>	<i>compliance calibration method</i>	atbilstības kalibrēšanas metode
<i>CFRP</i>	<i>carbon fiber reinforced polymer</i>	oglekļa šķiedras pastiprināts polimērs
<i>DCB</i>	<i>double-cantilever beam</i>	divkonsoļu sija
<i>ESIS</i>	<i>European Structural Integrity Society</i>	Eiropas Strukturālās integritātes biedrība
<i>GFRP</i>	<i>glass fiber reinforced polymer</i>	stikla šķiedras pastiprināts polimērs
<i>MBT</i>	<i>modified beam theory</i>	modificēta sijas teorija

1. DARBA VISPĀRĒJS RAKSTUROJUMS

1.1. Darba aktualitāte

Mūsdienu gaisakuģu struktūrās plaši izmanto slāņveida kompozītmateriālus. Ir izveidotas efektīvas nesošās konstrukcijas komplekso daļu sprieguma-deformācijas stāvokļa galīgo elementu analīzes metodes, kas ar augstu precizitāti ļauj prognozēt to stiprību un stingrību. Materiālu mehānisko īpašību noteikšanai ir izstrādātas metodes un standarti, kas ir mūsdienu gaisakuģa nestspējas novērtēšanas aprēķinu kompleksa galvenā sastāvdaļa.

Protams, gaisakuģa struktūras skaitļošanas un projektēšanas komplekss tiek nepārtraukti attīstīts un pilnveidots, jo tiek risinātas prakses izvirzītās zinātniskās problēmas.

Konkrēti, lai noteiktu slāņveida kompozītmateriāla izturību pret plīsumiem, ir Amerikas Testēšanas un materiālu biedrības standarts, kura pamatā ir dubultkonsoles sijas parauga lieces lineārais modelis. Standarts ietver vairākus ierobežojumus un labojumus tā lietošanai, kas tomēr negarantē precīzu šī noteiktā mehāniskā raksturlieluma noteikšanu paaugstinātas elastības paraugam. Šo standarta trūkumu var novērst, izmantojot nelineāro modeli, kas ļauj iegūt precīzu *DCB* parauga lieces problēmas risinājumu.

Vēl viena problēma ir saistīta ar slāņveida kompozītmateriāla deformācijas īpašībām. Ir veikts ļoti daudz testu ar laminētiem kompozītmateriāliem ar trauslu polimēru matricu. Literatūrā praktiski nav publikāciju par slāņaina kompozītmateriāla ar elastīgu-plastisku matricu starpslāņa sagrūšanas viskozitāti. Tāpēc mērķtiecīga šāda kompozītmateriāla uzvedības izpēte rada lielu interesi, īpaši perspektīvajiem slāņveida kompozītmateriālu veidiem.

Iepriekš minētās divas aktuālās problēmas nosaka šī darba nepieciešamību un mērķi.

1.2. Darba mērķi

Šī darba abos galvenajos mērķos pētījumi ir vērsti uz divu faktisko slāņveida kompozītu sagrūšanas mehānikas problēmu analīzi un risināšanu.

1. Starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērīšanas metodes pilnveidošana, izmantojot nelineāro *DCB* paraugu, atbilstošu testēšanas datu apstrādes tehnoloģiju un programmatūru.
2. Matricas elastīgā-plastiskā materiāla slāņainā kompozītmateriāla plastiskuma ietekmes uz starpslāņainu atslāņošanās izplatīšanās procesu novērtējums.

1.3. Darba uzdevumi

1. Kompozītmateriālu literatūras analīze, testēšanas metodes un standarti, kā arī līdz šim veikto testu izpēte.
2. *DCB* parauga nelinearitātes ietekmes analīze uz starpslāņu sagrūšanas viskozitāti.
3. Nelineārā *DCB* parauga matemātiskā modeļa izstrāde starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērīšanai.

4. Starpslāņu sagrūšanas viskozitātes teorētiskā modeļa izstrāde jauktam I/II režīmam, balstoties uz nelineāru elastīgo plākšņu teoriju.
5. Augstas elastības slāņveida kompozīta starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērījumu eksperimentālais pētījums, izmantojot *DCB* paraugu: materiāla atlase; parauga projektēšana un izgatavošanas tehnoloģija; testēšanas procedūra.
6. Testa rezultātu apstrādes algoritms un *MATLAB* programmatūra, izmantojot nelineāru *DCB* paraugu.
7. Eksperimentāls pētījums: plastiskuma ietekme uz starpslāņu delaminācijas izplatīšanās procesu matricas elastīgi-plastiska, slāņveida kompozītu materiāliem.
8. Testa rezultātu apstrāde un galveno iezīmju iegūšana par plastiskuma ietekmi uz slāņveida kompozītmateriāla starpslāņu sagrūšanas viskozitāti.

1.4. Darba zinātniskā novitāte

1. Veikta *DCB* parauga nelinearitātes ietekmes uz starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērījumu analīze.
2. Starpslāņu sagrūšanas viskozitātes teorētiskā modeļa izstrāde jauktam I/II režīmam, pamatojoties uz elastīgo plākšņu nelineāro teoriju.
3. Nelineāro *DCB* paraugu matemātiskā modeļa izstrāde starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērīšanai, izmantojot nelineāro elastīgo staru lieces teoriju.
4. Konstatēts, ka formāli definēta I režīma starpslāņu sagrūšanas viskozitāte nav materiāla konstante un monotoni samazinās atkarībā no delaminācijas garuma.
5. Konstatēts, ka pie nemainīga pagarinājuma ātruma sakarības starp deformācijas enerģijas izdalīšanās ātrumu, slodzi un atslāņošanās pieauguma ātrumu slodzes elastoplastiskajā stadijā ir sarežģītas un savstarpēji nesamērīgas.
6. Novērtēti eksperimentu rezultāti.

1.5. Darba praktiskā nozīme

1. *DCB* parauga nelineārā modeļa un atbilstošās programmas *MATLAB* koda izmantošana ļauj tieši iegūt eksperimentālo vērtību zemas stingrības (maza biezuma vai zema kompozītmateriāla elastības moduļa) slāņveida materiāla starpslāņa sagrūšanai.
2. Parauga *DCB* modelis un atbilstošais programmas *MATLAB* kods var būt noderīgs arī tādēļ, lai novērtētu starpslāņu sagrūšanas viskozitāti, kas iegūta no lineārā *DCB* modeļa un standarta piedāvātajām nelinearitātes korekcijām.
3. Pārbaužu un to rezultātu rūpīgas analīzes laikā atklātā slāņveida kompozītmateriāla matricas elastīgi plastisko īpašību ietekme prasa būtisku procedūru korekciju slāņveida kompozītmateriāla starpslāņu sagrūšanas viskozitātes aprēķināšanai ar matricas elastīgi plastiskajām īpašībām.

1.6. Pētījuma metodes

1. Neizotropisku materiālu elastības teorija.
2. Slāņveida kompozītmateriālu mehānika.
3. Slāņveida kompozītmateriālu stiprības teorija.
4. Elastīgu siju lieces nelineārā teorija.
5. Sagrūšanas mehānika.
6. Eksperimentāla sagrūšanas mehānika.
7. Matemātiskā statistika.

1.7. Promocijas darba galvenie rezultāti

1. Jaukta I/II režīma starpslāņa sagrūšanas viskozitātes teorētiskā modeļa izstrāde, pamatojoties uz elastīgo plākšņu nelineāro teoriju.
2. Nelineāru *DCB* paraugu matemātiskā modeļa izstrāde starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērīšanai ir izstrādāta, izmantojot nelineāru elastīgās siju liešanas teoriju.
3. Izveidots algoritms un lietota *MATLAB* programmatūru testa rezultātu apstrādei, izmantojot nelineāru *DCB* paraugu.
4. Apmierinošu rezultātu var iegūt, izmantojot vienādojumu, kas paredz koriģēt G_{Ic} formālo izteiksmi saskaņā ar lineāro modeli, reizinot to ar standarta korekcijas koeficientu.
5. Rezultāti apstiprina *DCB* parauga nelineārā modeļa piemērotību kompozītmateriāla G_{Ic} vērtības noteikšanai standarta pārbaudes metožu lietojamības robežās, pamatojoties uz Eilera siju liešanas teoriju.
6. Eksperimentālais pētījums: plastiskuma ietekmes uz slāņošanās izplatīšanās procesu matricas elastīgi-plastiskā kompozīta materiāla slāņveida sastāvā pētīšana.

1.8. Darba sastāvs un apjoms

Promocijas darbā ir ievads, piecas nodaļas, secinājumi un atsauces. Darbs ietver 99 lappuses, 61 attēlu, trīs tabulas un bibliogrāfiju ar 108 nosaukumiem.

1.9. Darba aprobācija un publikācijas

Promocijas darba tapšanas laikā starptautiskajos žurnālos ir publicētas divas publikācijas, kā arī trīs konferenču raksti.

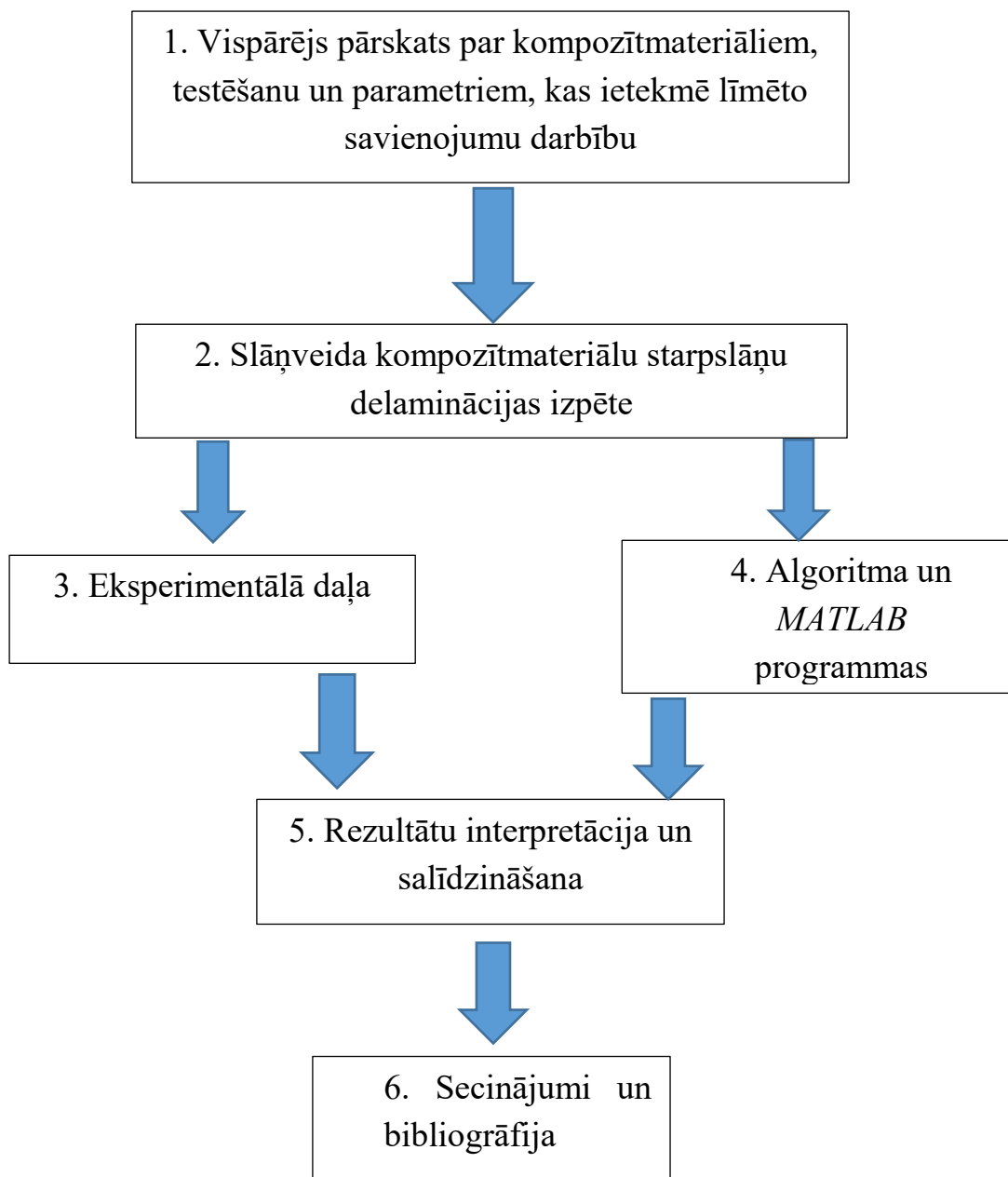
Zinātniskās publikācijas

1. Pavelko V., Lapsa K., Pavlovskis P. The Effect of Plasticity to Interlaminar Fracture Toughness of Adhesive Bond of Composite. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2017, Vol.251: 3rd International Conference on Innovative Materials, Structures and Technologies (IMST 2017), 012081.–012081. lpp. ISSN 1757-8981. e-ISSN 1757-899X. Available: doi:10.1088/1757-899X/251/1/012081.
2. Pavelko V., Lapsa K., Pavlovskis P. Determination of the Mode I Interlaminar Fracture Toughness by using a Nonlinear Double-Cantilever Beam Specimen. Mechanics of Composite Materials, 2016, Vol. 52, No. 3, p. 347.–358. ISSN 0191-5665. e-ISSN 1573-8922. Available: doi:10.1007/s11029-016-9587-y.

Konferenču raksti

1. Pavelko V., Kuzņecovs S., Lapsa K., Pavlovskis P. The Effect of Plasticity to Interlaminar Fracture Toughness of Adhesive Bond of Composite. No: Матеріали XIII міжнародної науково-технічної конференції “АВІА-2017”, Ukraina, Kiev, April 19.–21., 2017. Kiev: 2017, p. 17.38.–17.43.
2. Pavelko V., Lapsa K., Pavlovskis P. The Effect of Plasticity to Interlaminar Fracture Toughness of Adhesive Bond of Composite. No: 3rd International Conference “Innovative Materials, Structures and Technologies”: (Abstracts), Latvia, Riga, September 27–29, 2017. Riga: RTU Izdevniecība, 2017, p. 126.
3. Pavelko V., Lapsa K., Pavlovskis P. Определение вязкости межслойного разрушения первой моды с помощью нелинейного двухконсольного балочного образца. Механика композитных материалов = Mechanics of Composite Materials, 2016, Vol. 52, No. 3, p. 491.–506. ISSN 0203-1272.

2. DARBA STRUKTŪRA



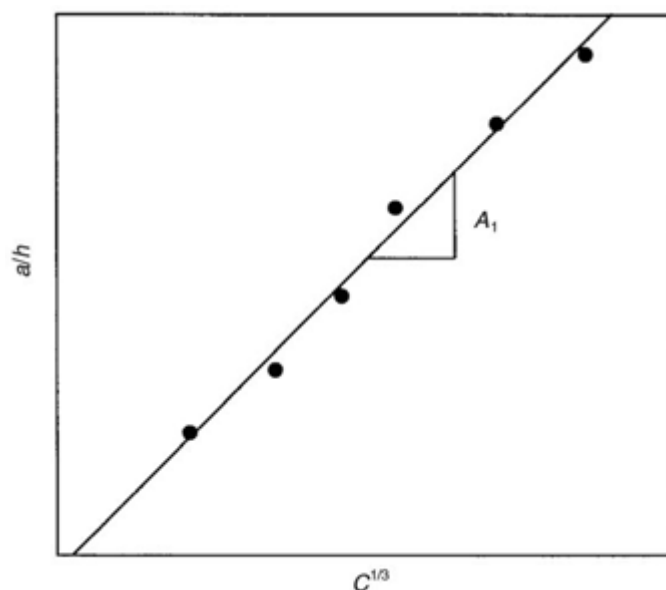
2.1. att. Darba struktūras blokskhēma.

3. DARBA SATURS

1. nodaļā apskatīta informācija par kompozītmateriālu konstrukcijām, ražošanas metodēm, īpašībām, dažādiem bojājumu veidiem un arī testēšanu. Nodaļā sniegta arī informācija par dažādiem parametriem, kas ietekmē līmēto savienojumu darbību.

2. nodaļā sniegta teorētiska informācija par starpslāņu sagrūšanas viskozitāti, kā arī sīkāka informācija par I režīma (*Mode I*) testēšanas metodiku. Apskatīta arī *MBT* metode. Nodaļas sākumā parādīti delaminācijas piemēri un galvenie tās rašanās iemesli.

ASTM attēlo atdalīšanas garumu, kas normalizēts līdz parauga biezumam, a/h , kā funkcija no atbilstošās kuba saknes $C^{1/3}$, kā redzams 3.1. attēlā [1].



3.1. att. Modificēta atbilstības kalibrēšana [1].

ESIS pieeja ir līdzīga, bet biezumam tiek izmantota nedaudz atšķirīga nomenklatūra, kur h ir puse no lamināta biezuma. *ESIS* protokols iesaka izstrādāt izstrādājuma kuba sakni ar platumu un atbilstību $(BC)^{1/3}$ no biezuma normalizētā atslāņošanās garuma, $a/2h$. Šīs līnijas mazāko kvadrātu slīpums dod koeficientu m . I režīma starpslāņu sagrūšanas viskozitāti parāda 3.1. vienādojums:

$$G_{Ic} = \frac{3m}{4h} \left(\frac{P}{B}\right)^2 (BC)^{2/3}. \quad (3.1.)$$

Jāņem vērā, ka *ESIS* protokols kļūdaini atsaucas uz grafiku $(BC)^{2/3}$ tekstā un izlaiž koeficientu $2h G_{Ic}$ vienādojumā [1].

Lielas pārvietošanas sekas koriģē, G_I aprēķinā iekļaujot parametru F :

$$F = 1 - \frac{3}{10} \left(\frac{\delta}{a}\right)^2 - \frac{3}{2} \left(\frac{\delta t}{a^2}\right), \quad (3.2.)$$

kur t ir parādīts 3.2. vienādojumā klavieru eņģēm.

Šis parametrs F veido gan griezes momenta sviras sakarus, gan gala bloku slīpumu. Paraugiem ar slogošanas blokiem attālumam no ieliktna gala līdz logotajai līnijai jābūt vismaz 50 mm, lai netiktu ņemta vērā bloku ietekme. Ja nē, jāiekļauj arī otrs parametrs N , pārvietojuma korekcija, lai pieņemtu parauga stingrību ar blokiem [2]:

$$N = 1 - \left(\frac{L'}{a}\right)^3 - \frac{9}{8} \left[1 - \left(\frac{L'}{a}\right)^2\right] \left(\frac{\delta t}{a^2}\right) - \frac{9}{35} \left(\frac{\delta}{a}\right)^2, \quad (3.3.)$$

kur t un L' ir parādīti 3.3. vienādojumā gala blokiem [2].

Starpslāņu sagrūšanas viskozitātes noteikšanu kombinētā režīmā regulē *ASTM D 6671 – 01* standarts, kas balstās plākšņu lineārajā teorijā un kam ir vairāki būtiski ierobežojumi saistībā ar prasībām attiecībā uz parauga raksturlielumiem. Šajā nodaļā apskatītas dažas alternatīvas iespējas, kā noteikt starpslāņu sagrūšanas viskozitāti kombinētās slodzes režīmā, pamatojoties uz elastīgo plākšņu nelineāro teoriju [3, 4].

Slāņainā elastīgā kompozītmateriāla plāksne ar biezumu h ietver horizontālu slāņu skaitu, kuru galvenās elastības asis sakrīt ar Dekarta atskaites sistēmas asīm x , y , kā redzams 3.2. attēlā.

Plāksnes globālā spiedes deformācija starp atslāņojošās plāksnes daļas gala šķērsgriezumiem ir vienāda ar ε un noteikta ar aksiālo relatīvo nobīdi starp šiem šķērsgriezumiem Δl (3.2. att.). Tātad:

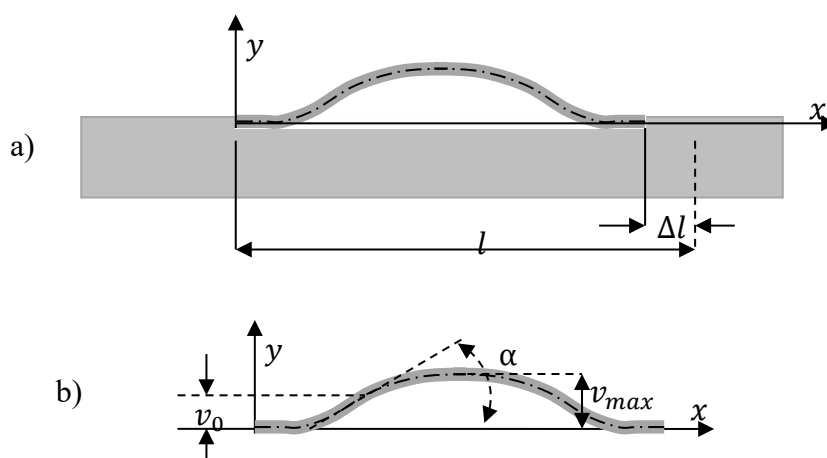
$$\varepsilon \approx \frac{\Delta l}{l}. \quad (3.4.)$$

Tiek pieņemts, ka:

$$\varepsilon > \varepsilon_{cr},$$

kur ε_{cr} ir apakšslāņa aksiālā deformācija pie kritiskā izliekuma spēka. Redzams, ka:

$$\varepsilon_{cr} = \frac{\pi^2 t^2}{3l^2}. \quad (3.5.)$$



3.2. att. Slāņaina kompozītmateriāla plāksne ar atslāņošanas (a) un apakšslāņa (b) ģeometriskajiem parametriem.

Apakšslāņa globālā gareniskā deformācija pie pamatnes l sastāv no diviem komponentiem: ε_c ir saistīts ar spiedes aksiālā spēka darbību (spiedes deformāciju), ε_b ir saistīts ar lieces momenta darbību (lieces deformāciju):

$$\varepsilon = \varepsilon_c + \varepsilon_b. \quad (3.6.)$$

Apakšslāņa vidējai cilindriskajai virsmai ir mainīgums, ko var aprakstīt ar precīzu elastīgas plāksnes lieces teorijas diferenciālvienādojumu:

$$D \frac{d\theta}{ds} = M(x) = M_0 - Pv(x), \quad (3.7.)$$

kur

D – apakšslāņa cilindriskā stingrība;

s – cilindriskās virsmas līknes garums;

$d\theta/ds$ – funkcijas izliekums;

$M(x)$ – lieces moments 3.7. vienādojumā, kas izteikts kā tā vērtība M_0 Dekarta atskaites sistēmas avotā un spiedes spēks P šķērsgriezumā;

$v(x)$ – apakšslāņa novirze.

Līdzīgi kā [3], 3.7. vienādojumu var pārveidot par diferenciālvienādojumu naturālā formā:

$$\frac{d\theta}{ds} = k\sqrt{2(\cos\theta - \cos\alpha)}, \quad (3.8.)$$

kur

$$\cos\alpha = 1 - \frac{M_0^2}{2DP} \quad \text{un} \quad k = \sqrt{\frac{P}{D}},$$

α ir apakšslāņa cilindriskās virsmas līknes pieskares maksimālais leņķis. Kā redzams, šis leņķis atbilst nulles izliekuma punktam, kas parādīts 3.2. b attēlā.

k nosaka apakšslāņa spiedes spēks un cilindriskā stingrība.

Ir redzams, ka:

$$k = \sqrt{\frac{P}{D}} = \frac{2\pi}{l} \sqrt{\bar{P}}, \quad (3.9.)$$

kur

$$\bar{P} = \frac{P}{P_{cr}},$$

un kritiskais spēks ir:

$$P_{cr} = \frac{4\pi^2 D}{l^2}.$$

Deformācijas enerģija, kas saistīta ar aksiālā spiedes spēka N darbību (saspiešanas enerģija):

$$U_c = \int_0^l \frac{N^2}{2E^*t} ds = \int_0^l \frac{(P \cos \theta)^2}{2E^*t} ds. \quad (3.10.)$$

Pēc integrēšanas un pārveidojumiem:

$$U_c = \frac{1}{6} \frac{P^2 l [(4p^2 - 1)K(p^2) + 4(1 - 2p^2)E(p^2)]}{E^*t K(p^2)}. \quad (3.11.)$$

Kompaktā formā saspiešanas enerģija ir parādīta 3.12. vienādojumā:

$$U_c = \frac{1}{2} E^* t l \bar{P} \varepsilon_{cr} \varepsilon_c = \frac{1}{2} E^* t l \bar{P} \varepsilon_{cr}^2 \bar{\varepsilon}_c. \quad (3.12.)$$

Vienādojumos virs E ir elastības modulis ν ir apakšslāņa materiāla Puasona koeficients un plaknes deformācijas elastības modulis:

$$E^* = \frac{E}{1 - \nu^2}.$$

Deformācijas enerģija, kas saistīta ar apakšslāņa locīšanu (lieces enerģija):

$$U_b = \int_0^l \frac{M^2}{2D} ds = \frac{D}{2} \int_0^l \left(\frac{d\theta}{ds} \right)^2 ds, \quad (3.13.)$$

savukārt pilno eliptisko integrāļu izteiksmē:

$$U_b = \frac{1}{2} E^* t l 4 [(p^2 - 1)K(p^2) + E(p^2)] \bar{P} \varepsilon_{cr}. \quad (3.14.)$$

Kompaktā lieces enerģijas formā:

$$U_b = \frac{1}{2} E^* t l 2 (\varepsilon_\alpha - \varepsilon_b) \bar{P} \varepsilon_{cr}, \quad (3.15.)$$

kur $\varepsilon_\alpha = 1 - \cos \alpha = 2p^2$.

Liekšanas enerģijas kompakto formu var interpretēt kā lieces radītās gareniskās deformācijas augstāko robežu.

Plāksnes daļas deformācijas enerģija ar atslāņošanu ir šāda:

$$U = U_0 - U_c - U_b, \quad (3.16.)$$

kur U_0 ir deformācijas enerģija ar slēgtu atslāņošanu:

$$U_0 = \frac{1}{2} E^* t l \varepsilon^2. \quad (3.17.)$$

Izmantojot 3.12., 3.14. un 3.16. vienādojumu, deformācijas enerģiju, ko atbrīvo apakšslāņa izliekšanās, var attēlot šādi:

$$U = \frac{1}{2} E^* t l [\varepsilon^2 - \bar{P} \varepsilon_{cr} [\varepsilon - \varepsilon_b + 2(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_b)]]. \quad (3.18.)$$

Virtuāli paplašinot atslāņošanu, kopējā deformācijas enerģijas realizācijas ātrums G ir:

$$G = \frac{dU}{tdl} = \frac{1}{2} E^* \left\{ \varepsilon^2 + \varepsilon_{cr} \bar{P} [\varepsilon - \varepsilon_b + 2(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_b)] - \varepsilon_{cr} \frac{d}{dl} [\bar{P} [\varepsilon_c + 2(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_b)]] \right\} \quad (3.19.)$$

un rezultātā:

$$G = \frac{dU}{tdl} = \frac{1}{2} E t (\varepsilon^2 + a_1 \varepsilon_{cr} \varepsilon + a_2 \varepsilon_{cr}), \quad (3.20.)$$

kur $a_1 = \bar{P}$ un

$$a_2 = \bar{P} \left\{ 2\varepsilon_\alpha - 3\varepsilon_b - 2 \left[3 \frac{E'(p^2)K(p^2) - E(p^2)K'(p^2)}{K^2(p^2)} + 2 \right] \frac{2\varepsilon_{cr}\bar{\varepsilon}_c}{\varepsilon_{cr}\bar{\varepsilon}'_c + \varepsilon'_b} \right\}.$$

3.20. vienādojums ir otrās kārtas polinoms kopējai garenvirziena deformācijai ε atkarībā no kritiskā deformācijas ε_{cr} un apakšslāņa izliektās formas parametra p^2 .

Delaminācijas izplatīšanās nosacījums ir:

$$G = G_c, \quad (3.21.)$$

kur G_c ir kritiskais deformācijas enerģijas izpildīšanās ātrums, kas noteikts kā materiāla konstante jauktos I/II tipa režīmos.

Izmantojot 3.15. un 3.16. vienādojumu, šo nosacījumu var attēlot šādi:

$$\varepsilon^2 + a_1 \varepsilon_{cr} \varepsilon + a_2 \varepsilon_{cr} = \varepsilon_0^2, \quad (3.22.)$$

kur

$$\varepsilon_0^2 = \frac{2tG_c}{E^*}. \quad (3.23.)$$

Ir skaidrs, ka 3.19. vienādojumā deformācijas enerģijas izdalīšanās ātrums ir trīs mainīgo funkcija: kopējā relatīvā deformācija ε ; apakšslāņa l/t attiecība; izliektās formas parametrs p^2 . Tāpēc, lai noteiktu apakšslāņa kritisko konfigurāciju, jārealizē šāds algoritms:

$$(\varepsilon_{cr}\bar{\varepsilon}_c + \varepsilon_b)^2 + a_1 \varepsilon_{cr} (\varepsilon_{cr}\bar{\varepsilon}_c + \varepsilon_b) + a_{21} \varepsilon_{cr} + a_{22} \varepsilon_{cr}^2 = \varepsilon_0^2, \quad (3.24.)$$

kur:

$$a_{21} = \bar{P}(2\varepsilon_\alpha - 3\varepsilon_b)$$

$$a_{22} = \bar{P} \left\{ -2 \left[3 \frac{E'(p^2)K(p^2) - E(p^2)K'(p^2)}{K^2(p^2)} + 2 \right] \frac{2\bar{\varepsilon}_c}{\varepsilon_{cr}\bar{\varepsilon}'_c + \varepsilon'_b} \right\}.$$

3.19. vienādojuma atrisināšana un kritiskās deformācijas ε_{cr} noteikšana formas parametra izvēlētajām vērtībām.

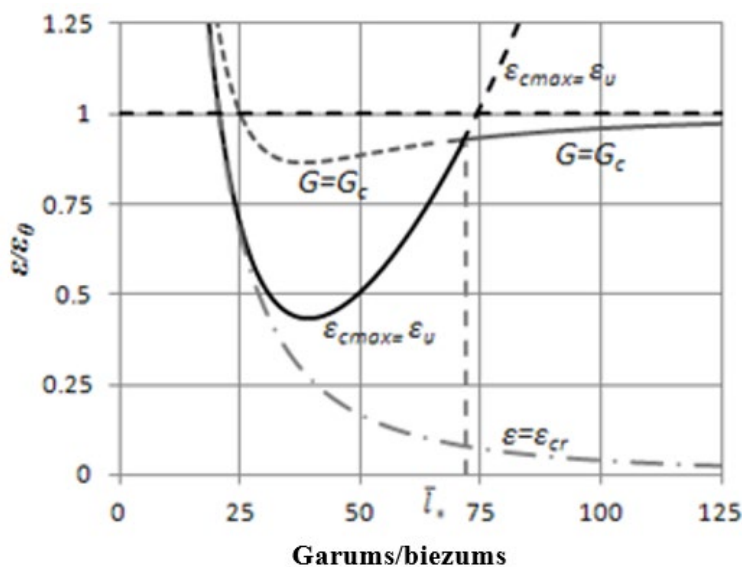
Koeficients a_{22} ir atkarīgs no kritiskās deformācijas ε_{cr} , tāpēc šim algoritmam ir nepieciešama iterācijas procedūra.

Priekšnosacījums veiksmīgai testa veikšanai starpslāņa lūzuma izturības mērīšanai jauktā II/I tipa režīmā, izmantojot paraugu ar plānu atslāņošanu, ir pietiekama apakšslāņa stiprība pie

kompresijas/joslās kombinētās slodzes, kurai stiprību nosaka galīgā deformācija ϵ_u . Apakšslāņu stiprības problēma aplūkota [3, 4].

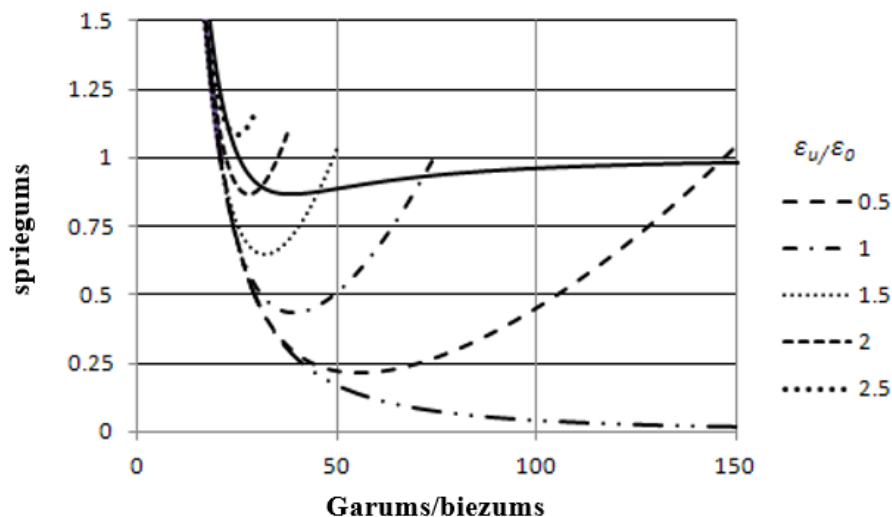
V. Pavelko veiktajā pētījumā [3] ir grafiks (3.3. att.), kas parāda saspīstā apakšslāņa uzvedību ar pakāpenisku kopējās deformācijas pieaugumu pie $\epsilon_u/\epsilon_0=1$ un $\epsilon_0=7,8 \cdot 10^{-3}$. Pirmkārt, ja plāksnes un apakšslāņa spiedes stiprība ir vienāda, tad mazām attiecības vērtībām $\bar{l} = l/t$ notiek plāksnes sagrūšana līdz apakšslāņa izliekumam. Visos gadījumos zem kritiskās deformācijas (punktveida līnijas) apakšslānis neizliecas. Reģionā virs šīs līnijas, bet zem kombinētās cietās līnijas, atslāņošanās netiek izplatīta un nenotiek sagrūšana. Ja kompozīta kopējā deformācija sasniedz vērtību, kas atbilst kombinētajai treknajai līnijai, ir divi iespējamie bojājumu scenāriji. Ja apakšslāņa garuma/biezuma attiecība nav lielāka par \bar{l}_* (šajā gadījumā vienāda ar 72), maksimālā spiedes deformācija apakšslāņa bīstamā šķērsgriezumā sasniedz robežu ϵ_u un notiek apakšslāņa slāņa sagrūšana [3].

Ja apakšslāņa garuma/biezuma attiecība nav lielāka par \bar{l}_* (šajā gadījumā vienāda ar 72), maksimālā spiedes deformācija apakšlamināta bīstamā šķērsgriezumā sasniedz robežu ϵ_u un notiek starpslāņa lamināta sabrukšana. Ja garuma/biezuma attiecība ir lielāka par \bar{l} , tad var novērot stabilu atslāņošanās izplatīšanos. Ja kopējā deformācija sasniedz ϵ_0 , tad apakšslāņa atdalīšanās notiek visā kompozīta garumā [3].



3.3. att. Starpslāņa sagrūšanas-delaminācijas izplatīšanās līknes [3].

Atslāņošanās izplatīšanās un stiprības līkņu aprēķina rezultāti redzami 3.4 attēlā dažādām ϵ_u/ϵ_0 attiecībām [3].



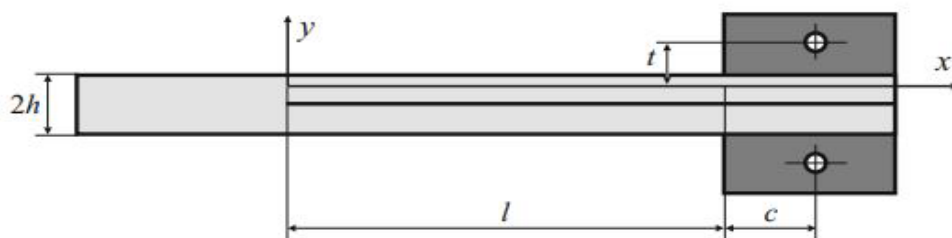
3.4. att. Delaminācijas izplatīšanās un stiprības līknes [3].

Secinājumi

1. Paraugs ar plānu atslāņošanas ir potenciāli noderīgs slāņainā kompozītmateriāla starpslāņa sagrūšanas viskozitātes mērīšanai: vienmēr ir garuma/biezuma intervāls, kurā var realizēt stabilu atslāņošanās pieaugumu.
2. 3.22. vienādojumu var izmantot testa datu apstrādei un jauktā II/I tipa režīma starpslāņu sagrūšanas viskozitātes noteikšanai.
3. Sakarību starp G_I un G_{II} var iegūt, izmantojot atbilstošās deformācijas enerģijas komponentes.
4. Ir jēga turpināt problēmas izmeklēšanu, tostarp veikt laboratorijas testus.

3. nodaļā reprezentēts analītiskais modelis nelineāram *DCB* paraugam. Tas visplašāk tiek izmantots, lai eksperimentāli noteiktu slāņveida kompozītmateriālu starpslāņu sagrūšanas viskozitāti I, II un jauktajiem I/II sagrūšanas režīmiem. Ir pētīta R līkņu atkarība *DCB* paraugu ģeometrijas vienvirziena epoksīda-oglekļa kompozītam [5].

Ir skaidrs, ka elastīgo siju nelineārās lieces teorijas ir daudzsološas, lai pilnveidotu G_{Ic} noteikšanas metodi slāņveida kompozītiem, pamatojoties uz *DCB* paraugiem (3.5. att.), ja tiek izmantota elastīgi lokano plāksņu teorija ar lieliem pārvietojumiem [6].



3.5. att. *DCB* parauga shēma un galvenie izmēri [6].

Parasti parauga šķērsriezuma platums ir daudz lielāks par tā augstumu ($b \gg h$), tāpēc var pieņemt, ka paraugs atrodas sprieguma stāvoklī, kas ir tuvu plaknei. No tā izriet, ka sijas novirzes līknes diferenciālvienādojumu var uzrakstīt kā plaknes vienādojumu līknes naturālā veidā (3.25. vienādojums):

$$D \frac{d\theta}{ds} = M(s), \quad (3.25.)$$

kur θ – stara šķērsriezuma griešanās leņķis ar līknes koordinātu s ; $M(s)$ – lieces moments šajā griezumā; D – sijas cilindriskā stingrība.

Lieces momentu var izteikt ar tā vērtību M_0 cēloņa šķērsriezumā, ārējo aktīvo spēku P un aksiālo nobīdi $u(s)$ šķērsriezumā s :

$$M(s) = M_0 - P[s - u(s)].$$

Pēc šīs izteiksmes ievietošanas 3.26. vienādojumā un vienkāršas pārvērtības, novirzes līknes diferenciālvienādojums iegūst šādu formu 3.26. vienādojumā:

$$\frac{d\theta}{ds} = k\sqrt{2}\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}, \quad (3.26.)$$

kur

$$\begin{aligned} \sin\alpha_0 &= \sin\alpha + \frac{(kl)^2}{2} (\bar{c} \cos\alpha - \bar{t} \sin\alpha)^2, \\ \sin\alpha &= \frac{1}{2} \left(\frac{M_0}{kD} \right)^2, \quad k^2 = \frac{P}{D}, \quad \bar{c} = \frac{c}{l}, \quad \bar{t} = \frac{t}{l}. \end{aligned}$$

Šeit α ir sijas gala sekcijas griešanās leņķis $s=l$ (3.5. att.); α_0 ir griešanās leņķis sijas šķērsriezumā ar novirzes līknes nulles izliekumu. Parauga konfigurācijai pie $c=t=0$ nulles izliekuma šķērsriezums sakrīt ar sijas galu $s_0=l$. Ja $\bar{c} \cos\alpha - \bar{t} \sin\alpha > 0$, šī sadaļa atbilst līknes koordinātei $s_0 > l$, t. i., tā patiesībā neeksistē. Šajā gadījumā staru kūļa izliekums ir koordinātas s pozitīva samazināšanās funkcija. Taču, ja $\bar{c} \cos\alpha - \bar{t} \sin\alpha < 0$, nulles izliekuma šķērsriezuma līknes koordināte $s_0 < l$, un tas nozīmē, ka, pārejot cauri šai sekcijai, izliekums maina savu zīmi. Ir skaidrs, ka šķērsriezums ar novirzes līknes nulles izliekumu sakrīt ar sijas galu ar nosacījumu, ka:

$$\alpha = \alpha_* = \cotan(c/t). \quad (3.27.)$$

Ja tas izpildās, tad no 3.26. vienādojuma izriet, ka:

$$ds = \frac{d\theta}{k\sqrt{2}\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}}$$

Ja $\alpha < \alpha_0$, rotācijas leņķis θ pieaug monotoni. Pie $\alpha > \alpha_0$ rotācijas leņķis θ pieaug intervālā $[0, s_0]$ no nulles līdz α_0 un pēc tam samazinās $[s_0, l]$ no α_0 līdz α . Tā rezultātā pirmajā gadījumā:

$$s = \int_0^s ds = \int_0^{\theta(s)} \frac{d\theta}{k\sqrt{2}\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}}$$

Otrajā gadījumā:

$$s = \begin{cases} \int_0^{\theta(s)} \frac{d\theta}{k\sqrt{2}\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}} & \text{pie } s \leq s_0 \\ \int_0^{\alpha_0} \frac{d\theta}{k\sqrt{2}\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}} + \int_{\theta}^{\alpha_0} \frac{d\theta}{k\sqrt{2}\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}} & \text{pie } s > s_0 \end{cases}.$$

Aprēķini ar šiem vienādojumiem integrācijas mainīgajai robežai $\theta(l) = \alpha$ ļauj iegūt ārējās slodzes bezizmēra parametru kl kā funkciju no sijas deformētās daļas gala posma rotācijas leņķa α , tas atspoguļots 3.28. vienādojumā:

$$kl = \frac{1}{\sqrt{2}} \begin{cases} I_l(0, \alpha) & \text{pie } \alpha \leq \alpha_* \\ I_l(0, \alpha_0) + I_l(\alpha, \alpha_0) & \text{pie } \alpha > \alpha_* \end{cases} \quad (3.28.)$$

kur

$$I_l(\alpha_1, \alpha_2) = \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \frac{d\theta}{\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}}.$$

Ir redzams, ka bezizmēra parametrs kl ir unikāli saistīts ar rotācijas leņķi α . Sijas novirzes līkni var aprakstīt arī taisnstūra koordinātēs, kas parādītas 3.29. un 3.30. vienādojumā:

$$x(\theta) = \frac{1}{k\sqrt{2}} \int_0^{\theta} \frac{\cos\theta d\theta}{\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}} \quad (3.29.)$$

$$y(\theta) = \frac{1}{k\sqrt{2}} \int_0^{\theta} \frac{\cos\theta d\theta}{\sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}}. \quad (3.30.)$$

Ir skaidrs, ka ordināta $y(\theta)$ sakrīt ar sijas novirzi $v(\theta)$. 3.26. vienādojums ir vienkārši integrēts un iegūst šādu formu:

$$\bar{x}(\theta) = \frac{x(\theta)}{l} = \begin{cases} \frac{\sqrt{2}}{kl} (\sqrt{\sin\alpha_0} - \sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}) & \text{pie } s < s_0, \\ \frac{\sqrt{2}}{kl} (\sqrt{\sin\alpha_0} + \sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta}) & \text{pie } s > s_0 \end{cases}. \quad (3.31.)$$

Novirzi 3.30. vienādojumam var ērti izteikt ar integrāļiem $I_1(\alpha_1, \alpha_2)$ un $I_2(\alpha_1, \alpha_2)$, kā redzams 3.32. vienādojumā:

$$\bar{v}(\theta) = \frac{v(\theta)}{l} = \frac{1}{kl\sqrt{2}} \begin{cases} -l_2(0, \theta) + \sin\alpha_0 I_l(0, \theta) & \text{pie } s < s_0 \\ -l_2(0, \alpha_0) + \sin\alpha_0 I_l(0, \alpha_0) - \\ -l_2(\theta, \alpha_0) + \sin\alpha_0 I_l(\theta, \alpha_0) & \text{pie } s > s_0 \end{cases}, \quad (3.32.)$$

kur

$$l_2(\alpha_1, \alpha_2) = \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \sqrt{\sin\alpha_0 - \sin\theta} d\theta.$$

Kā redzams 3.28., 3.31. un 3.32. vienādojum, konsoles sijas novirzes līknes ģeometrisku formu unikāli nosaka arī tā gala sekcijas griešanās leņķis [6].

Ja pieņemam, ka bīdes spēka ietekme uz elastīgās deformācijas enerģiju ir vājāka, tad pie lielām konsoles izliecēm šī enerģija ir atkarīga no diviem iekšējiem spēka faktoriem: lieces momenta un aksiālā spēka. Turpmāk atbilstošās deformācijas enerģijas sastāvdaļas tiks sauktas par lieces enerģiju un stiepes enerģiju [6].

Konsoles lieces enerģiju var attēlot ierobežotā formā, kā redzams 3.33. vienādojumā:

$$U_b = \int_0^l \frac{M^2}{2D} ds = \frac{kD}{\sqrt{2}} \begin{cases} I_2(0, \alpha) & \text{pie } \alpha < \alpha_* \\ I_2(0, \alpha_0) + I_2(\alpha, \alpha_0) & \text{pie } \alpha > \alpha_* \end{cases} \quad (3.33.)$$

Spriegojuma enerģiju nosaka aksiālais stiepes spēks $N = P \sin \alpha$, kas ir ārējā aktīvā spēka projekcija uz sijas novirzes līknes pieskares virzienu (3.34. vienādojums):

$$U_t = \int_0^l \frac{N^2}{2Eh} ds. \quad (3.34.)$$

Pēc vienkāršiem pārveidojumiem var iegūt 3.35. vienādojumu:

$$U_t = \frac{D(kl)^4}{72h\bar{l}^3} \begin{cases} I_1(\alpha_0) + \sin \alpha \alpha_0 I_2(0, \alpha) & \text{pie } \alpha < \alpha_* \\ I_2(\alpha, \alpha_0) + \sin \alpha \alpha_0 [I_2(0, \alpha_0) + I_2(\alpha, \alpha_0)] & \text{pie } \alpha > \alpha_* \end{cases} \quad (3.35.)$$

Bezdimensiju formā deformācijas enerģijas komponenti ir lasāmi šādi (3.36. un 3.37. vienādojums):

$$\bar{U}_b = \frac{U_b}{D/h} = \frac{kl}{\bar{l}\sqrt{2}} \begin{cases} I_2(0, \alpha) & \text{pie } \alpha < \alpha_* \\ I_2(0, \alpha_0) + I_2(\alpha, \alpha_0) & \text{pie } \alpha > \alpha_* \end{cases} \quad (3.36.)$$

$$\bar{U}_t = \frac{U_t}{D/h} = \frac{(kl)^4}{72\bar{l}^3} \begin{cases} I_1(\alpha_0) + \sin \alpha \alpha_0 I_2(0, \alpha) & \text{pie } \alpha < \alpha_* \\ I_2(\alpha, \alpha_0) + \sin \alpha \alpha_0 [I_2(0, \alpha_0) + I_2(\alpha, \alpha_0)] & \text{pie } \alpha > \alpha_* \end{cases} \quad (3.37.)$$

kur $\bar{l} = l/h$,

$$I_1(\alpha_0) = 2 - \cos 2\alpha_0 - \frac{\sqrt{2}}{kl} (\sqrt{\sin \alpha_0} - \cos \alpha \sqrt{\sin \alpha_0 - \sin \alpha}),$$

$$I_2(\alpha_0) = 2 - \cos 2\alpha_0 - \frac{\sqrt{2}}{kl} (\sqrt{\sin \alpha_0} - \cos \alpha \sqrt{\sin \alpha_0 - \sin \alpha}),$$

un DCB parauga kopējā deformācijas enerģija ir redzama 3.38. vienādojumā:

$$\bar{U} = 2(\bar{U}_b + \bar{U}_t). \quad (3.38.)$$

Ja $\alpha \leq \alpha_*$, integrāļi $I_1(\alpha_1, \alpha_2)$ un $I_2(\alpha_1, \alpha_2)$ ir nepareizi, un to skaitliskajam aprēķinam nepieciešama pastāvīga precizitātes kontrole. No tā var izvairīties, izmantojot mainīgā θ transformāciju, kas noteikta saskaņā ar 3.39. vienādojumu:

$$\sin \left[\frac{1}{2} \left(\theta + \frac{\pi}{2} \right) \right] = p \sin \varphi, \quad (3.39.)$$

kur:

$$p = \sin \left[\frac{1}{2} \left(\alpha_0 + \frac{\pi}{2} \right) \right].$$

Rezultātā minētie integrāļi pārvēršas par pirmā un otrā veida nepilnīgajiem eliptiskajiem integrāļiem $F(\varphi_0, \varphi^*, p^2)$ un $E(\varphi_0, \varphi^*, p^2)$:

$$l_1(\alpha_1, \alpha_2) = \frac{1}{\sqrt{2}} F(\varphi_0, \varphi^*, p^2),$$

$$l_2(\alpha_1, \alpha_2) = 2\sqrt{2} [(p^2 - 1)F(\varphi_0, \varphi^*, p^2) + E(\varphi_0, \varphi^*, p^2)],$$

kur:

$$F(\varphi_0, \varphi^*, p^2) = \int_{\varphi_0}^{\varphi^*} \frac{d\varphi}{\sqrt{1 - p^2 \sin^2 \varphi}},$$

$$E(\varphi_0, \varphi^*, p^2) = \int_{\varphi_0}^{\varphi^*} \sqrt{1 - p^2 \sin^2 \varphi} d\varphi$$

Integrācijas robežas nosaka pamata transformācija (3.18. vienādojums):

$$\sin \varphi_i = \frac{\sin \left(\frac{\alpha_i}{2} + \frac{\pi}{4} \right)}{\sin \left(\frac{\alpha_0}{2} + \frac{\pi}{4} \right)}.$$

Saskaņā ar definīciju enerģijas izdalīšanās ātrums G_I *DCB* paraugam:

$$G_I = -\frac{dU}{dt} = -\frac{D}{h^2} \frac{d\bar{U}}{d\bar{t}} = \frac{D}{h^2} \bar{G}. \quad (3.40.)$$

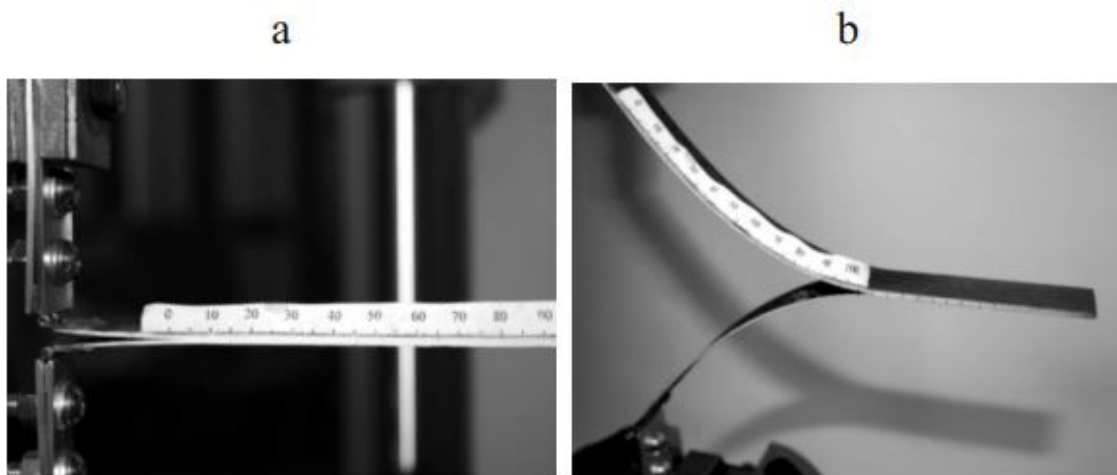
Konkrētajā gadījumā, kad ārējais spēks tiek pielikts konsoles galam ($c = t = 0$), var iegūt precīzu, bet diezgan sarežģītu formulu *DCB* parauga enerģijas izdalīšanās ātruma novērtēšanai. Tāpēc praktiskiem lietojumiem ir ērtāk izmantot skaitlisku diferenciāciju. Šajā gadījumā jāpatur prātā, ka deformācijas enerģijas atvasinājums plaisas garumā ir jāaprēķina, pastāvīgi atverot slāni.

Ir skaidrs, ka, testējot *DCB* paraugu ar kontrolētiem pārvietojumiem kritiskā līdzsvara stāvoklī, enerģijas izdalīšanās ātrums ir vienāds ar starpslāņu sagrūšanas viskozitāti. Sākotnējie dati parametra G_{Ic} noteikšanai ir kritiskais spēks P_c , atbilstošais atvērums δ (ārējo spēku lietošanas punktu relatīvais pārvietojums) un atslāņošanās garums l_c nākamā lēcienveida pieauguma brīdī. Tie ir standarta testos izmērītie parametri [7, 8]; kas ir pārmērīgi. Tāpēc ir vairāki parametru G_{Ic} noteikšanas varianti saskaņā ar testa datiem, kas ļauj kontrolēt gala rezultātu. Šajā pētījumā G_{Ic} noteikšana saskaņā ar *DCB* paraugu nelineāro modeli nozīmē atkārtotu procedūru, kurā tiek izmantota atdalīšanās atvēršana un ilgums.

Deformācijas enerģijas noteikšanas algoritms, tā izdalīšanās ātrums, izplatoties atslāņojumam, un izturība G_{Ic} saskaņā ar *DCB* parauga nelineāro modeli tika realizēts *MATLAB* programmas koda veidā [7].

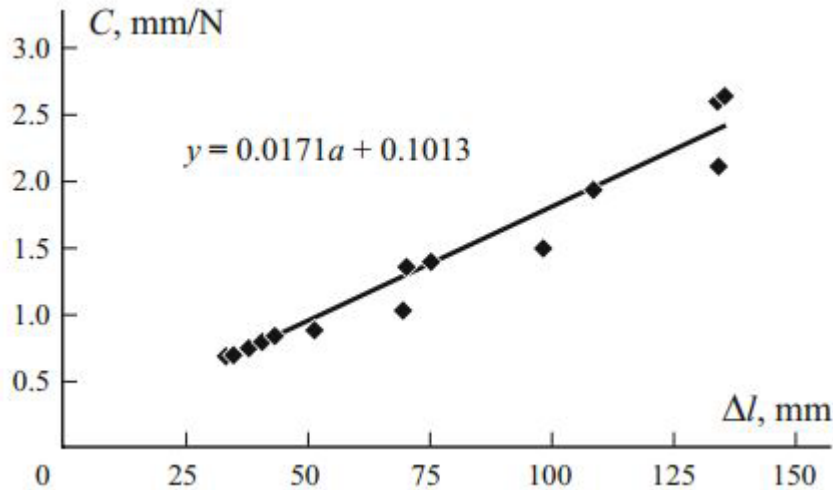
4. nodaļas avotā [8] izstrādātā *DCB* parauga nelineārā modeļa piemērotība tika pārbaudīta, salīdzinot tā prognozes ar slāņveida stikla šķiedras paraugu testa datiem standarta piemērojamības robežās [2, 9]. Tika novērota praktiski precīza sakritība starp rezultātiem, kas iegūti ar nelineāru modeli, un *MBT* standarta metodi. Tomēr jautājums par nelineārā modeļa piemērotību ārpus standarta metožu lietojamības robežām paliek atklāts. Lai kompensētu trūkumu, tika pārbaudīti paaugstinātas elastības *DCB* paraugi. Kā pastiprināts materiāls tika izmantots slāņveida *CFRP*, pamatojoties uz oglekļa audumu 200 g/m^2 , un kā saistviela – epoksīda sveķi. Paraugi tika ražoti, izmantojot vakuuma tehnoloģiju, cietējot 24 stundas $28 \text{ }^\circ\text{C}$ temperatūrā [5].

10 slāņu parauga kopējais biezums bija 2 mm, plaknes izmēri – $20,5 \times 200 \text{ mm}$. Sākotnējo slāņošanu starp piekto un sesto slāni parauga struktūrā izveidoja teflona starpslānis. *DCB* paraugs tika pakļauts sadalīšanas slodzei, izmantojot klavieru eņģes, kas ielīmētas konsoļu galos, tā, ka eņģu asis atradās konsoļu gala šķērsgriezumā, kā redzams 3.6. attēlā.



3.6. att. *DCB* parauga fotoattēli testa sākotnējā stadijā (a) un lielā atslāņošanās atvērumā (b) [5].

Tika izmantota standarta procedūra delaminācijas faktiskā garuma noteikšanai, kas atrasta, analizējot parauga elastību attiecībā pret atslāņošanās garumu (3.7. att.).



3.7 att. DCB parauga C atbilstība pret slāņošanās garumu Δl [5].

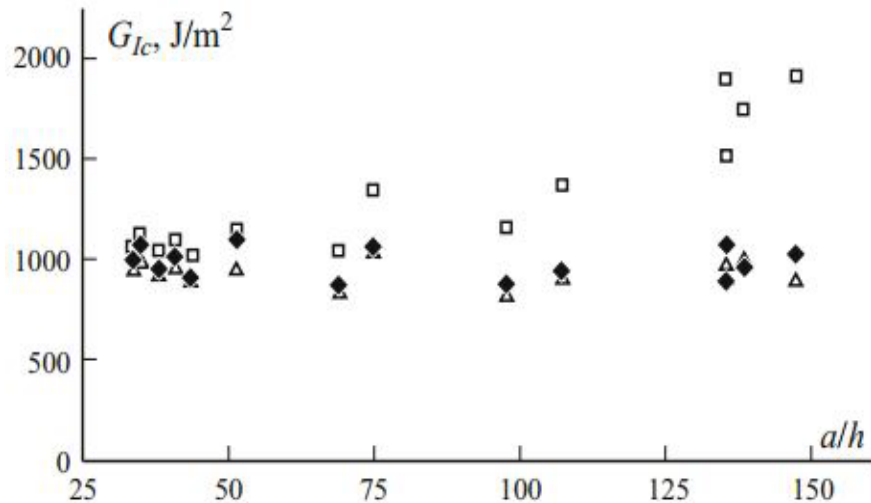
Parametra G_{Ic} mērījumu un aprēķinu pamatrezultāti apkopoti 3.1. tabulā [5].

3.1. tabula

Starpslāņu sagrūšanas viskozitātes vērtības saskaņā ar eksperimentālajiem rezultātiem [5]

a, mm	P_c , H	δ , mm	$\left(\frac{\delta}{a}, \frac{a}{t}\right)$	G_{Ic} , J/m ²			
				Nelineārais modelis	MBT metode	No P_c un a_e	Pēc lineārā modeļa
33,4	36,2	14,7	0,91	999	1077	1062	969
34,4	36,4	16,3	0,90	1080	1178	1128	1017
37,8	32,3	17,6	0,91	954	1035	1045	948
40,3	31,3	20,4	0,89	1014	1113	1100	984
43,2	28,5	21,4	0,90	905	988	1029	927
51,1	26,0	33,6	0,84	1107	1278	1155	972
68,7	18,9	48,4	0,83	878	1035	1043	863
74,6	19,9	60,2	0,78	1059	1315	1346	1050
97,1	14,5	90,0	0,72	890	1192	1170	843
106,9	14,3	106,2	0,68	942	1328	1372	937
135,0	13,5	167,0	0,52	1080	1961	1898	988
147,0	12,5	190,0	0,48	1037	2041	1916	918
135,0	12,1	151,0	0,61	891	1412	1525	924
138,0	12,7	161,0	0,57	970	1619	1752	1003

Izpētes rezultāti apstiprina DCB parauga nelineārā modeļa piemērotību kompozītmateriāla G_{Ic} daudzuma noteikšanai standarta pārbaudes metožu lietojamības robežās, pamatojoties uz Eilera siju liekšanas teoriju. 3.8. attēlā redzams salīdzinājums starp aplēsēm, kas iegūtas ar nelineāru modeli, un standarta MBT metodi.



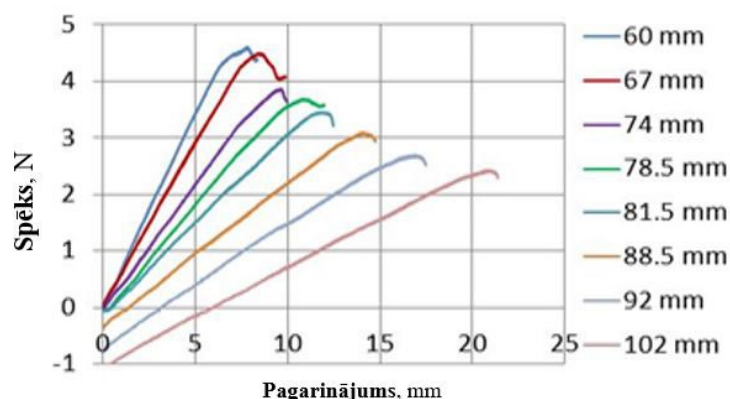
3.8. att. Attiecība starp G_{Ic} un slāņošanās relatīvo lielumu a/h saskaņā ar DCB parauga nelineāriem (\blacklozenge) lineāriem (\square) un modeļiem ar korekciju (\triangle) [5].

Otrs pamatsecinājums attiecas uz korekcijas izmantošanu, ko standarts iesaka, lai ņemtu vērā izmaiņas spēka plecā pie lielām novirzēm. Kā izriet no pētījumu rezultātiem, standartā paredzētā tiešā korekcija var pat pasliktināt G_{Ic} novērtējumu, ja tiek izmantota MBT metode [5].

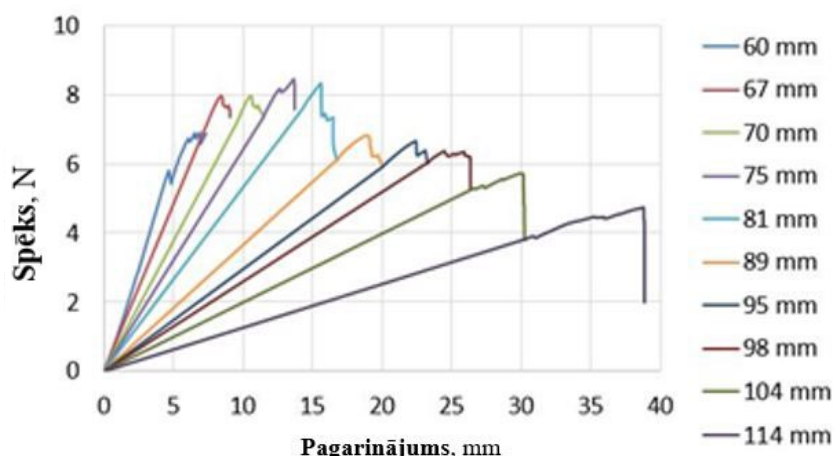
5. nodaļā aprakstīti pētījuma rezultāti, kurā testa paraugu sagatavošanai tika izmantots stikla/epoksīda lamināts, kas pastiprināts ar stikla audumu. 25×125 mm sloksnes tika izgrieztas no $GFRP$ 2 mm biezas plāksnes, un tās tika izmantotas kā līmes savienojumu ražošanai atbilstoši DCB parauga veidā (3.5. att.) ar sākotnējo plaisu 55–60 mm garumā [10].

Pārbaudes laikā ar kontrolētu pārvietojumu 3 mm/min ātrumā datu spēks/paplašinājums (slodzes punktu relatīvais pārvietojums) tika pastāvīgi glabāts digitāli, periodiski apstājoties, lai precīzi noteiktu konkrēto atdalīšanas lielumu.

1. un 2. grupas parauga slodzes līknes redzamas 3.9. un 3.10. attēlā. Grafiku labajā pusē ir parādīts atslāņošanās sākotnējais garums pirms katra nākamā iekraušanas posma.



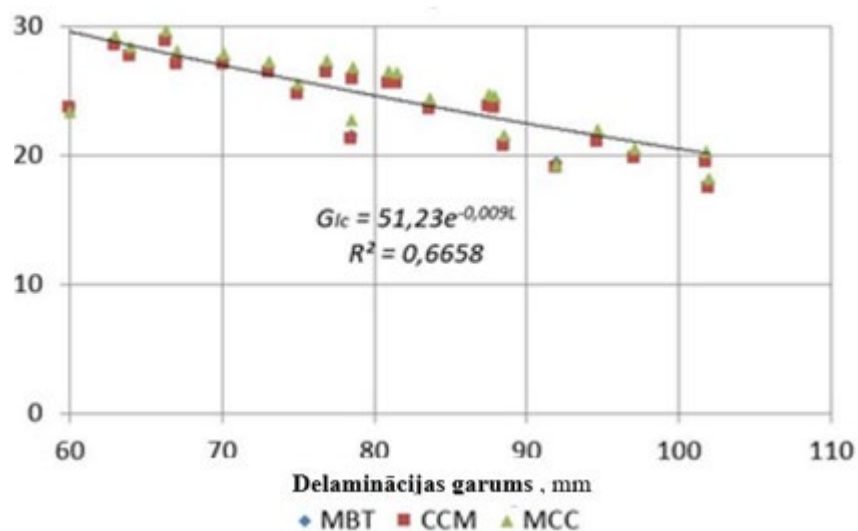
3.9. att. Spēka/paplašināšanas funkcija 1. grupas paraugam [11].



3.10. att. Spēka/paplašināšanas funkcija 2. grupas paraugam [11].

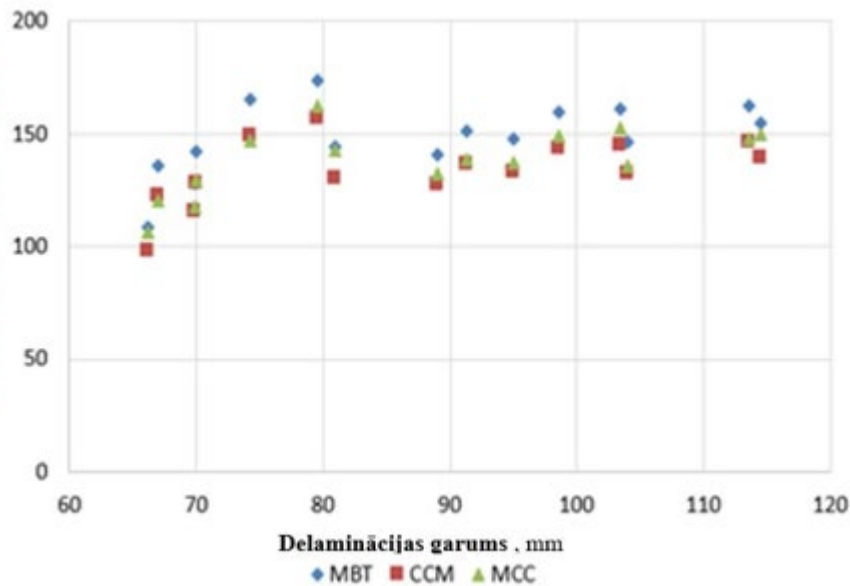
Kopumā var secināt, ka līmes slānim 1. grupas paraugos ir izteiktas elastoplastiskās īpašības. 2. grupas paraugu raksturo elastīga uzvedība un līmējošā slāņa trausla sagrūšana (3.8. att.) [11].

3.11. attēlā testa datu apstrādes rezultāti ir parādīti 1. grupas paraugiem. Katrs šī grafika punkts atbilst maksimālajai eksperimentālās līknes slodzei attiecīgā testa posma pagarinājumam. Atslāņošanās ilgums tiek novērtēts, izmantojot regresijas vienādojumu [11].



3.11. att. Starpslāņu sagrūšanas viskozitāte kā 1. grupas parauga atslāņošanās garuma funkcija [11].

Ir redzams, ka 2. grupas paraugiem (3.12. att.), sākot no 70 mm atslāņošanās garuma G_{Ic} , ir aptuveni nemainīgs 150 J/m^2 . Tikai sākotnējā atslāņošanās laikā G_{Ic} ir mazāks. Parasti šo efektu sauc par R līkni.



3.12. att. Starpslāņu sagrašanās viskozitāte kā 2. grupas parauga atslāņošanās garuma funkcija [11].

1. grupas paraugiem šis parametrs ir ievērojami zemāks, un monotoniskais samazinājums tiek novērots, palielinoties atslāņošanās garumam [13].

Šī pētījuma rezultāti rāda, ka pie līmētā materiāla elastīgās-plastiskās uzvedības ir raksturīga nepārtraukta vienmērīga atslāņošanās augšana bez lēcienveida izplatīšanās, kas novērojama trauslam materiālam.

Ja līmējošais materiāls ir elastoplastisks, tad progresējošās atslāņošanās process ir daudz sarežģītāks. Šajā pētījumā tika pētīta plastiskuma ietekme uz tā starpslāņu izturību. Tika veikta testa datu salīdzinoša analīze divām paraugu grupām no viena un tā paša divkomponentu sveķu materiāla. Vienai no grupām sacietēšanas laiks tika samazināts, salīdzinot ar standartu. Tā rezultātā kļuva iespējams novērtēt tehnoloģisko kļūmju ietekmi uz sveķu savienojuma stiprību. Tomēr analīzes galvenais mērķis bija izpētīt līmējošā materiāla plastiskuma izraisītos slāņošanās augšanas modeļus [13].

4. SECINĀJUMI

Iepriekš minētie pētījumu rezultāti liecina, ka promocijas darba mērķi ir pilnībā sasniegti. Tika veikti visi plānošanas analītiskie un eksperimentālie pētījumi.

1. Kompozītu materiālu literatūras analīze, testēšanas metodes un standarti, kā arī līdz šim veikto testu pētījumi parādīja, ka slāņveida kompozītmateriālu fizikāli ķīmiskās, mehāniskās, strukturālās un citas īpašības ir definētas kā to priekšrocības, taču reizē arī kā specifiskas zinātniskās tehnikas, tehnoloģiskās un ekspluatācijas problēmas.
2. Tika veikta *DCB* parauga nelinearitātes ietekmes uz starpslāņu sagrūšanas viskozitāti mērījumu analīze, un tā liecina, ka pašreizējās standarta metodes *DCB* paraugu izmantošanai šim nolūkam ir aptuvenas un šo metožu izmantošanai ir vairāki ierobežojumi.
3. Izstrādāts nelineāru *DCB* paraugu matemātiskais modelis starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērīšanai, izmantojot nelineāru elastīgas siju liekšanas teoriju.
4. Ir veikts liela elastības slāņveida kompozīta starpslāņu sagrūšanas viskozitātes mērīšanas eksperimentālais pētījums, izmantojot *DCB* paraugu: materiāla atlase; parauga projektēšana un izgatavošanas tehnoloģija; veikta testēšanas procedūra.
5. Izveidots algoritms un, izmantojot *MATLAB* programmatūru, apstrādāti testa rezultāti, lietojot nelineāru *DCB* paraugu.
6. Rezultāti apstiprina *DCB* parauga nelineārā modeļa piemērotību kompozītmateriāla G_{Ic} daudzuma noteikšanai standarta pārbaudes metožu lietojamības robežās, pamatojoties uz Eilera siju liekšanas teoriju [6].
7. Apmierinošu rezultātu var iegūt, izmantojot vienādojumu, kas paredz koriģēt G_{Ic} formālo izteiksmi saskaņā ar lineāro modeli, reizinot to ar standarta korekcijas koeficientu [6].
8. Lai pārbaudītu ļoti elastīgus *DCB* paraugus, visprecīzākos parametra G_{Ic} aprēķinus var iegūt, izmantojot precīzu nelineāru modeli [6].

5. KOPSAVILKUMĀ LIETOTĀS BIBLIOGRĀFISKĀS ATSAUCES

1. J. M. Hodginson. Mechanical Testing Of Advanced Fibre Composites. Cambridge, England. 2000, pp. 170–210.
2. A. Szekrényes. Overview on the Experimental Investigations of the Fracture Toughness in Composite Materials. *Submitted to HEJ*. 2002, pp. 1–9. Manuscript No.: MET-020507-A.
3. V. Pavelko. Behavior of Thin-Film-Type Delamination of Layered Composite in Post-Buckling. *Advanced Materials Research*. 2013, vol. 774–776, pp.1312-1321. Available from: doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.774-776.1312.
4. V. Pavelko, I. Pavelko, M. Smoļņinovs. Large Deformation and Failure of Thin-Walled Film at the Post-Buckling Delamination. *Key Engineering Materials*. 2014, vol. 577–578, pp. 497–500. Available from: doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.577-578.497.
5. Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fibre Reinforced Polymer Matrix Composites, D 5528, *American Society for Testing and Materials International*. ASTM. 1994.
6. Pavelko V., Lapsa K., Pavlovskis P. Determination of the Mode I Interlaminar Fracture Toughness by using a Nonlinear Double-Cantilever Beam Specimen. *Mechanics of Composite Materials*. 2016, vol. 52, no. 3, pp. 347–358. Available from: doi: 10.1007/s11029-016-9587-y.
7. Kim Hyoung Seop. On the rule of mixtures for the hardness of particle reinforced composites. *Materials Science and Engineering*. 2000, vol.289, no. 1–2, pp. 30–33. Available from: doi: 10.1016/S0921-5093(00)00909-6.
8. Miller T. C., LIU C. T. Pressure effects and fracture of a rubbery particulate composite. *Experimental Mechanics*. 2001, vol. 41, pp. 254–259. Available from: doi: 10.1007/BF02323142.
9. V. Pavelko. Application of the nonlinear model of a beam for investigation of interlaminar fracture toughness of layered composite. *Key Engineering Materials*. 2015, vol. 665, pp. 273–276. Available from: doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.665.273.
10. C. Prasanth, S. Ravindranath, A. Samraj, T. Manikandan. Mode-I fracture analysis of thermally aged of glass and glass-carbon hybrid composites. *International Journal of Innovative Technology and Exploring Engineering*. 2014, vol. 3, no. 10, pp. 84–89.
11. Pavelko V., Lapsa K., Pavlovskis P. The Effect of Plasticity to Interlaminar Fracture Toughness of Adhesive Bond of Composite. IOP Conference Series: *Materials Science and Engineering*. 2017, vol. 251: 3rd International Conference on Innovative Materials, Structures and Technologies (IMST 2017), 012081.–012081. lpp. ISSN 1757-8981. e-ISSN 1757-899X. Available from: doi:10.1088/1757-899X/251/1/012081.
12. S. P. Timoshenko, J. M. Gere. Theory of Elastic Stability 2nd Edition. *McGraw-Hill Book Company*, Toronto (1961) Chapter 2.
13. International Organization for Standardization, ISO 15024. Fibre-reinforced plastic composites – Determination of mode I interlaminar fracture toughness, G_{IC} , for unidirectionally reinforced materials. 2001.