

PROBLEMY MODELOWANIA NUMERYCZNEGO ZAGADNIENIA ZDERZEŃ CIAŁ

Andrzej Morka, Tadeusz Niezgodą, Paweł Dziewulski, Sebastian Stanisławek

Abstract

The paper deals with numerical modelling and computer simulations regarding bodies impact. In reference to Smolensk 2010 plane crash and especially in order to investigate the wing and birch-tree collision authors focused on credibility and accuracy of numerical models. The research is divided into two groups: (i) refers to correct description of materials behaviour, particularly wood, (ii) credibility of an airplane model, emphasis is put on a wing. Commercial software LS-DYNA has been used for computer calculations. It is a very advanced implementation of finite element method with an explicit time integration, which is dedicated for dynamic phenomena analysis. A wood material behaviour was analysed basing on three point bending test. In numerical model authors focused on material failure and its mechanisms. The airplane model was examined regarding to influence of particular simplifications in wing structure on its stiffness. Existence of wholes in form ribs and the structure thickness was considered. The obtained results show: (i) computer simulations of a plane with tree trunk should take into account the effect of parameter scattering, (ii) it is essential to check numerical model susceptibility to simplifications in design of the a wing.

Keywords – computational mechanics, numerical modelling, Smolensk, TU-154M, crash.

Streszczenie

Referat podejmuje tematykę numerycznego modelowania i symulacji komputerowych zagadnień związanych ze zderzeniami ciał. W kontekście katastrofy smoleńskiej 2010, a w szczególności wyjaśnienia przebiegu zderzenia skrzydła samolotu TU-154M z brzozą autorzy skupili swoją uwagę na kwestii poprawności i dokładności modeli numerycznych. Rozważania te zostały podzielone na dwie grupy: (i) związane z właściwym opisem zachowania się materiału drewna, (ii) wiarygodność modelu numerycznego konstrukcji samolotu, przede wszystkim skrzydła. Do analiz wykorzystano komercyjne oprogramowanie LS-DYNA, które stanowi bardzo rozbudowaną implementację metody elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu dedykowaną dla zagadnień dynamicznych typu crash. Problem opisu zachowania się materiału drewnianego analizowano na przykładzie próby trójpunktowego zginania belki. W przypadku modelu numerycznego szczególną uwagę poświęcono niszczeniu materiału i jego mechanizmom. Model konstrukcji samolotu oceniano także ze względu na wpływ uproszczeń budowy pojedynczego żebra skrzydła na jego sztywność. Badano znaczenie obecności otworów w

konstrukcji żebra oraz grubości jego struktury. Zasadnicze wnioski: (i) symulacje komputerowe zderzenia skrzydła samolotu z pniem drzewa powinny uwzględniać efekt rozrzutu parametrów materiałowych, szczególnie w przypadku materiału opisującego brzozę, (ii) niezbędne jest wykonanie studium wrażliwości modelu numerycznego skrzydła na zastosowane uproszczenia w budowie skrzydła.

Słowa kluczowe – mechanika komputerowa, modelowanie numeryczne, Smoleńsk, TU-154M, zderzenie.

1. WSTĘP

Zagadnienie modelowania konstrukcji metalowych w kontekście ich interakcji z napotkanymi przeszkodami jest badane i rozwijane od szeregu lat. Postęp analitycznych metod obliczeniowych i ich implementacja w komercyjnych i naukowych systemach pozwolił na wdrożenie ich do codziennej praktyki inżynierskiej. Dotyczy to zwłaszcza modelowania zachowania się stopów metali w warunkach statycznych, quasi-statycznych oraz dla niskich prędkości odkształceń. Choć pozwala to na znacznie szybsze rozwiązywanie formułowanych zagadnień, to wciąż wymaga równie wnikliwego określenia danych wejściowych i weryfikacji wyników. Znaczne doświadczenie autorów w zakresie modelowania zjawiska zderzeń pozwala na określanie metodyki postępowania, a na koniec eksplikację ostatecznych wyników. Takie metodyczne podejście jest niezbędne, zwłaszcza dla tak skomplikowanego zagadnienia jak zderzenie skrzydła samolotu TU-154M z drzewem. Krytyczna dla wydarzenia brzoza nie jest bowiem klasycznym materiałem konstrukcyjnym. Z modelowego punktu widzenia nie stanowi ona litego materiału izotropowego, ale kompozyt o dość skomplikowanej strukturze. Także w przypadku skrzydła samolotu zagadnienie nie jest oczywiste. Ograniczone informacje w zakresie precyzyjnego określenia grubości i rozmieszczenia jego poszczególnych komponentów, a także brak dostępu do wyczerpujących badań materiałowych stopu aluminium, zdecydowanie komplikuje zagadnienie. W pracy rozważono dwa przypadki niszczenia materiałów w warunkach niskich prędkości odkształceń. Pod względem tego warunku początkowego (jak i innych warunków brzegowych) analiza nie odzwierciedla feralnego zdarzenia. Niemniej podejście to pozwala na wyeliminowanie niepewności wynikających z konieczności definiowania dodatkowych parametrów materiałowych, a także przyszłe wykorzystanie wyników do ich eksperymentalnej walidacji.

2. MODELOWANIE MATERIAŁU DREWNA

Drewno stanowi materiał o bardzo złożonej budowie wewnętrznej. Jego głównym składnikiem jest celuloza

- 1) Dr inż. Andrzej Morka, Katedra Mechaniki I Informatyki Stosowanej, Wydział Mechaniczny, Wojskowa Akademia Techniczna (e-mail: amorka@wat.edu.pl).
- 2) Prof. dr hab. inż. Tadeusz Niezgodą, Katedra Mechaniki I Informatyki Stosowanej, Wydział Mechaniczny, Wojskowa Akademia Techniczna (e-mail: tniezgod@wat.edu.pl).
- 3) Dr inż. Paweł Dziewulski, Katedra Mechaniki I Informatyki Stosowanej, Wydział Mechaniczny, Wojskowa Akademia Techniczna (e-mail: pdziewulski@wat.edu.pl).
- 4) Mgr inż. Sebastian Stanisławek, Katedra Mechaniki I Informatyki Stosowanej, Wydział Mechaniczny, Wojskowa Akademia Techniczna (e-mail: sstanislawek@wat.edu.pl).

uformowana we włókna oraz miękisz. Ze względu na mechanizm przyrostu drzewa budowa pnia ma w przybliżeniu symetrię cylindryczną (słoje) z centralnie umieszczonym rdzeniem. Z tych powodów za model drewna w przybliżeniu można uznać kompozyt o charakterystyce ortotropowej i właściwościach liniowo-sprężystych. Mechanizm zniszczenia materiału drewna, a więc utraty zdolności do przenoszenia obciążeń, może zostać opisany z wykorzystaniem teorii uplastycznienia lub kruchego pęknięcia. Matematyczne sformułowanie modelu materiału ortotropowego liniowo-sprężystego wyrażają równania

$$\varepsilon = S\sigma \quad (1)$$

$$\varepsilon \equiv [\varepsilon_{11} \quad \varepsilon_{22} \quad \varepsilon_{33} \quad 2\varepsilon_{23} \quad 2\varepsilon_{13} \quad 2\varepsilon_{12}]^T$$

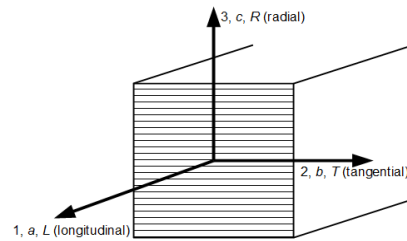
$$\sigma \equiv [\sigma_{11} \quad \sigma_{22} \quad \sigma_{33} \quad \sigma_{23} \quad \sigma_{13} \quad \sigma_{12}]^T$$

$$S \equiv \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j}, \quad (3)$$

gdzie macierz podatności S jest definiowana przez 9 niezależnych stałych sprężystości przy uwzględnieniu

warunku (3). Dziesiątym parametrem opisującym materiał w zakresie sprężystym jest gęstość, ρ . Zestawienie danych dostępnych w literaturze charakterystycznych dla drewna brzozy zawarto w Tab. 1 oraz Tab. 2. Orientacja i oznaczenia kierunków ortotropii dla próbek drewna została przedstawiona na Rys. 1



Rys. 1. Orientacja i oznaczenia kierunków ortotropii względem ułożenia słojeń.

Wybór właściwego modelu konstytutywnego do opisu zachowania się drewna brzozy nie należy do zadań łatwych. Dla przykładu w tabeli Tab. 3 przedstawiono zestawienie modeli materiałowych, dostępnych w bibliotece kodu komputerowego LS-DYNA, przeznaczonych do modelowania kompozytów. Jest to zbiór 25-ciu (spośród ponad 200 w całej bazie) modeli oznaczonych kodami liczbowymi w kolumnie MatID. Następnie ze zbioru tego eliminowano te modele (przekreślenia w kolumnie MatID), które posiadały specyficzne cechy lub ograniczenia niezgodne z przyjętymi założeniami do opisu drewna: jednokierunkowe ułożenie włókien (UD), opis zniszczeń (kolumna Fail), uwzględnienie ortotropii ośrodka (kolumna Ortho), dostępność sformułowania dla elementów bryłowych (Hex).

Tab. 1. Dane charakteryzujące sprężystość drewna brzozy dostępne w literaturze.

Nazwa	Symbol	Jednostka	Instytut Technologii Drewna [1]	Krzysik 1975 [2]	Binienda 2011 [3]	Raport USA, brzoza ameryk. (odm: paper, sweet, yellow) [4]
gęstość	ρ	g/cm^3	0,46-0,61-0,80 ¹ 0,51-0,65-0,834 0,80-0,85-0,902	0,62 0,94 ²	0,55	0,48-0,60 ³ 0,55-0,65 ⁴
moduły Younga	E_1	GPa	14,5-16,5	15,50 ⁵ 17,75 ⁶	10,3	8,91-12,543 12,10-16,504
	E_2	MPa		441,55 412,06	803,4	445,5-627,03 605,0-825,04
	E_3	MPa		588,65	515,0	695,0-978,13 943,8-1287,04
moduły Kirchhoffa	G_{12}	MPa			762,2	605,9-852,73 822,8-1122,04
	G_{23}	MPa			175,1	151,5-213,23 205,7-280,54
	G_{31}	MPa			704,0	659,3-928,03 895,4-1221,04
współczynniki Poissona	ν_{21}	-			0,043	0,024
	ν_{31}	-			0,023 ⁷	0,043
	ν_{32}	-			0,4477	0,697

¹ w stanie suchym

² po ścięciu drzewa,

³ drewno w żywym drzewie, ang. green,

⁴ drewno wyschnięte w stanie 12% wilgotności,

⁵ przy ściskaniu

⁶ przy rozciąganiu

⁷ wartość wynika z warunku (3)

Tab. 2. Dane charakteryzujące wytrzymałość drewna brzozy dostępne w literaturze.

Nazwa	Symbol	Jednostka	Instytut Technologii Drewna [1]	Krzysik 1975 [2]	www.matweb.com brzoza europejska [5]	Raport USA, brzoza ameryk. (odm: paper, sweet, yellow) [4]
	σ_{TL}	MPa	35-137-270	153,0	134,0	
wytrzymałość na rozciąganie	σ_{TT}	MPa	7		6,9	2,6-3,03 6,3-6,64
	σ_{TR}	MPa	7		6,9	
	σ_{CL}	MPa	?	?	50,0	16,3-25,83 39,2-58,94
wytrzymałość na ściskanie	σ_{CT}	MPa	?	?	10,8	1,9-3,23 4,1-7,44
	σ_{CR}	MPa	?	?	10,8	1,9-3,23 4,1-7,44
	τ_{LT}	MPa	?	?	?	5,8-8,53 8,3-15,44
wytrzymałość na ścinanie	τ_{LR}	MPa	?		?	5,8-8,53 8,3-15,44
	τ_{RT}	MPa	?		?	

Tab. 3. Biblioteka modeli konstytutywnych dostępnych w systemie LS-DYNA dla kompozytów [6].

Status	MatID	Opis	Hex	StRt	Fail	Temp	Ortho	Dmg	T/C
	002				!				
	003						!		
A1	022	liniowo-sprężysty-kruchy	v		v		v		v
	023				!		!		
	026	mat. typu plaster miodu-honeycomb (UD !)							
	032	szkło-laminated glass (UD !)							
	040	nie rekomendowany przez LSTC (!)							
	054		!						
	055		!						
	058	laminowana tkanina-laminated composite fabric (UD !)							
B1	059	liniowo-sprężysty-plastyczny	v		v		v		v
	114						!		
	116				!				
	117				!				
	118				!				
	126	mat. typu plaster miodu-honeycomb (UD !)							
	131						!		
	132	opisuje tylko delaminację (!)							
	157				!				
C1	143	drewno-wood	v	v	v		v	v	v
	158	tkanina-fabric (UD !)							
D1	161/162	liniowo-sprężysty-kruchy	v	v	v		v	v	v
	219	warstwy poprzecznie izotropowe (!)							
E1	221	liniowo-sprężysty-kruchy	v		v		v	v	v
	236	osnowa ceramiczna-ceramic matrix (!)							

Kolorem czerwonym oraz wykrzyknikiem zaznaczono niewypełnianie odpowiedniego warunku przez wybrany model konstytutywny. Pozostałe kolumny opisują dodatkowe cechy analizowanych modeli np. StRt - uwzględnia wpływ szybkości odkształceń, Temp - wpływ temperatury, Dmg - umożliwia opis rozwoju uszkodzeń, T/C - odrębne traktowanie wytrzymałości przy rozciąganiu i ściskaniu. Ostatecznie w rozważanym zbiorze pozostało pięć modeli oznaczonych w kolumnie Status symbolami A1, B1, C1, D1, E1. Ze względu na ograniczony dostęp do danych materiałowych zrezygnowano na obecnym etapie prac z analizy modeli C1 oraz E1. W pierwszym wypadku nieznane pozostają wartości energii pęknięcia oraz tzw. parametr upłynięcia. Dodatkowo bez szczegółowych badań właściwości materiału drewna nie jest możliwe określenie potrzebnych danych opisujących rozwój uszkodzeń struktury wewnętrznej. Warunek ten dotyczy obu modeli C1 oraz E1.

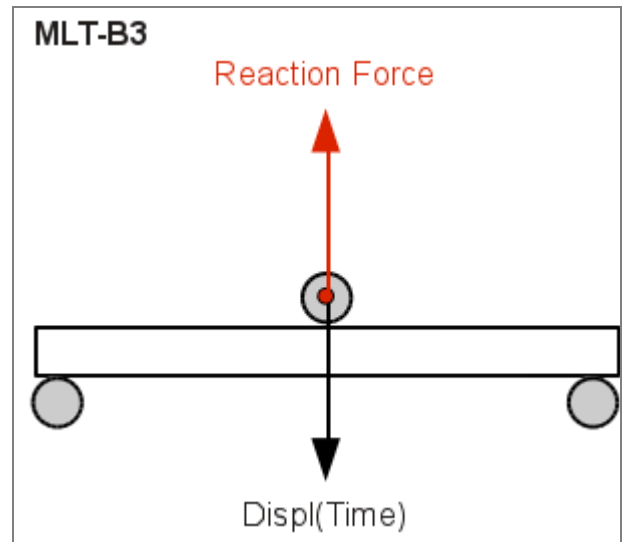
Charakteryzując trzy pozostałe modele można stwierdzić, że A1(022) oraz D1(161/162) opisują materiał ortotropowy liniowo-sprężysty z mechanizmem niszczenia opartym na kruchym pękaniu. W przypadku A1 podstawę opisu zniszczenia stanowią kryteria opracowane przez Chang i Chang [7][8]. Model D1 zawiera własny bardzo rozbudowany zestaw kryteriów zniszczenia oparty na koncepcji warunków kwadratowych obejmujący mody niszczenia włókien, osnowy oraz delaminację [9]. Wersja 162 w stosunku do 161 została rozbudowana o opcje uwzględniające rozwój uszkodzeń. Niestety, podobnie jak w przypadku modeli C1 oraz E1 ze względu na brak odpowiednich danych, zrezygnowano z rozszerzonej wersji 162 w wariantcie D1 pozostając przy wersji 161. Wariant B1 został zbudowany w oparciu o model 059, który charakteryzuje materiał ortotropowy liniowo-sprężysty z mechanizmem niszczenia opartym na koncepcji uplastycznienia, tzn., że w przestrzeni naprężeń definiuje się

pewną elipsoidalną powierzchnię zniszczenia analogiczną do powierzchni plastycznego płynięcia [10].

Oceny wpływu modelu konstytutywnego zastosowanego do opisu zachowania się drewna brzozy dokonano na przykładzie próby trójpunktowego zginania, której schemat przedstawiono na Rys. 2. Wymiary próbki o przekroju kwadratowym to: 100x10x10mm. Rozstaw podpór ustalono na 80mm. Próbkę zorientowano w taki sposób, aby oś belki pokrywała się z kierunkiem włókien, a kierunek radialny (R) był zgodny z wektorem zadanego przemieszczenia. Belkę obciążano w połowie długości kinematycznie ze stałą prędkością 1 m/s, co wypełnia warunek próby quasi-statycznej. Rezultatami analizy numerycznej podlegającymi porównaniu i ocenie są: charakter i przebieg zjawiska niszczenia zginanej belki oraz siła reakcji rejestrowana na podporze obciążającej belkę.

Na podstawie przyjętych założeń zbudowano model numeryczny problemu, w skład którego wchodziły: (1) metoda rozwiązania numerycznego – metoda elementów skończonych z jawnym schematem całkowania równań ruchu (różnic centralnych) w opisie Lagrange’a zaimplementowana w systemie LS-DYNA [11], (2) dyskretyzacja przestrzenna elementów układu fizycznego, (3) numeryczna realizacja warunków początkowych i brzegowych (WPB), (4) modele konstytutywne wraz z danymi materiałów z uwzględnieniem możliwości powstawania zniszczeń/erozji. Zastosowano bryłowe elementy skończone o topologii sześciokąta (HEX) z jednym punktem całkowania. Materiał drewna brzozy został opisany modelami konstytutywnymi zgodnie z przyjętymi wariantami (Tab. 4). Podpory opisano z wykorzystaniem

modelu izotropowego sprężystego o właściwościach typowych dla stali. Odpowiednie dane dla poszczególnych wariantów pozyskano z literatury i zamieszczono w Tab. 4. W skład WPB wchodziło wymuszenie kinematyczne zadające przemieszczenie, numeryczna realizacja podparcia belki jako kontakt typu “kary” - przy czym sztywność kontaktową skalowano względem masy. Model numeryczny został dopełniony poprzez zastosowanie kontroli hourglass o charakterze lepkościowym w celu minimalizacji tzw. modów deformacji o zerowej energii.



Rys. 2. Schemat próby quasi-statycznego trójpunktowego zginania belki drewnianej.

Tab. 4. Dane wykorzystane do modelowania drewna brzozy

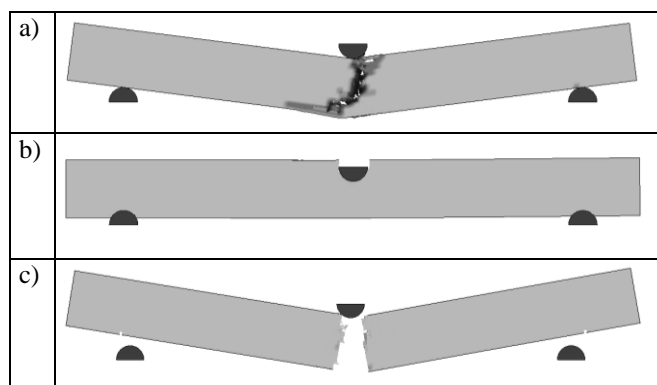
Nazwa	Symbol	Jednostka	A1-E1	A2	A3	A4
gęstość	ρ	g/cm ³	0,85	0,85	0,85	0,85
moduły Younga	E_1	MPa	10300	10300	10300	10300
	E_2	MPa	450	450	450	450
	E_3	MPa	700	700	700	700
moduły Kirchhoffa	G_{12}	MPa	762,2	762,2	762,2	762,2
	G_{23}	MPa	175,1	175,1	175,1	175,1
	G_{31}	MPa	704,0	704,0	704,0	704,0
współczynniki Poissona	ν_{21}	-	0,024	0,024	0,024	0,024
	ν_{31}	-	0,043	0,043	0,043	0,043
	ν_{32}	-	0,697	0,697	0,697	0,697
wytrzymałość na rozciąganie	σ_{TL}	MPa	134,0	50	250	134,0
	σ_{TT}	MPa	6,9	6,9	6,9	6,9
	σ_{TR}	MPa	6,9	6,9	6,9	6,9
wytrzymałość na ściskanie	σ_{CL}	MPa	50,0	50,0	50,0	50,0
	σ_{CT}	MPa	10,8	10,8	10,8	10,8
	σ_{CR}	MPa	10,8	10,8	10,8	10,8
wytrzymałość na ścinanie	τ_{LT}	MPa	11,8	11,8	11,8	11,8
	τ_{LR}	MPa	11,8	11,8	11,8	11,8
	τ_{RT}	MPa	11,8	11,8	11,8	11,8
erozja elementów			ad-hoc	ad-hoc	ad-hoc	$\epsilon_{eff}=0,05$

Erozja elementów skończonych (usuwanie z obliczeń) o charakterze doraźnym (ad-hoc) wymuszona ekstremalną deformacją elementu była realizowana praktycznie w sposób zależny od konkretnego modelu konstytutywnego. Dla wariantów z grupy **Ax** oraz **Bx** decydowała maksymalna wartość odkształcenia postaciowego $\epsilon_{shr} = (\epsilon_1 - \epsilon_3)/2$ oraz objętościowego $\epsilon_{vol} = \epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3$. Realizację tych warunków erozji zapewniono poprzez kartę

MAT_ADD_EROSION przyjmując wartości graniczne odkształceń postaciowych oraz objętościowych odpowiednio równe 1,0 i 0,1. W przypadku wariantu **A4** zastosowano tę samą kartę w celu erozji elementów, które osiągnęły krytyczną wartość odkształcenia efektywnego. Wariant D1 oparty na modelu 161 dysponuje własnymi parametrami zabezpieczającymi przed degeneracją zniszczonych elementów, są to: dopuszczalne (maksymalne) odkształcenie główne (ustalono wartość 1,0), dopuszczalna

(minimalna) względna zmiana objętości (ustalono wartość 0,1) oraz dopuszczalna (maksymalna) względna zmiana objętości (ustalono wartość 1,1).

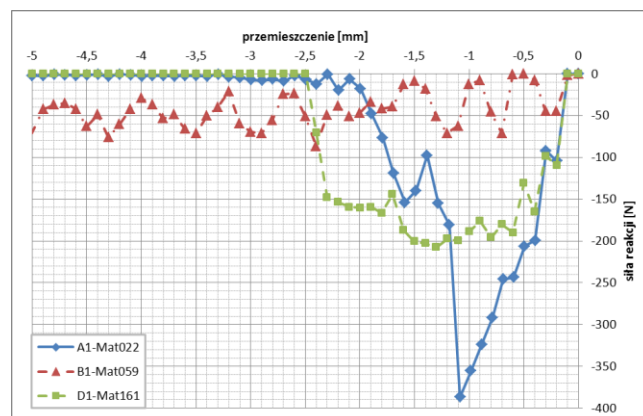
Przygotowane modele numeryczne pozwoliły na ocenę wpływu wyboru sformułowania modelu konstytutywnego (A1, B1, D1) do opisu drewna. Analizowano również wrażliwość rezultatu numerycznego (siły reakcji) na zmiany - rozrzut parametrów wytrzymałościowych dla wybranego modelu (A2, A3). Do modyfikacji wybrano wytrzymałość włókien na rozciąganie. Zakres tych zmian odpowiadał wartościom spotykanym w literaturze. Zadaniem wariantu A4 jest zbadanie znaczenia erozji elementów (przyjęto kryterium związane z maksymalną wartością odkształcenia efektywnego, ustalono wartość 0,05). Na Rys. 3 przedstawiono przebieg i charakter powstawania zniszczeń w zginanej belce drewnianej dla badanych modeli materiałowych. Najbardziej prawdopodobny rezultat w ujęciu jakościowym prezentuje rysunek (a) dla wariantu A1 wykorzystującego model o numerze 022. Włókna rozciągane pękają w ostatniej kolejności, widoczne są obszary delaminacji oraz nieregularny charakter powierzchni zniszczenia. Model 161 wykorzystany w wariantie D1, rysunek oznaczony jako (c), wykazuje kruche pęknięcie bez widocznych śladów delaminacji, co odbiega od powszechnej wiedzy na temat mechaniki pęknięcia drewna. Jednakże model ten zawiera dodatkowe parametry, między innymi umożliwiające kalibrację kryterium delaminacji oraz wprowadzenie uszkodzeń (jeśli dostępne są szczegółowe badania materiałowe). Stosunkowo najmniej realny przebieg procesu niszczenia drewnianej belki przy zginaniu uzyskano w przypadku wariantu B1, w którym wykorzystano model 059, rysunek (b). Charakteryzuje się on dominacją poprzecznego zgniatania włókien połączoną z erozją elementów skończonych, uniemożliwiając przeniesienie obciążeń wzdłuż włókien (kierunek L). Efekt ten jest obserwowany również przy podporach nieruchomych. W rezultacie maksymalne ugięcie belki jest nieznaczne.



Rys. 3. Przebieg i charakter powstawania zniszczeń w zginanej belce drewnianej dla badanych modeli materiałowych: (a) wariant A1-Mat022, (b) wariant B1-Mat059, (c) wariant D1-Mat161

Znaczenie wyboru sformułowania modelu konstytutywnego dla drewna badano również porównując przebiegi krzywych opisujących wartości siły reakcji w funkcji przemieszczenia (Rys. 4). Największą siłę zaobserwowano dla wariantu A1-Mat022, rzędu 390 N. Całkowita utrata zdolności do przenoszenia obciążenia nastąpiła po osiągnięciu przemieszczenia ok. 2,5 mm dla tego wariantu. W przypadku modelu 161 wykorzystanego w

wariantie D1 przebieg siły reakcji do wartości około 170 N jest analogiczny jak w A1. Następnie siła ta osiąga swoją maksymalną wartość 210 N dla przemieszczenia 1,3 mm i spada do zera, gdy wartość przemieszczenia zmierza do ok. 2,5 mm. W tym wypadku nie występuje gwałtowny spadek siły od wartości maksymalnej do zera, co odróżnia charakter przebiegu tej krzywej od wariantu A1. Zupełnie odmiennie zachowuje się siła reakcji dla wariantu B1-Mat059: ma ona charakter sinusoidalny o wartości średniej na poziomie ok. 50 N. Niewystarczająca ilość danych ogranicza możliwość interpretacji tego faktu, ale najprawdopodobniej ma on związek z numerycznym opisem oddziaływania kontaktowego z intensywnie erodującą powierzchnią belki.



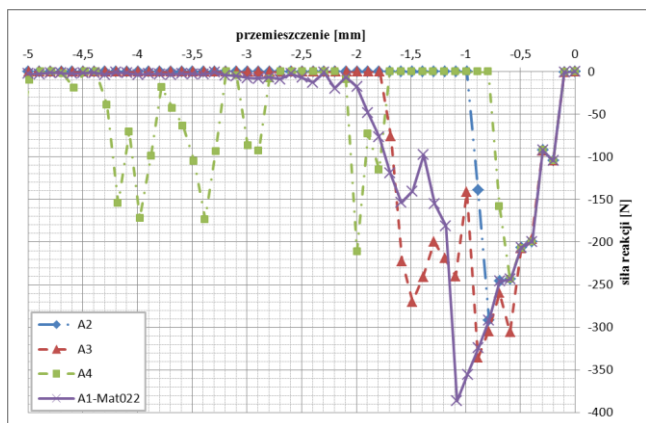
Rys. 4. Wykres siły reakcji w funkcji przemieszczenia dla badanej belki z drewna brzozy w przypadku wybranych modeli materiałowych

Dla wybranego modelu materiału (022) przeprowadzono analizę wpływu zmian parametrów wytrzymałościowych oraz erozji (warianty A2, A3 oraz A4, Rys. 5). Przebiegi siły reakcji pozostają zgodne ze sobą do wartości ok 210 N. Obniżenie wytrzymałości na rozciąganie włókien do 50 MPa (A2) powoduje zmniejszenie maksymalnej siły do ok 290 N oraz całkowite złamanie belki dla przemieszczenia ok. 1mm. Interesującym pozostaje fakt, że zwiększenie wytrzymałości na rozciąganie włókien do 250 MPa (A3) nie powoduje znacznego wzrostu maksymalnej siły reakcji w stosunku do wariantu A1, w którym wartość ta jest równa 134 MPa; przeciwnie, maksymalna siła wynosi ok. 340 N, a jednocześnie przebieg procesu łamania jest bardziej chaotyczny. Zastosowanie rygorystycznego kryterium erozji opartego na dopuszczalnej wartości odkształcenia efektywnego, 0,05 (A4) prowadzi do rezultatu podobnego jak w przypadku wariantu B1. Zaobserwowano intensywną erozję powierzchni belki skutkującą nieregularnym, oscylacyjnym przebiegiem siły reakcji w funkcji przemieszczenia. Widoczne są odcinki różnej długości o zerowej wartości tej siły - rozdzielane obszarami gwałtownych zmian.

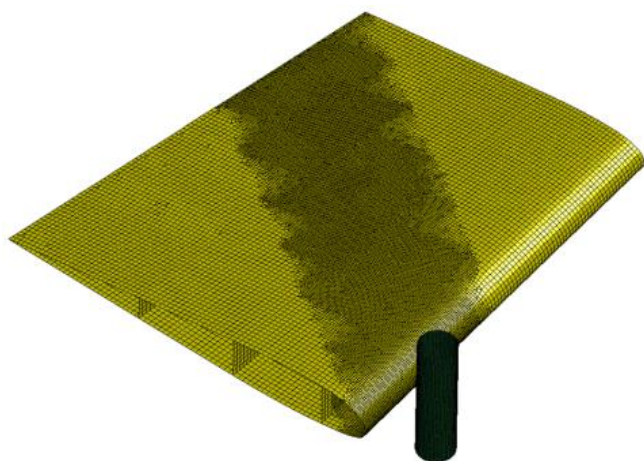
3. WIARYGODNOŚĆ MODELU NUMERYCZNEGO SKRZYDŁA

W tej części pracy poddano weryfikacji uproszczenia numeryczne, kwestie możliwej budowy skrzydła oraz modelowania materiału. Nieruchome skrzydło poddawano natarciu nieodkształcalnej belki o przekroju okrągłym z prędkością 10m/s zgodnie z Rys. 6. W obszarze przyszłego oddziaływania obiektów skrzydło zamodelowano ze znacznym zagęszczeniem siatki elementów skończonych.

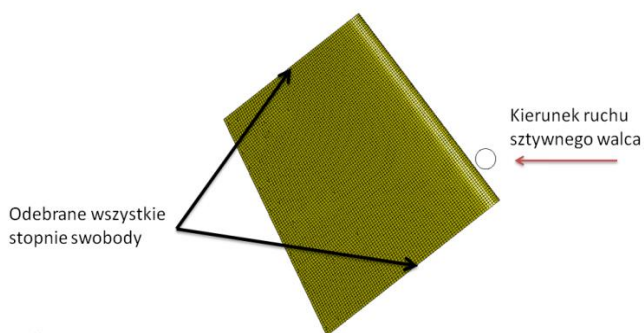
Sposób zamocowania skrzydła a także kierunek ruchu belki pokazano schematycznie na Rys. 7.



Rys. 5. Wykres siły reakcji w funkcji przemieszczenia dla badanej belki z drewna brzozy w przypadku wybranego modelu materiałowego (A1-Mat022) przy zmianie wytrzymałości włókien na rozciąganie oraz kryterium erozji elementów skończonych



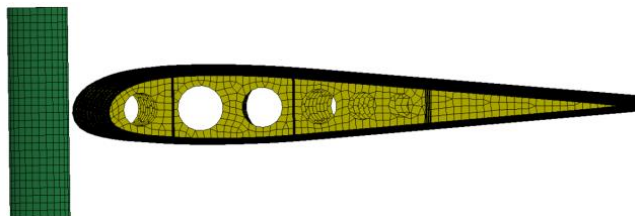
Rys. 6. Model fragmentu skrzydła i belki w chwili początkowej (siatka lokalnie zagęszczona)



Rys. 7.. Schemat zamocowania i kierunek ruchu belki

W pracy przeprowadzono pięć analiz wariantowych ze względu na:

- grubość ścianek struktury,
- budowę skrzydła z i bez uwzględniania perforacji uźebrowania (Rys. 8),
- zróżnicowanie współczynnika tarcia pomiędzy skrzydłem i walcem,
- przyjęcie różnych wielkości efektywnego odkształcenia plastycznego jako kryterium zniszczenia materiału,
- dyskretyzację numeryczną modeli.



Rys. 8. Model skrzydła z zastosowaniem perforacji żeber

Do opisu materiału - zarówno poszycia jak i żeber - zastosowano model dwuliniowy, sprężysto-plastyczny o właściwościach stopu aluminium D16. Dane materiałowe, pozyskane z literatury, przedstawiono w Tab. 5. Pomimo faktu, że przegląd literatury wykazał jasno znaczny rozrzut parametrów wspomnianego stopu, w pracy nie podejmowano zagadnienia ich wiarygodności. W tym przypadku niezbędnym jest bowiem wykonanie odpowiednich badań eksperymentalnych.

Tab. 5. Dane materiałowe – stop aluminium D16 [12]

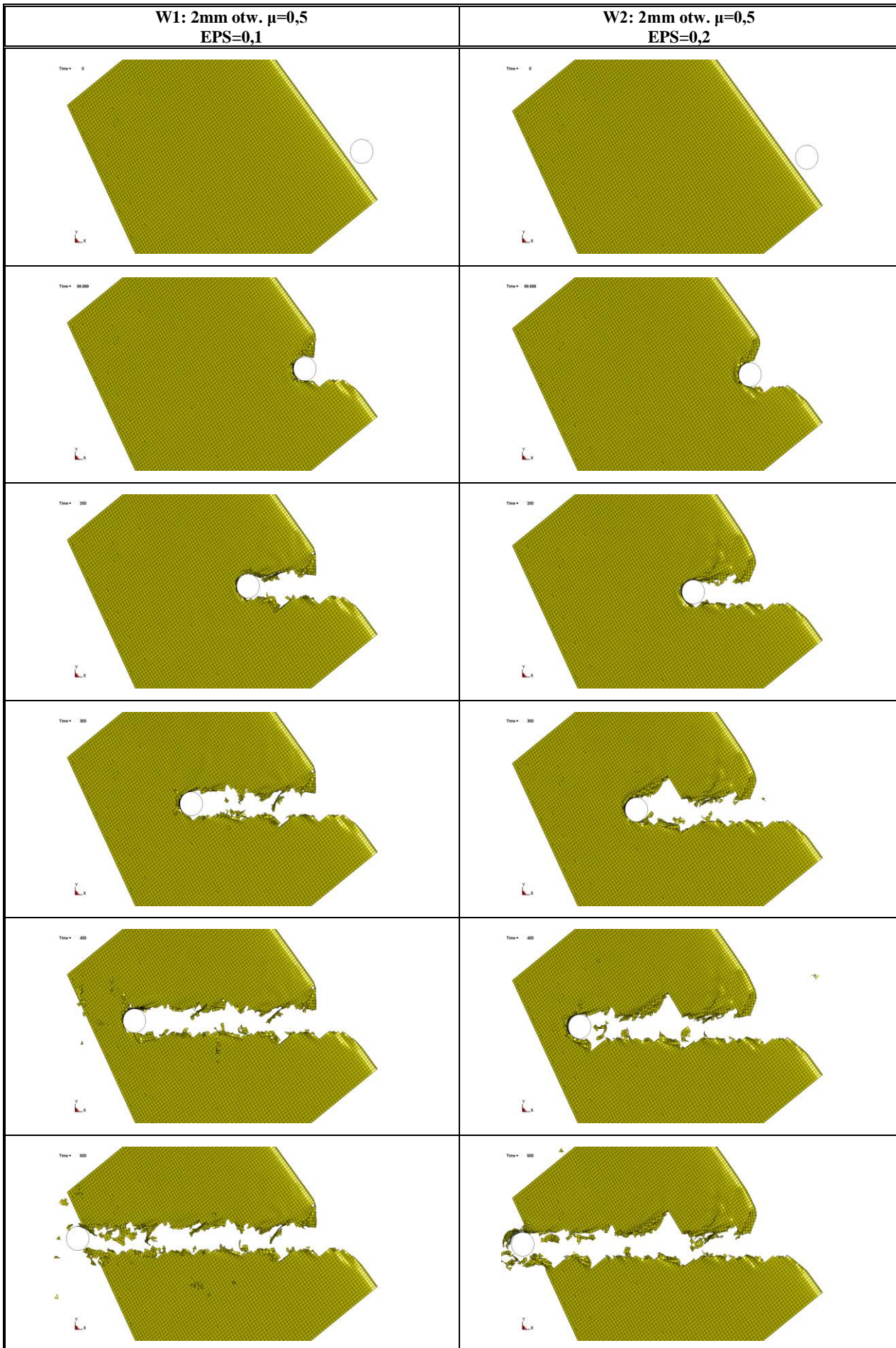
Nazwa	Symbol	Jednostka	Wartość
Moduł Younga	E	MPa	74000
Gęstość	ρ	kg/m ³	2850
Liczba Poisson'a	μ		0,3
Granica plastyczności	Re	MPa	345
Moduł styczny	Et	MPa	1250
Efektywne odkształcenia plastyczne	EPS		0,1

Ze względu na fakt, że konstrukcja skrzydła ma charakter cienkościenny, w rozwiązaniu problemu zastosowano elementy powłokowe, trójwęzłowe oraz czterowęzłowe z jednym punktem całkowania. W modelu z dyskretyzacją odniesienia użyto 21 tysięcy, z zagęszczeniem 67 tysięcy, a model z wycięciami zawierał 19,3 tysiąca elementów skończonych. Do analiz wykorzystano komercyjne oprogramowanie LS-DYNA, które stanowi bardzo rozbudowaną implementację metody elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu dedykowaną dla zagadnień dynamicznych typu "crash". Ze względu na dość dużą liczbę wariantów obliczeniowych szczegółowej analizie poddano jedynie niektóre z nich. Wyniki podano w formie wykresów, na których pokazana jest siła z jaką oddziałuje uderzające skrzydło na nieodkształcalną belkę.

Pierwszą z badanych zależności był wpływ zmiany efektywnego odkształcenia plastycznego niszczonego (EPS). Jest ono wyznaczone zgodnie ze wzorem:

$$EPS = \int \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^P * \dot{\epsilon}_{ij}^P} dt \quad (4)$$

W tym przypadku zastosowano dwie wielkości współczynnika: EPS=0,1 i EPS=0,2. W zagadnieniu założono istnienie otworów w uźebrowaniu, współczynnika tarcia $\mu=0,5$, a także przyjęto grubość ścianki 2mm. Wielkość siły podano w funkcji przemieszczenia belki na Rys. 10. Podobnie jak w pozostałych wykresach zastosowano tu filtr dolnoprzepustowy SAE 20Hz celem wyeliminowania oscylacji. Z wykresu widać jasno, że parametr EPS pełni kluczową rolę dla zachowania się,



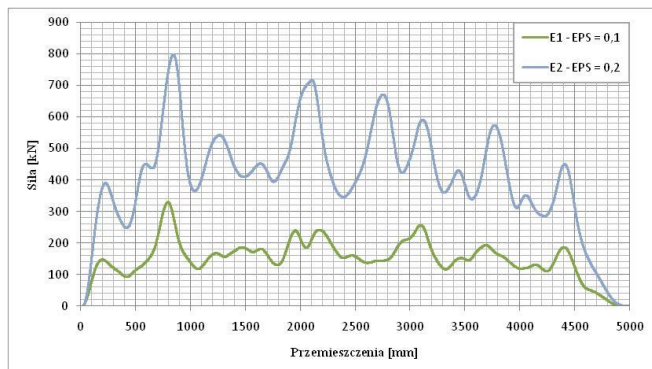
Rys. 9. Deformacja i niszczenie skrzydła dla dwóch wielkości zastępczego odkształcenia niszczonego w kolejnych chwilach czasu.

rozważanego stopu aluminium. Rejestrowana siła reakcji osiąga wartość ponad dwukrotnie wyższą dla wariantu W2 niż ma to miejsce w przypadku W1. Ponadto dla tego przypadku pokazano deformacje w kolejnych chwilach czasowych aż do momentu pełnej perforacji skrzydła przez belkę - co przedstawiono na Rys. 9. W związku z dużą niedokładnością rysunków technicznych dostępnych w literaturze dotyczących budowy skrzydła w dalszych krokach analizie poddano wpływ różnej grubości konstrukcji. Przyjęto kolejno grubość ścianki wynoszącą 1, 2 oraz 3mm, a także otwory w uźebrowaniu, EPS=0,1 oraz $\mu=0,5$. Zaprezentowane wykresy (Rys. 11) pokazują niemal liniową zależność siły reakcji od zadawanej grubości konstrukcji. Przyjęto kolejno grubość ścianki wynoszącą 1, 2 oraz 3mm, a także otwory w uźebrowaniu, EPS=0,1 oraz $\mu=0,5$. Zaprezentowane wykresy (Rys. 11) pokazują niemal liniową zależność siły reakcji od zadawanej grubości konstrukcji.

W dalszych analizach autorzy skupili się na kwestii podatności modelu numerycznego na dyskretyzację modelu. Na podstawie doświadczeń określono wielkość charakterystycznego elementu skończonego na dwóch poziomach. Skrzydła zawierały otwory w żebrach, parametr EPS=0,1, $\mu=0,5$. Interesujące jest, iż pomimo zadania dość dużej gęstości siatki w obydwu przypadkach wykres na Rys. 12 pokazuje ciągle istotną zależność siły od tego parametru. Choć różnice nie są znaczne i nie będą kluczowe dla ostatecznego wyniku, model wymaga dalszych badań celem wyeliminowania wpływu dyskretyzacji.

Badania literaturowe wykazały ponadto znaczną rozbieżność w zakresie współczynnika tarcia pomiędzy kontaktującymi się ciałami. Dla omawianego przypadku: drewna brzozy i stopu aluminium, odnalezienie danych nie było możliwe. Dlatego też zadano różne współczynniki tarcia ($\mu=0,1$ oraz $\mu=0,5$). W wariantach H1 oraz H2 przyjęto otwory w uźebrowaniu, grubość ścianki 2mm oraz EPS=0,1. Wykresy na Rys. 13 dają zbliżone wyniki. Oznacza to, że w procesie niszczenia tarcie pełni rolę drugoplanową.

Pomimo obecności perforacji w żebrach, na których rozpięto poszycie skrzydła, z dokumentacji trudno określić ich faktyczne gabaryty. Ponieważ do określenia wymiarów otworów użyto jedynie prostej proporcji, model poddano badaniu pod kątem zależności siły w miejscu kontaktu od ich średnicy. Zastosowano dwa zupełnie skrajne przypadki, pierwszy, w którym otwory są obecne oraz drugi, w którym nie występują. Wykres na Rys. 14. wykazuje pewne różnice w wielkości siły, jednak nie są one znaczące. Ponieważ wątpliwa jest jedynie kwestia wielkości i usytuowania perforacji żeber, a nie ich obecność można wnioskować, że model nie jest wrażliwy na te uproszczenia.

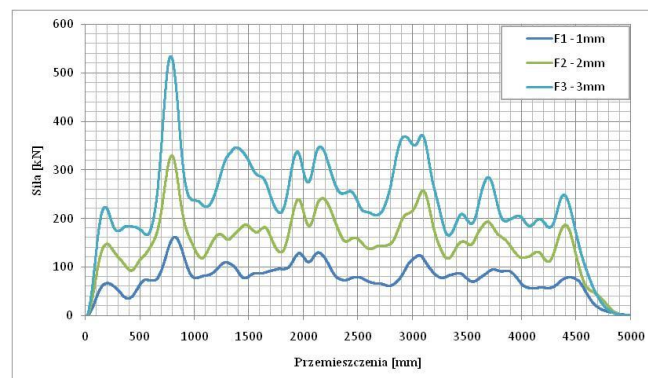


Rys. 10. Zależność siły oddziaływania skrzydła na belkę penetrującą w funkcji jej przemieszczenia dla dwóch wartości kryterium zniszczenia

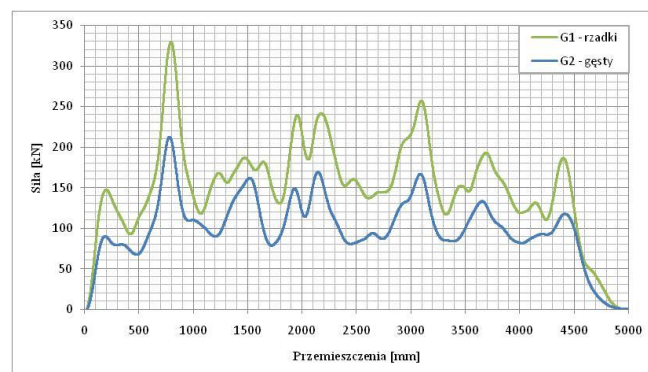
Ponadto w Tab. 6 podano wyniki w formie liczbowej. Wyznaczono siłę maksymalną oraz średnią dla badanego przemieszczenia belki - w każdym z analizowanych wariantów. Obserwujemy tu znaczny rozrzut wartości. Dla skrajnych przypadków wartość średnia różni się nawet kilkaset procent.

Tab. 6. Wyniki testów wariantowych dla różnych wartości parametrów

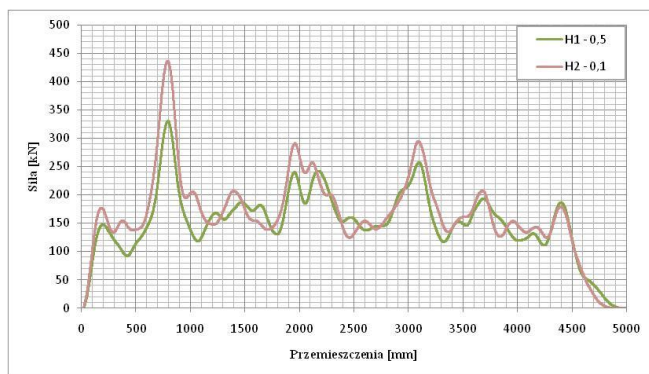
	Siła maksymalna [kN]	Siła średnia [kN]
1mm $\mu=0,5$ EPS=0,1	163	79,3
2mm $\mu=0,5$ EPS=0,1	374,3	172,1
3mm $\mu=0,5$ EPS=0,1	611,9	248,1
1mm otw. $\mu=0,5$ EPS=0,1	161,5	77,3
2mm otw. $\mu=0,5$ EPS=0,1	329,8	149,9
3mm otw. $\mu=0,5$ EPS=0,1	534,3	231,2
2mm otw. $\mu=0,5$ EPS=0,2	797,1	407,3
2mm otw. $\mu=0,1$ EPS=0,1	435,4	164,8
1mm gęsty $\mu=0,5$ EPS=0,1	144,8	54,2
2mm gęsty $\mu=0,5$ EPS=0,1	274,6	127,2
3mm gęsty $\mu=0,5$ EPS=0,1	418,3	190,4
1mm otw. gęsty $\mu=0,5$ EPS=0,1	121,7	49,8
2mm otw. gęsty $\mu=0,5$ EPS=0,1	212,6	99,5
3mm otw. gęsty $\mu=0,5$ EPS=0,1	362,9	163,9



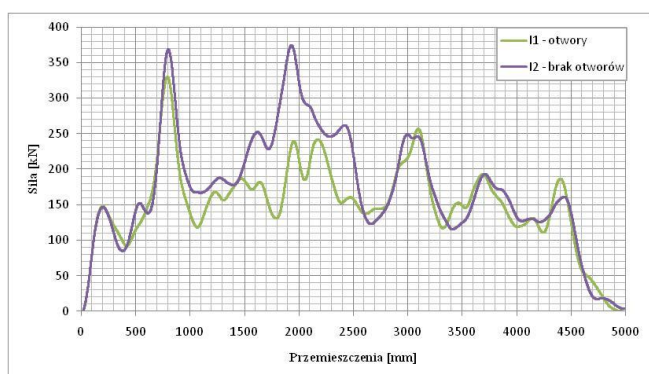
Rys. 11. Zależność siły oddziaływania skrzydła na belkę penetrującą w funkcji jej przemieszczenia dla trzech grubości struktury



Rys. 12. Zależność siły oddziaływania skrzydła na belkę penetrującą w funkcji jej przemieszczenia dla dwóch poziomów dyskretyzacji przestrzennej



Rys. 13. Zależność siły oddziaływania skrzydła na belkę penetrującą w funkcji jej przemieszczenia dla dwóch współczynników tarcia



Rys. 14. Zależność siły oddziaływania skrzydła na belkę penetrującą w funkcji jej przemieszczenia w przypadku występowania otworów w żebrach oraz w sytuacji ich braku

4. WNIOSKI

W celu opracowania wiarygodnego modelu drewna brzozy, który będzie mógł zostać w przyszłości wykorzystany do symulacji zderzenia skrzydła samolotu TU-154M z brzozą, konieczne są specjalistyczne badania materiałowe sprzężone z modelowaniem numerycznym. Uzyskane w ten sposób dane powinny zapewnić:

- wybór najbardziej odpowiedniego sformułowania modelu konstytutywnego,
- zestawienie parametrów charakteryzujących sprężystość materiału z uwzględnieniem błędów statystycznych,
- dobór parametrów opisujących wytrzymałość drewna (również biorąc pod uwagę błąd statystyczny),
- określenie dodatkowych danych wymaganych przez modele konstytutywne, przewidziane do modelowania drewna, zawarte w bibliotece systemu LS-DYNA.

Zbudowanie wiarygodnego modelu numerycznego skrzydła wymaga przeprowadzenia identyfikacyjnych badań materiałowych, ukierunkowanych na wyznaczenie stałych do modeli materiałowych. Niezbędna jest także walidacja wyników z obliczeniami numerycznymi uzyskanymi na drodze eksperymentalnej. Ewentualna zgodność danych empirycznych z procesem symulacji pozwoli na dostarczenie wiarygodnych ustaleń uwzględniających zmiany warunków początkowo-brzegowych (np. większa prędkość uderzenia, inny kąt uderzenia, itp.). Pokazany przypadek quasi statycznego badania numerycznego można w przyszłości wykorzystać do walidacji modelu numerycznego fragmentu skrzydła na maszynie wytrzymałościowej.

Literatura cytowana

- [1] Splawa-Neyman, Stanisław i Owczarzak, Zofia. Instytut Technologii Drewna. *Bazy danych Vademecum Brzoza*. [Online] <http://www.itd.poznan.pl>.
- [2] Krzysik, Franciszek. *Nauka o drewnie*. Warszawa : PWN, 1975.
- [3] Binienda, Wiesław, K. plus.google.com. *Analysis of the Presidential Plane Crash in Smolensk, Russia, on April 10, 2010*. [Online] 2011. <https://plus.google.com/photos/11554590783549545747/albums/5649876474166712737/5649877632540918162?banner=pwa>.
- [4] Kretschmann, David, E. *Mechanical Properties of Wood*. General Technical Report FPL–GTR–190.
- [5] [Online] MatWeb LLC. www.matweb.com.
- [6] LS-DYNA Keyword User's Manual Version 971 / Rev 5. Livermore, CA USA : Livermore Software Technology Corporation (LSTC), May 2010. ISBN 0-9778540-2-7.
- [7] Chang, F.K. and Chang, K.Y. A Progressive Damage Model for Laminated Composites Containing Stress Concentration. *J. of Composite Materials*. 1987, Vol. 21, pp. 834-855
- [8] Chang, F.K. and Chang, K.Y. Post-Failure Analysis of Bolted Composite Joints in Tension or Shear-Out Mode Failure. *J. of Composite Materials*. 1987, Vol. 21, pp. 809-833.
- [9] Xiao, J.R., Gama, B.A. i Gillespie Jr., J.W. Progressive damage and delamination in plain weave S-2 glass/SC-15 composites under quasi-static punch-shear loading. *Composite Structures*. 2007, Tom 78, 2, strony 182-196.
- [10] *Crashworthiness Analysis with Enhanced Composite Material Models in LS-DYNA- Merits and Limits*. Schweizerhof, K., i inni. Detroit : LS-DYNA World conference, 1998.
- [11] LS-DYNA Keyword User's Manual Version 971 / Rev 5. Livermore, CA USA : Livermore Software Technology Corporation (LSTC), May 2010. ISBN 0-9778540-2-7.
- [12] *Марочник Стали И Сплавов*. [Online] www.splav.kharkov.com.