

# **A u t o r e f e r a t**

## **h a b i l i t a c y j n y**

przedstawiający dorobek i osiągnięcie naukowe habilitanta,  
wynikające z art. 16 ust.2 ustawy z dnia 14 marca 2003 r. o stopniach naukowych i tytule  
naukowym oraz o stopniach i tytule w zakresie sztuki  
(Dz. U. 2016 r. poz. 882 ze zm. w Dz. U. z 2016 r. poz. 1311.)

**dr inż. Sylwester Samborski**

Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny,

Katedra Mechaniki Stosowanej,

ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin

[s.samborski@pollub.pl](mailto:s.samborski@pollub.pl), tel. 815384571

URL: <http://samborski.pollub.pl>

*Sylwester Samborski*

### 1. Imię i Nazwisko.

**Sylwester Samborski**

### 2. Posiadane dyplomy, stopnie naukowe/ artystyczne – z podaniem nazwy, miejsca i roku ich uzyskania oraz tytułu rozprawy doktorskiej.

Tytuł magistra inżyniera: Politechnika Lubelska, 1998

Stopień doktora n. t.: Politechnika Lubelska, 2006

Tytuł rozprawy doktorskiej:

„Badania rozwoju uszkodzeń w porowatych materiałach ceramicznych”

### 3. Informacje o dotychczasowym zatrudnieniu w jednostkach naukowych/ artystycznych.

Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Stosowanej	1998 - 2006 – asystent 2007 - 2015 – adiunkt od 2015 – starszy wykładowca
Państwowa Wyższa Szkoła Zawodowa w Chełmie, Instytut Nauk Technicznych	od 2007 – starszy wykładowca

### 4. Wskazanie osiągnięcia\* wynikającego z art. 16 ust. 2 ustawy z dnia 14 marca 2003 r. o stopniach naukowych i tytule naukowym oraz o stopniach i tytule w zakresie sztuki (Dz. U. 2016 r. poz. 882 ze zm. w Dz. U. z 2016 r. poz. 1311.):

a) tytuł osiągnięcia naukowego/artystycznego,

#### **„Identyfikacja uszkodzeń w laminatach kompozytowych”**

b) publikacje (autor/autorzy, tytuł/tytuły publikacji, rok wydania, nazwa wydawnictwa, recenzenci wydawniczy),

Prace wymienione w tym podpunkcie podaję **w porządku chronologicznym**. Większość z nich została opublikowana w czasopismach naukowych z tzw. *Impact Factorem* (IF), znajdujących się w bazie *Journal Citation Reports* (JCR) oraz na ministerialnej liście A. Wśród podanych niżej artykułów **5 to prace samodzielne (w tym 2 z listy A)**.

- P1. Manoach E., **Samborski S.**, Warmiński J., 2011, *Delamination Detections of Laminated, Nonlinear Vibrating and Thermally Loaded Beams*, Springer Proceedings in Physics, 139:67-73; DOI: 10.1007/978-94-007-2069-5\_8, ISBN: 978-94-007-2068-8
- P2. Manoach E., **Samborski S.**, Mitura A., Warmiński J., 2012, *Vibration based damage detection in composite beams under temperature variations using Poincare maps*, International Journal of Mechanical Sciences, 62 (1):120-132, DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2012.06.006, **IF2012=1,613**
- P3. Manoach E., Warmiński J., Mitura A., **Samborski S.**, 2012, *Dynamics of a composite Timoshenko beam with delamination*, Mechanics Research Communications, 46:47-53; DOI: 10.1016/j.mechrescom.2012.08.008, **IF2012=1,050**
- P4. Manoach E., Warmiński J., Mitura A., **Samborski S.**, 2013, *Dynamics of a laminated composite beam with delamination and inclusions*, European Physical Journal - Special Topics, 222 (7):1649-1664, DOI: 10.1140/epjst/e2013-01952-6, **IF2013=1,760**
- P5. **Samborski S.**, 2014, *Modeling of Delamination Influence on Mechanical Characteristics of Composite Cantilever Beam*, Composites Theory and Practice, 14(4):177-182; ISSN 2084 6096
- P6. Teter A., Dębski H., **Samborski S.**, 2014, *On buckling collapse and failure analysis of thin-walled composite lipped-channel columns subjected to uniaxial compression*, Thin-Walled Structures, 85:324-331, DOI: 10.1016/j.tws.2014.09.010, **IF2014=1,749**
- P7. Kubiak T., **Samborski S.**, Teter A., 2015, *Experimental investigation of failure process in compressed channel-section GFRP laminate columns assisted with the acoustic emission method*, Composite Structures, 133:921-929; DOI: 10.1016/j.compstruct.2015.08.023, **IF2015=3,853**
- P8. Warmińska A., Manoach E., Warmiński J., **Samborski S.**, 2015, *Regular and chaotic oscillations of a Timoshenko beam subjected to mechanical and thermal loadings*, Continuum Mechanics and Thermodynamics, 27:719-737; DOI: 10.1007/s00161-014-0381-6, **IF2015=1,849**
- P9. **Samborski S.**, Wiczorkiewicz J., Rusinek R., 2015, *A Numerical-Experimental Study on Damaged Beams Dynamics*, Eksploatacja i Niezawodność - Maintenance and Reliability, 17(4):624-631; DOI: 10.17531/ein.2015.4.20, **IF2015=1,248**
- P10. **Samborski S.**, 2016, *Experimental Verification of Defect's Influence on Beams' Dynamics Using Laser Scanning Vibrometry*, Solid State Phenomena, 240:36-41; DOI: 10.4028/www.scientific.net/SSP.240.36
- P11. **Samborski S.**, Smagowski W., Teter A., Chodurski M., 2016, *Application of 3-D Laser Scanning Vibrometer in Determination of Free Vibration Frequencies of Composite Plates with Damage*, Solid State Phenomena, 240:42-48; DOI: 10.4028/www.scientific.net/SSP.240.42
- P12. Dębski H., Teter A., Kubiak T., **Samborski S.**, 2016, *Local buckling, post-buckling and collapse of thin-walled channel section composite columns subjected to quasi-static compression*, Composite Structures, 136:593-601; DOI 10.1016/j.compstruct.2015.11.008, **IF2016=3,853**
- P13. **Samborski S.**, 2016, *Effect of Boundary Conditions on the Distribution of Mode I Fracture Toughness along Delamination Front in CFRP Laminates with General Fiber Orientation*, Mechanics and Mechanical Engineering, 20(2):121-127; ISSN: 1428-1511
- P14. **Samborski S.**, 2016, *Numerical Analysis of the DCB Test Configuration Applicability to Mechanically Coupled Fiber Reinforced Laminated Composite Beams*, Composite Structures, 152:477-487; DOI: 10.1016/j.compstruct.2016.05.060, **IF2016=3,853**

P15. **Samborski S.**, 2017, *Analysis of the End-Notched Flexure Test Configuration Applicability for Mechanically Coupled Fiber Reinforced Composite Laminates*, Composite Structures, 163:342-349; DOI: 10.1016/j.compstruct.2016.12.051, **IF2016=3,853**

c) omówienie celu naukowego/artystycznego ww. pracy/prac i osiągniętych wyników wraz z omówieniem ich ewentualnego wykorzystania.

Wymienione w p. 4 b) prace naukowe przedstawiają mój dorobek naukowy, na tle ewolucji mojego obszaru naukowego na przestrzeni ostatnich 7 lat. Z tego powodu **podzieliłem poniższy opis na 3 części**. W stosunku do badań prowadzonych w ramach realizacji pracy doktorskiej, w której zajmowałem się badaniem uszkodzenia w tworzywach ceramicznych, rozszerzyłem obszar moich studiów dotyczących identyfikacji uszkodzenia na kompozyty laminatowe, powszechnie stosowane w lotnictwie, a także innych branżach przemysłu. Okazją do tego stała się współpraca przy realizacji zadania badawczego ZB14 w ramach konsorcjum **CZT "AERONET - Dolina Lotnicza"** (Politechnika Rzeszowska) oraz **współpraca międzynarodowa w ramach Centrum Doskonałości „CEMCAST”** (projekt europejski w 7. PR UE, Politechnika Lubelska). Ponadto moje badania naukowe prowadziłem **w ramach 3 projektów finansowanych przez Narodowe Centrum Nauki (NCN)**. Dzięki temu miałem okazję pracować równolegle w dwóch zespołach badawczych, zaangażowanych w badania wpływu uszkodzenia na właściwości mechaniczne struktur kompozytowych, w warunkach obciążeń dynamicznych (drżania belek z uszkodzeniem) oraz w warunkach obciążeń quasi-statycznych (ściskanie i wyboczenie profili cienkościennych). Wykorzystałem przy tym moje doświadczenie w dziedzinie identyfikacji uszkodzenia materiałów konstrukcyjnych, jak też zdobyłem nową wiedzę i umiejętności, szczególnie w zakresie badań zjawiska *delaminacji*. Należy przy tym podkreślić, że **delaminacja**, czyli pękanie międzywarstwowe jest jedną z głównych form uszkodzenia kompozytów, obok pęknięcia osnowy – matrycy żywicznej, pęknięcia włókien wzmocnienia i tym podobnych zjawisk. Z kolei pojęcie **identyfikacja** w odniesieniu do uszkodzenia obejmuje jego **wykrywanie, lokalizowanie, ocenę rozległości**, a także **modelowanie i prognozowanie**.

W opisie mojego osiągnięcia naukowego przedstawionym niżej, znalazły się wszystkie wymienione wyżej aspekty identyfikacji uszkodzenia w laminatach kompozytowych. Opracowałem bowiem procedury doświadczalne wykrywania i lokalizowania uszkodzenia z zastosowaniem tzw. *emisji akustycznej* (EA) oraz *skaningowej wibrometrii laserowej* (SWL). Zbudowałem modele komputerowe MES (*metoda elementów skończonych*) belek laminatowych z delaminacją i przeprowadziłem setki czasochłonnych symulacji. W wyniku prac badawczych związanych z określaniem **odporności na delaminację** specjalnej grupy laminatów kompozytowych, tzn. laminatów o niestandardowych układach warstw, wykazujących sprzężenia mechaniczne, opracowałem nowe miary niesymetrycznych rozkładów współczynnika uwalniania energii (WUE; w j. angielskim *strain energy release rate*, SERR), dążąc do opracowania procedur doświadczalnych **prognozowania delaminacji w laminatach sprzężonych** poddanych obciążeniom mechanicznym.

Wyniki przeprowadzonych dotychczas badań pozwoliły mi złożyć wniosek o grant NCN w konkursie OPUS11. **Grant nr DEC-2016/21/B/ST8/03160 pt. „Analiza numeryczna i weryfikacja doświadczalna metod wyznaczania krytycznego współczynnika uwalniania energii w przypadku kompozytów laminatowych o dowolnej orientacji włókien wzmocnienia”** został mi przyznany pod koniec 2016 roku, decyzją Dyrektora NCN. Dzięki temu mogę kontynuować dotychczasowe badania i tworzyć załóżek własnego zespołu badawczego. W trakcie prowadzonych badań doświadczalnych opracowałem i obroniłem **patent nr PAT.225617** (zob. p. 5 poniżej) na specjalny uchwyt do obciążania próbek w postaci belek kompozytowych w konfiguracji DCB (z j. ang. *double cantilever beam*), ze sprzężeniami mechanicznymi.

Poniżej przedstawiłem szczegółowy opis osiągnięcia naukowego, będącego podstawą mojego wniosku habilitacyjnego. Opisowi temu nadałem **quasi-chronologiczny, uporządkowany tematycznie układ**, na tle poszczególnych publikacji wymienionych w p. 4 b).

**Pierwsza część osiągnięcia naukowego** dotyczy badań wpływu delaminacji na zmianę właściwości dynamicznych struktur wykonanych z laminatów kompozytowych, a zwłaszcza belek. Jedną z hipotez przyjętych podczas modelowania delaminacji w belkach kompozytowych mówiła, że można wykryć oraz zlokalizować uszkodzenie badając odpowiedź dynamiczną (drżania) układu – belki z defektem i porównując otrzymane wyniki ze strukturą tzw. *zdrową* (z j. ang. *healthy*) – bez uszkodzenia. W tym celu, współpracując z prof. E. Manoachem (Bulgarian Academy of Sciences) i zespołem prof. J. Warmińskiego (Politechnika Lubelska), **w ramach projektu europejskiego nr FP7-245479 („CEMCAST”)** opracowałem w środowisku *Abaqus* modele MES belek z uszkodzeniem.

Dla przyjętych danych materiałowych i założonych wymiarów belek zbudowałem pierwotnie proste modele jednowymiarowe (1D; w j. ang. *wire*) oraz modele przestrzenne (3D) bryłowe belek ze *stacjonarnym* (bez możliwości propagacji) uszkodzeniem. Belkom nadałem tzw. *efektywne* stałe materiałowe, np.  $E_{\text{eff}}$  [P1-P2], obliczone na podstawie rzeczywistych danych dla materiałów kompozytowych, a miejsce uszkodzenia (defekt) cechowało się obniżoną wartością stałych efektywnych, bądź zmniejszonym proporcjonalnie wymiarem przekroju poprzecznego. W kolejnych modelach belka została podzielona na tzw. *sublaminaty*, dzięki czemu możliwe stało się bardziej realistyczne modelowanie delaminacji – z uwzględnieniem zjawisk kontaktowych: sił normalnych, stycznych, tarcia, a także zjawisk otwierania się i zamykania rozwarstwienia [P3-P4].

Poprzez rozwiązanie zagadnienia własnego metodą MES z wykorzystaniem algorytmu Lanczosa pokazałem, że analiza zmian częstości własnych nie jest wystarczająco dokładną metodą wykrywania uszkodzenia w belkach, a zmiany postaci własnych trudno sparametryzować, aby uzyskać informację o występowaniu, czy też umiejscowieniu defektu. Niemniej jednak, wyniki numeryczne potwierdziłem w badaniach eksperymentalnych belek i płyt, z wykorzystaniem wibrometru laserowego [P9-P11].

Z drugiej strony, na uwagę zasługuje analiza wpływu położenia i rozmiaru defektu na zmiany częstości drgań własnych belek. W pracy [P5] pokazałem, że o stopniu obniżenia częstości drgań własnych belki z uszkodzeniem (delaminacją) w stosunku do belki zdrowej, decyduje wielkość defektu, a zmiany kolejnych częstości własnych mogą być niemonotonicznymi funkcjami współzależnej określającej położenie defektu; dla belki wspornikowej to zjawisko jest szczególnie silne w przypadku drugiej i wyższych częstości własnych. Wykazałem niniejszym, że w pewnych przypadkach umiejscowienia defektu może on mieć – paradoksalnie - pozytywny wpływ na ograniczenie amplitudy drgań belki uszkodzonej, czyli może spowodować osłabienie zjawiska rezonansu.

W poszukiwaniu bardziej skutecznych metod dynamicznych wykrywania i lokalizowania uszkodzenia laminatów kompozytowych, przeanalizowałem przebiegi czasowe drgań wymuszonych modeli belek, z częstościami wymuszenia zbliżonymi do pierwszej częstości własnej ( $\omega_e = (0,5-0,8) \cdot \omega_0$ ). Wykazałem, że odpowiedzi układu w dziedzinie czasu są znacznie bardziej indykatywne, jeśli chodzi o wykrywanie uszkodzenia, niż częstości własne (por. Fig. 13 w [P2]). Przedstawienie otrzymanych wyników w *przestrzeni fazowej*, w postaci tzw. *portretów fazowych* (Fig. 15 w [P2]) w sposób bardzo wyraźny ukazuje wpływ uszkodzenia na zmianę odpowiedzi dynamicznej układu. Z kolei lokalizację defektu określiłem na podstawie map Poincarégo, otrzymanych dla kolejnych  $i$ -tych punktów kontrolnych na długości belki (Fig. 11 w [P2]), obliczając i tworząc wykresy tzw. *dynamicznego wskaźnika uszkodzenia* (z j. ang. *damage index*, DI), opracowanego przez prof. E. Manoacha [P1-P3]. Funkcja  $DI(i)$  służy do wykrywania, a przede wszystkim lokalizowania defektu w badanej strukturze na podstawie danych z map Poincarégo. Poprzez obliczanie wartości  $DI(i)$  i wyznaczanie maksimum otrzymanych numerycznie wykresów dokładnie lokalizowałem defekt na długości modelu MES belki. Użyteczność metody dynamicznego wskaźnika uszkodzenia potwierdziłem następnie w badaniach doświadczalnych drgań wymuszonych kompozytowej belki wspornikowej z delaminacją [P2].

W celu stworzenia możliwości szybkiej rekonfiguracji układu warstw laminatu opracowałem nowy, przestrzenny powłokowy model belki kompozytowej z delaminacją w płaszczyźnie środkowej. Fizycznym odpowiednikiem modelu była wytworzona z kompozytu szklano-epoksydowego belka ze sztucznie wprowadzoną delaminacją w postaci filmu teflonowego, dzięki czemu mogłem zweryfikować wyniki symulacji MES za pomocą prób stanowiskowych drgań wymuszonych belek zdrowych i uszkodzonych, z zastosowaniem kamery szybkostrzelnej (por. Fig. 12 w [P2]).

Mając na uwadze możliwe oddziaływania kontaktowe obu części laminatu (sublaminatów) rozdzielonych delaminacją, a także dążąc do wiernego odwzorowania kinematyki belki poddanej drganiom wymuszonym, w pracy [P3] sięgnięto po geometrycznie nieliniowy model belki Timoshenki. Pozwoliło to na zbadanie wpływu grubości belki na siły tnące między sublaminatami, a także siły normalne w warunkach kontaktu lub otwierania się delaminacji. Doświadczenia z zastosowaniem młotka modalnego, które przeprowadziłem na belkach

kompozytowych w warunkach obustronnego utwierdzenia (por. Fig. 2 w [P3]) pokazały bardzo dobrą zgodność przebiegów czasowych drgań tłumionych po wymuszeniu impulsowym z wynikami numerycznymi dla modelu Timoshenki (Fig. 3 w [P3]). Rozwiązanie nieliniowych równań ruchu przeprowadzono *metodą różnic skończonych* i *metodą Geara*, przy czym uwzględniono zjawisko wzajemnego tarcia sublaminatów (Fig. 4 w [P3]), wprowadzając do równań ruchu odpowiednie współczynniki tłumienia ( $c_1$  i  $c_2$  w równaniu (1) w [P3]). Efekt tłumienia związany z tarciami potwierdziłem w pracy [P5] (Fig. 7), gdzie zwiększony współczynnik tarcia w przestrzennym modelu powłokowym praktycznie likwidował wpływ położenia defektu na obniżenie pierwszej częstości własnej belki wspornikowej. Efekt ten występował niezależnie od przyjętej konfiguracji warstw laminatu. Pokazałem też, że zmiany częstości własnych są ściśle związane z rozległością uszkodzenia. Z kolei Fig. 9 w pracy [P3] dowodzi konieczności uwzględnienia sił tnących przy deformacji zwłaszcza grubych belek, co potwierdza użyteczność modelu belki Timoshenki.

W celu doświadczalnego zweryfikowania modelu uwzględniającego tarcie na powierzchniach delaminacji przygotowałem specjalne próbki z laminatów ze wstawkami z materiałów o znanym współczynniku tarcia. W ten sposób wyniki symulacji zostały doświadczalnie potwierdzone w pracy [P4], w której na Fig. 4 pokazano wpływ współczynnika tarcia na odpowiedź dynamiczną belki obustronnie utwierdzonej, przy wymuszeniu impulsowym. Wyraźnie widoczne jest przesunięcie pików siły w belkach uszkodzonych w stosunku do wykresu dla belki zdrowej, co wynika ze zmiany częstości własnej wskutek wprowadzenia delaminacji; widoczne są też różnice dla poszczególnych materiałów wstawek, co wiąże się z różnym współczynnikiem tarcia na powierzchni delaminacji. Podobne wnioski można wyciągnąć analizując Fig. 5 w [P4], na którym drgania belek ze wstawkami o większym współczynniku tarcia (stal lub tytan) są ewidentnie silniej tłumione. Natomiast Fig. 6-8, na których wyniki symulacji numerycznych są niemal identyczne z wynikami doświadczalnymi, potwierdzają poprawność modelu w zastosowaniu do symulowania odpowiedzi dynamicznej belek kompozytowych z delaminacją.

Osobnym zagadnieniem w badaniach drgań belek było uwzględnienie wpływu pola temperatury na dynamiczną odpowiedź układu. Wyniki sprzężonych symulacji cieplno-mechanicznych, które przedstawiłem dla belki kompozytowej w ujęciu Timoshenki w pracy [P8], potwierdziły obliczenia analityczne współautorów, w zakresie pierwszych trzech częstości i postaci drgań własnych, przy zadanych warunkach brzegowych. Model MES belki składał się z elementów skończonych typu C3D8T (bryłowe, 2-go rzędu, ze sprzężeniem cieplno-mechanicznym, pełnym całkowaniem i kontrolą tzw. *efektu klepsydry* – z j. ang. *hourglassing*). Wartość strzałki ugięcia trójwymiarowego modelu MES belki obciążonej niejednorodnym polem temperatury, które powoduje wyboczenie belki, była niemal identyczna z wynikiem obliczeń teoretycznych dla laminatu o poprzecznym układzie warstw ( $0^\circ/90^\circ$ , w j. ang. *cross-ply laminate*). Wnioski z przeprowadzonych badań to przede wszystkim stwierdzenie istotnego wpływu temperatury na odpowiedź dynamiczną belki kompozytowej, w tym na wartości częstości drgań własnych. Uwzględnienie wpływu temperatury w badaniach belek z uszkodzeniem okazało się istotne z punktu widzenia procedur identyfikacji,

a szczególnie lokalizacji uszkodzenia. Jak bowiem pokazano w pracy [P1] (Fig. 6), zmiana temperatury układu może wpływać na wartości funkcji dynamicznego wskaźnika uszkodzenia, nie zmieniając jednak zasadniczo odciętej odpowiadającej maksimum wykresu DI. Oznacza to, że wskaźnik DI jest niewrażliwy na umiarkowane zmiany temperatury układu. Wniosek ten wypływa także z pracy [P2] – zob. Fig. 6-10.

Korzystając z doświadczeń zdobytych we współpracy z prof. E. Manoachem rozszerzyłem zakres analiz numerycznych belek z defektem, podejmując próbę zastosowania tzw. *wykresów rekurencyjnych* (WR, w j. ang. *recurrence plots*) do identyfikacji uszkodzenia. Jak wykazałem w pracy [P9], ta nowa metoda sprawdza się jako narzędzie numeryczne do wykrywania uszkodzenia w belkach, przy różnych warunkach brzegowych. Jest ona bardziej czuła na występowanie uszkodzenia, niż porównywanie częstości własnych, zwłaszcza tych niższych, gdyż wykorzystuje dane z dziedziny czasu – przebiegi czasowe, które lepiej nadają się do wykrywania uszkodzeń, jak już wspomniano wyżej.

**Drugą częścią mojego osiągnięcia naukowego** były badania cienkościennych słupów kompozytowych poddanych równomiernemu ścisnaniu z uwzględnieniem zjawisk lokalnej i globalnej utraty stateczności (wyboczenie). Badania wykonałem w zespole prof. T. Kubiaka z Politechniki Łódzkiej oraz prof. A. Tetera i prof. H. Dębskiego z Politechniki Lubelskiej, którzy prowadzili symulacje MES ścisnienia i wyboczenia profili kompozytowych o przekrojach otwartych typu C lub  $\Omega$ , w programach *Ansys* i *Abaqus*. Moim zadaniem była identyfikacja uszkodzenia profili w czasie rzeczywistym, podczas prowadzonych eksperymentów.

Podstawowym narzędziem badawczym, którego używałem, był zestaw do pomiarów emisji akustycznej, umożliwiający detekcję fal sprężystych o częstotliwościach powyżej 100kHz, generowanych w laminacie przez różnego rodzaju zjawiska uszkodzenia, występujące w czasie obciążania struktury kompozytowej - od zakresu dokrytycznego, poprzez wyboczenie, aż po stan daleko zakrytyczny i globalną utratę stateczności słupa. Pomiar EA prowadziłem na tle siły ściskającej oraz odkształceń profilu, monitorowanych za pomocą tensometrów oporowych, przy wspólnej podstawie czasu. Umożliwiło mi to skorelowanie wykrytych zjawisk uszkodzenia ze *ścieżkami równowagi* słupów. Badaniom stanowiskowym poddano dwa rodzaje słupów kompozytowych w formie profili cienkościennych o przekrojach otwartych typu C lub  $\Omega$ , o różnych sekwencjach warstw. Wstępna analiza postaci wyboczenia wykonana za pomocą modeli MES w środowisku *Ansys* oraz *Abaqus* przez współautorów prac [P6, P7, P12] pozwoliła mi na odpowiednie umieszczenie czujnika EA w czasie eksperymentów. Wskutek monitorowania procesu obciążania profili kompozytowych stwierdziłem, że najbardziej rozległym defektem była delaminacja od naroża (por. Fig. 5 w [P6], Fig. 6 w [P7], Fig. 9 w [P12]). W czasie dalszych prac związanych z obróbką danych z emisji akustycznej, poprzez przeprowadzenie szczegółowej, niestandardowej analizy sygnału EA określiłem zarówno rodzaje, jak też kolejność występowania poszczególnych zjawisk uszkodzenia i skorelowałem te dane z uskokami na ścieżkach równowagi. Najbardziej szczegółowo opisałem wyniki przeprowadzonych analiz w pracy [P7], w której precyzyjnie odniosłem początek narastania



skumulowanych wykresów tzw. liczby zliczeń EA (z j. ang. *counts*) i tzw. liczby zdarzeń EA (z j. ang. *hits*) do obliczonej numerycznie i wyznaczonej doświadczalnie siły  $P_{FPF}$ , odpowiadającej zniszczeniu pierwszej warstwy (z j. ang. *first ply failure*) – por. Fig. 8-13, podpunkty a) i b) w pracy [P7]. Ogólnie mówiąc, każda ścieżka równowagi posiadała dwa piki (maksima), przy czym pierwszy pik określany jest w literaturze dotyczącej emisji akustycznej mianem *punktu odrzutu* (z j. ang. *kick point*). Efekt ten zaobserwowałem w każdej z badanych próbek z obu serii (C i  $\Omega$ ), niezależnie od wartości siły  $P_{FPF}$ . Wskutek przeprowadzonych analiz sygnału EA stwierdziłem, że efekt ten jest typowym objawem zainicjowania delaminacji (często jeszcze nie widocznej nieuzbrojonym okiem), po którym może następować tzw. *zjawisko mostkowania* (z j. ang. *bridging phenomenon*) włókien wzmocnienia. Z kolei wartość siły odpowiadającej zniszczeniu pierwszej warstwy laminatu ( $P_{FPF}$ ) zmieniała się w zależności od sekwencji warstw, co odczytałem jako konieczność zbadania wpływu konfiguracji kompozytu na jego odporność na delaminację, czyli pękanie międzywarstwowe. Analizy tego problemu przeprowadziłem w pracach [P13-P15] uwzględniając dodatkowo możliwość występowania sprzężeń mechanicznych w laminatach o dowolnym układzie warstw. Szczegóły tych badań przedstawiłem dalej – w opisie trzeciej części mojego osiągnięcia naukowego.

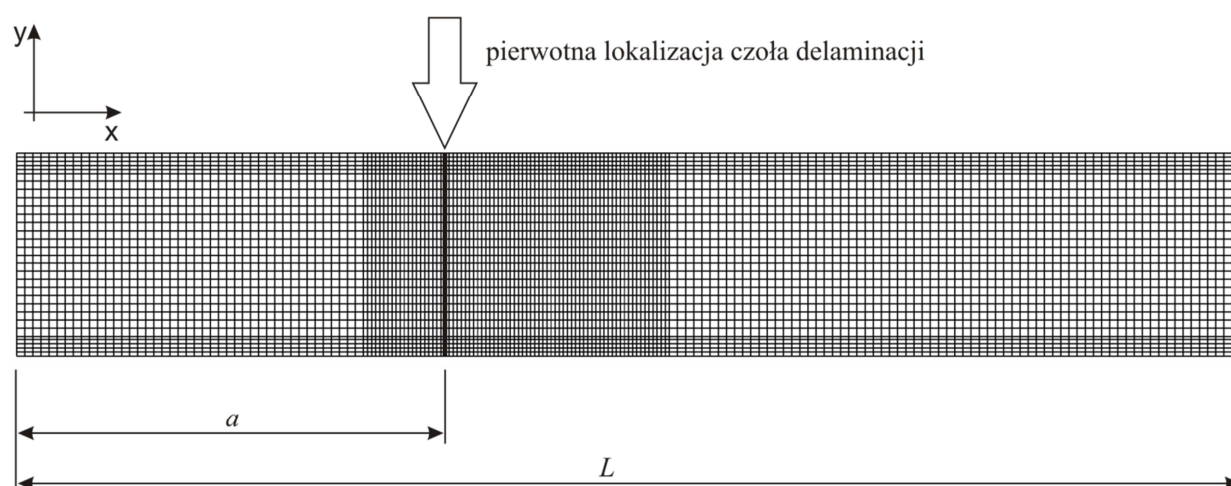
Opracowane przeze mnie wykresy energii sygnału EA osiągały maksima w czasie globalnej utraty stateczności słupów, gdzie również liczby zliczeń i zdarzeń wzrastały lawinowo (zob. Fig. 6 w [P6], Fig. 7 w [P12] oraz Fig. 8-13, podpunkty c) w [P7]). Dane tego typu (zdarzenia, zliczenia, energia) należy zaliczyć do klasycznych wskaźników EA, a jak wspomniałem wyżej, dostępne obecnie rozbudowane oprogramowanie EA oraz szybkie komputery, wyposażone w pojemne dyski twarde pozwalają pójść dalej, umożliwiając szczegółową analizę informacji niesionych przez pełny sygnał EA (przebieg czasowy). Możliwość tę wykorzystałem w pełni, używając wyników pomiarów emisji akustycznej do zidentyfikowania rodzajów defektów w laminatach kompozytowych poddanych ścisaniu. Należy przy tym podkreślić, że defekty te – oprócz wspomnianej delaminacji od naroża - były niewidoczne na zewnątrz, a niektóre z nich ujawniły się dopiero w chwili końcowej utraty stateczności (zniszczenia) profili. Na ogół nie jest też możliwe usłyszenie inicjacji czy propagacji defektów, gdyż aparatura do EA rejestruje częstotliwości powyżej 100kHz, a więc poza zakresem słyszalnym dla ludzkiego ucha. Rozpoznanie rodzajów defektów przeprowadziłem w dziedzinie częstotliwości, wyznaczając szybką transformatę Fouriera (z j. ang. *fast Fourier transform*, FFT) pełnego sygnału EA, podzielonego na interwały czasowe. **Na tej podstawie rozróżniłem takie rodzaje defektów, jak pękanie osnowy (matrycy), delaminacja, wyciąganie włókien wzmocnienia z osnowy czy pękanie włókien.** Niektóre z tych informacji potwierdziłem za pomocą badań *fraktograficznych* – obserwacji przełomów zniszczonych próbek. Rozpoznanie defektów przeprowadziłem poprzez skorelowanie lokalnego minimum na wykresie siły (w j. ang. *valley*), występującego tuż za punktem odrzutu, związanego z pojawieniem się delaminacji w narożniku profilu kompozytowego, z łagodnie narastającą liczbą zliczeń i zdarzeń (por. Fig 8 a) i b) w [P7]) oraz używając informacji z analizy fourierowskiej, w której zjawisku delaminacji odpowiadało pasmo częstotliwości 200-300kHz. Podobnie powiązałem wąskie i wysokie piki energii sygnału EA w

końcowej fazie obciążania słupów z pękaniem włókien wzmocnienia, któremu to zjawisku odpowiadało pasmo częstotliwości 400-500kHz w widmie FFT. Ponadto w analizie częstotliwościowej obserwowałem piki w zakresie 60-150kHz, odpowiadające pękaniu osnowy kompozytu. **Szczegółowa analiza sygnału EA na tle ścieżek równowagi i obserwacji przełomów pozwoliła mi na wyciągnięcie dodatkowych wniosków dotyczących przebiegu samego procesu delaminacji, w istocie będącego również pewną sekwencją zjawisk uszkodzenia kompozytu.** Mianowicie, dolna granica pasma częstotliwości, równa 200kHz odzwierciedlała rozdzielanie warstw laminatu, podczas gdy górna granica 300kHz związana była z wyciąganiem włókien z osnowy, w tym z efektem mostkowania, o którym pisałem wyżej. Z drugiej strony częstotliwości powyżej 400kHz, generowane przez pękające włókna, obserwowałem rzadko. Wyniki te obserwacje pozwoliły mi wyciągnąć podstawowy wniosek z analizy częstotliwościowej, mówiący że **delaminacja jest podstawowym rodzajem uszkodzenia w procesie ściskania cienkościennych słupów kompozytowych**, choć nie zawsze jest ona widoczna na zewnątrz. Ponadto stwierdziłem, że w końcowym stadium zniszczenia kompozytu wszystkie wyżej wymienione rodzaje defektów występują równocześnie, choć w różnych miejscach ściskanego profilu. Warto też odnotować, że zaobserwowałem pewne różnice w schemacie zniszczenia między profilami typu C i  $\Omega$ . W tych pierwszych bowiem, pojawienie się delaminacji od narożnika poprzedzone było krótkotrwałym zjawiskiem kruchej pęknięcia włókien wzmocnienia w miejscu wskazanym na Fig. 9 w [P12].

**Trzecia część mojego osiągnięcia naukowego** obejmowała badanie odporności na delaminację kompozytów o dowolnym układzie warstw, wykazujących różnego rodzaju sprzężenia mechaniczne. Badania te mają na celu opracowanie metod prognozowania uszkodzenia, a zwłaszcza delaminacji w strukturach kompozytowych poddawanych obciążeniom mechanicznym, z zastosowaniem stałych materiałowych typowych dla mechaniki pęknięcia, takich jak krytyczne współczynniki uwalniania energii (KWUE) dla trzech podstawowych, ale także dla mieszanych schematów delaminacji (z j. ang. *mixed modes*), poprzez wkomponowanie ich w kryteria zniszczenia. Badania rozpocząłem od opracowania procedur numerycznych i doświadczalnych wyznaczania odporności na delaminację laminatów sprzężonych. Trudność polega na tym, że istniejące normy, takie jak ASTM D5528 (próba DCB) czy ASTM D7905 (próba ENF) przewidują badania zasadniczo próbek o jednokierunkowym układzie włókien (z j. ang. *unidirectional*, UD) i dla takich formuły schematy obliczeń KWUE dla schematów I lub II, odpowiednio  $G_{Ic}$  lub  $G_{IIc}$ . Normy te dopuszczają wprawdzie zastosowanie opisanych procedur do laminatów o konfiguracji nieosiowej, ale jest to tylko pewna opcja, w której nie wzięto pod uwagę efektów sprzężeń mechanicznych. Mając na uwadze powyższe spostrzeżenia rozpocząłem studium bezpośredniej stosowalności wyżej wymienionych norm do laminatów sprzężonych o dowolnym układzie warstw, wprowadzając dodatkowe parametry rozkładów WUE wzdłuż czoła delaminacji w chwili rozpoczęcia propagacji. Parametry te uwzględnione zostaną w procedurach obliczeniowych KWUE, nad którymi obecnie pracuję w ramach **mojego własnego grantu nr DEC-2016/21/B/ST8/03160**, o którym wspomniałem we wprowadzeniu. Na podstawie przeprowadzonych analiz numerycznych i wstępnych badań

doświadczalnych opublikowałem w temacie odporności na delaminację kompozytów sprężonych **trzy samodzielne artykuły [P13-P15]**, przy czym dwa ostatnie wydrukowano w renomowanym czasopiśmie z listy A – *Composite Structures* (IF=3,853). W ramach przeprowadzonych symulacji MES przeanalizowałem wiele rodzajów sprężeń laminatów kompozytowych, które wydają się szczególnie problematyczne w badaniach belek kompozytowych w konfiguracji DCB lub ENF, ze względu na niepożądane deformacje (zwichrzenie), a także powodowanie asymetrii w rozkładach WUE, odchylenia kierunku propagacji delaminacji pierwotnej, brak tzw. *samopodobieństwa* w czasie propagacji oraz występowanie mieszanych schematów pękania.

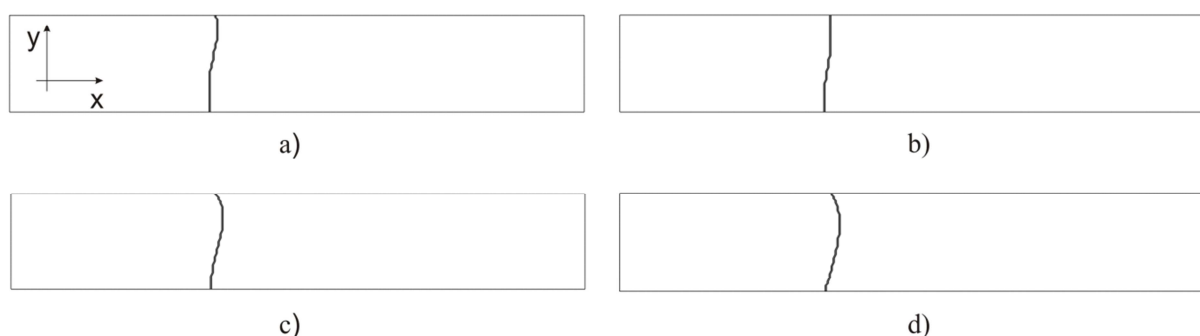
Na potrzeby symulacji zbudowałem w systemie *Abaqus* uniwersalny, przestrzenny model powłokowy MES, dla którego przeprowadziłem studium zbieżności siatki, zagęszczonej odpowiednio w miejscach o szczególnym znaczeniu dla dokładności obliczeń, takich jak czoło delaminacji, czy brzegi belki (Rys. A1).



**Rys. A1 Szczegóły siatki MES modelu powłokowego (3D) belki laminatowej ze sprężeniami mechanicznymi**

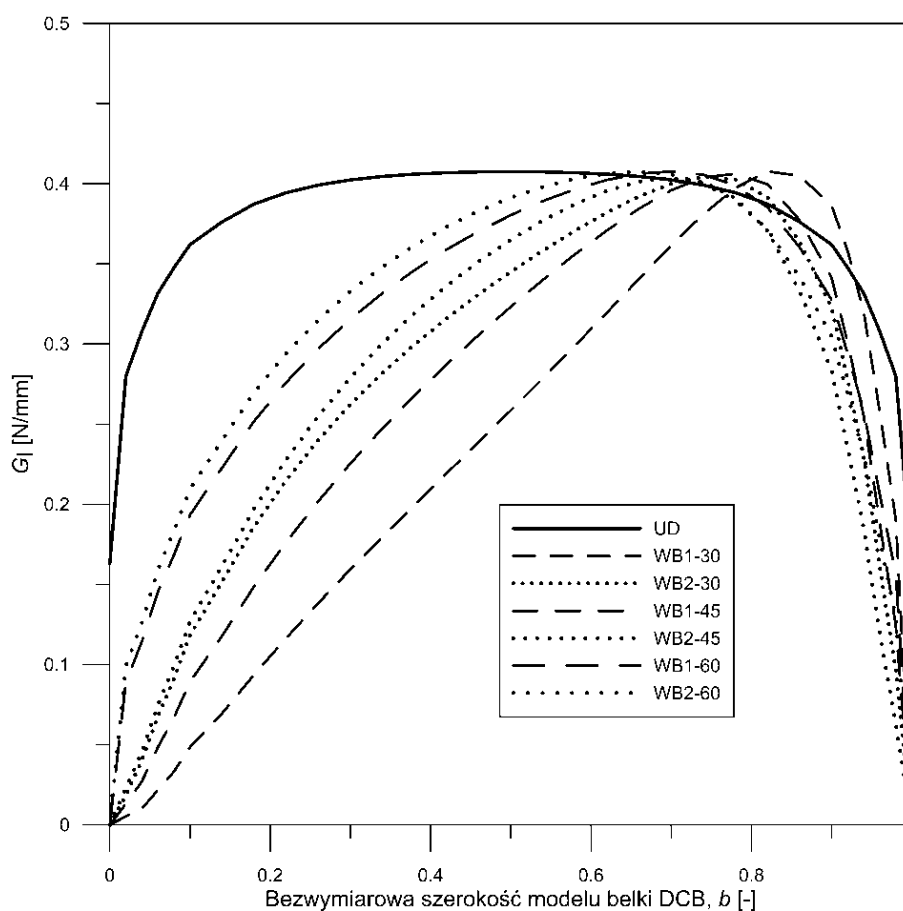
W celu zwiększenia wydajności modelu wprowadziłem elementy o zredukowanym całkowaniu w obszarach o mniejszym znaczeniu, tzn. zmniejszyłem liczbę punktów Gaussa w elementach skończonych oddalonych od obszarów o dużej intensywności naprężeń. Analizę numeryczną rozkładu WUE wzdłuż frontu delaminacji w belce kompozytowej typu DCB omówiłem skrótowo **w jednej z moich samodzielnych prac [P13]**, po opracowaniu pierwszych wyników symulacji numerycznych bezpośredniego zastosowania procedury doświadczalnej, opisaney w normie ASTM D5528 do belek ze sprężeniami. Za pomocą tzw. *techniki wirtualnego zamknięcia szczeliny* (z j. ang. *virtual crack closure technique, VCCT*) oceniłem w środowisku *Abaqus* wpływ wybranych sprężeń mechanicznych na niejednorodność rozkładów WUE wzdłuż czoła delaminacji dla I-go schematu pękania. Wykazałem możliwość występowania mieszanych schematów delaminacji i zasugerowałem konieczność zmodyfikowania procedur obliczeniowych podanych w normie ASTM, w celu rozdzielenia schematów delaminacji, na użytek badań doświadczalnych. Znacznie obszerniej opisałem wyniki przeprowadzonych

symulacji MES w mojej kolejnej samodzielnej pracy [P14], w której przeanalizowałem szczegółowo wpływ warunków brzegowych na deformację belek laminatowych, rozważając przy tym dwa sposoby ułożenia warstw w tzw. *gałęziach* belki DCB, czyli sublaminatach rozdzielonych delaminacją. Na podstawie przeglądu literatury wybrałem sprzężenie giętno-skrętne o szczególnie dużym natężeniu (wysoka wartość parametru  $B_t$  – zob. Tabela 2 w [P14]), jako potencjalnie najbardziej kłopotliwe w badaniach doświadczalnych według schematu I, czyli w konfiguracji DCB. Przeanalizowałem też sprzężenia giętno-błonowe. Zapisałem macierze sprzężeń dla rozważanych laminatów i obliczyłem ich składowe dla wybranych konfiguracji warstw kompozytu, używając własnych procedur obliczeniowych, napisanych w środowisku *Matlab*. Wprowadziłem do modeli MES *pierwotną* (istniejącą przed obciążeniem belki) delaminację, z możliwością jej propagacji pod obciążeniem, przy czym do modelowania zarówno inicjacji jak i propagacji defektu używałem techniki VCCT. Przygotowałem modele MES do wydajnych obliczeń zwłaszcza w stadium propagacji delaminacji, dokonując zmiany ustawień domyślnych procesora obliczeń MES programu *Abaqus* na takie, które zapewniły szybkie osiągnięcie zbieżności rozwiązania. Przeprowadziłem liczne symulacje sprawdzające działanie modelu, dostosowując ustawienia kroku czasowego (uwzględnienie nieciągłości w modelu) i zwiększając dopuszczalną liczbę iteracji. Na podstawie wyników symulacji określiłem kształt czoła delaminacji w chwili jej inicjacji w belkach typu DCB (Rys. A2). Należy przy tym zaznaczyć, że przeanalizowałem dwa rodzaje warunków brzegowych: WB1, opisane w [P14] jako BC1, przy których model belki miał znaczną swobodę odkształcania się oraz WB2, czyli ścisłe zachowanie warunków wymaganych w normie ASTM D5528. W obu powyższych przypadkach przeanalizowałem dwa układy warstw w gałęziach belki: zgodny (w j. ang. *top-down*, TD – zob. [P14]) oraz przeciwsobny (w j. ang. *mirrored*, M). Jak pokazano na Rys. A2, kształt czoła delaminacji w żadnym z czterech przypadków nie był płaski, jak zakłada norma ASTM; szczególnie przypadki c) i d), dla których wszak odwzorowano dokładnie warunki brzegowe odpowiadające próbie DCB, odbiegają od normy, gdyż czoło delaminacji na samym początku propagacji staje się niesymetryczne, a kierunek propagacji nie pokrywa się z osią modelu (oś x).



**Rys. A2** Kształt czoła delaminacji w chwili inicjacji w modelach MES belek kompozytowych wykazujących sprzężenie giętno-skrętne: (a) WB1-ukł. warstw zgodny, (b) WB1-ukł. warstw przeciwsobny, (c) WB2- ukł. warstw zgodny, (d) WB2- ukł. warstw przeciwsobny

Pokazałem niniejszym, że różnice między układami warstw w gałęziach belek DCB miały więc wyraźny wpływ na kształt czoła delaminacji, zaś rozkłady WUE wzdłuż czoła delaminacji w chwili inicjacji propagacji były niemal identyczne dla obu układów warstw - zgodnego i przeciwsobnego. Jak natomiast pokazałem, przy zachowaniu tej samej sekwencji warstw powodującej określone sprzężenie (np. giętno-skrętne, Rys. A3) istotnym parametrem jest kąt orientacji włókien wzmocnienia  $\theta$  oraz warunki brzegowe, przy czym zachowanie warunków próby DCB podanych w normie (WB2) nieznacznie zmniejsza *skośność* rozkładów współczynnika uwalniania energii. Z drugiej strony, największą asymetrię wykresów  $G_I$  w sekwencji giętno-skrętnej osiągnąłem przy średnich wartościach kątów ułożenia włókien ( $\theta=30-60^\circ$ ). Wykazałem więc, że rozkład WUE w próbie DCB może być niesymetryczny, mimo spełnienia wszystkich zaleceń normy ASTM D5528, o ile występują sprzężenia mechaniczne w laminacie.



**Rys. A3 Rozkłady WUE ( $G_I$ ) dla modelu belki w konfiguracji DCB, ze sprzężeniem giętno-skrętным (sekwencja warstw  $[\theta/0/\theta/\theta/0/-\theta/0/-\theta/-\theta/-\theta/0/-\theta/0/0/0/\theta]$ )**

W celu opisu intensywności odejścia wykresów WUE od kształtu otrzymanego dla kompozytu jednokierunkowego (UD) wprowadziłem dwa nowe parametry bezwymiarowe  $g^*$  i  $b^*$ , zdefiniowane za pomocą wzorów (19) i (20) w pracy [P14], które charakteryzują nierównomierność rozkładów WUE po szerokości modelu belki. Obliczyłem wartości tych parametrów dla różnych kątów ułożenia włókien ( $\theta$ ) i różnych sprzężeń mechanicznych oraz odniosłem je do wartości średnich i maksymalnych  $G_I$ . Przykładowe wartości nowych

parametrów rozkładu WUE, obliczone dla modeli belek ze sprzężeniem giętno-błonowym przedstawia Tabela A1, a ze sprzężeniem giętno-skrętnym - Tabela A2.

Wartości parametru  $g^*$  w tym pierwszym przypadku odzwierciedlają zwięźanie się rozkładów  $G_I$  na wykresach przedstawionych na Fig. 9 i Fig. 10 w [P14], przy zachowaniu symetrii ( $b^*=0,5$ ), podczas gdy w Tabeli 2 poza zmiennością  $g^*$ , zróżnicowane są także wartości odciętej  $b^*$  w zakresie od 0,50 do 0,82, co odpowiada obserwowanej skośności wykresów na Fig. 11-14 w [P14].

**Tabela A1 Wartości parametrów bezwymiarowych  $g^*$  i  $b^*$  rozkładu  $G_I$  w przypadku sprzężenia giętno-błonowego**

Układ warstw w gałęziach modelu belki DCB [ $\theta/-\theta/0/-\theta/0/\theta/90/\theta/-\theta$ ]	UD	$\theta=15^\circ$	$\theta=30^\circ$	$\theta=45^\circ$	$\theta=60^\circ$	$\theta=75^\circ$	$\theta=90^\circ$
$G_{I-max}$ [N/mm]	0.407244	0.400936	0.399830	0.401677	0.401026	0.401961	0.405741
$G_{I-ave}$ [N/mm]	0.359700	0.309450	0.256336	0.232517	0.236508	0.293693	0.354928
$g^*$ [-]	1.132176	1.295642	1.559787	1.727519	1.695611	1.368642	1.143163
$b^*$ [-]	0.500000	0.500000	0.500000	0.500000	0.500000	0.500000	0.500000

**Tabela A2 Wartości parametrów bezwymiarowych  $g^*$  i  $b^*$  rozkładu  $G_I$  w przypadku sprzężenia giętno-skrętnego**

Układ warstw w gałęziach modelu belki DCB [ $\theta/0/\theta/\theta/0/-\theta/0/-\theta/-\theta/-\theta/-\theta/0/-\theta/0/0/0/\theta/\theta$ ]	UD	$\theta=15^\circ$	$\theta=30^\circ$	$\theta=45^\circ$	$\theta=60^\circ$	$\theta=75^\circ$	$\theta=90^\circ$
$G_{I-max}$ [N/mm]	0.403702	0.405580	0.404175	0.403606	0.407486	0.402439	0.406514
$G_{I-ave}$ [N/mm]	0.356765	0.280545	0.242457	0.242156	0.281302	0.337131	0.375916
$g^*$ [-]	1.131562	1.445685	1.666996	1.666719	1.448570	1.193716	1.081397
$b^*$ [-]	0.500000	0.820048	0.740083	0.700080	0.660045	0.580011	0.500000

Bezpośrednim skutkiem analiz numerycznych zachowania się modeli belek sprzężonych w konfiguracji DCB było to, że **zaprojektowałem i opatentowałem** (zob. p. 5 poniżej), a **następnie zastosowałem w badaniach doświadczalnych specjalny uchwyt do próbek wykonanych z kompozytów laminatowych ze sprzężeniami mechanicznymi**.

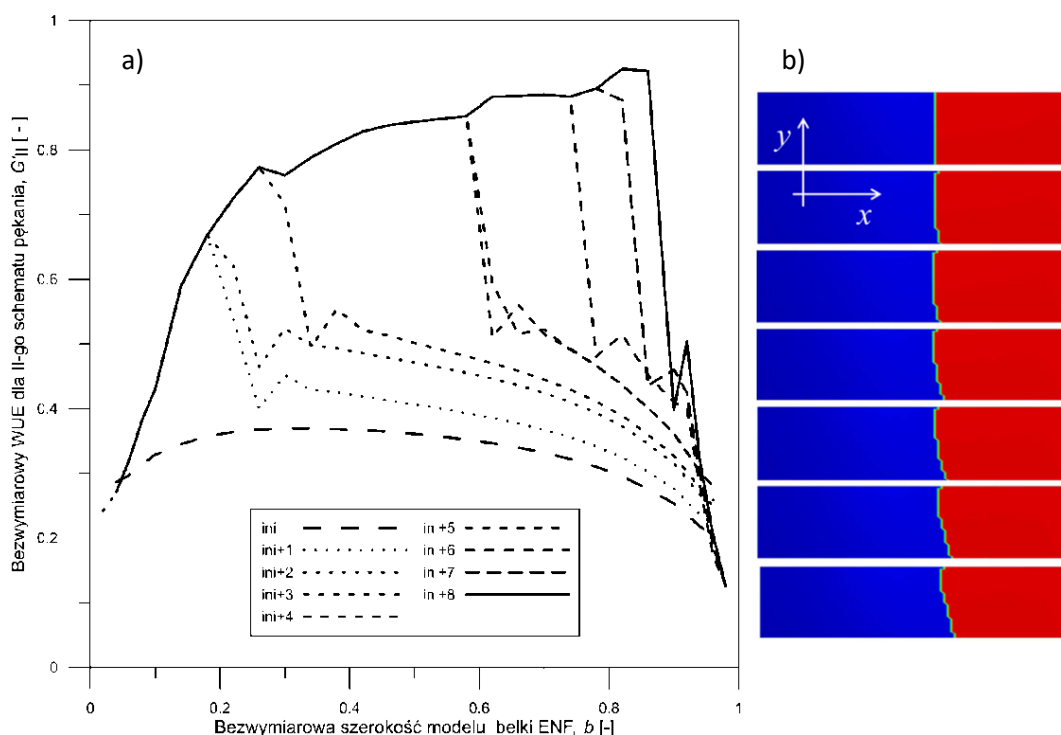
Następnie, korzystając z uniwersalności i wydajności opracowanego modelu MES belki z delaminacją przeprowadziłem studium numeryczne rozkładów WUE dla II schematu pęknięcia (z j. ang. *mode II*), czyli w warunkach ścinania w płaszczyźnie rozwarstwienia. Modelowi nadałem w tym wypadku warunki brzegowe odpowiadające konfiguracji ENF, czyli **trójpunktowe zginanie (3PZ)**, zgodnie z wymaganiami normy ASTM D7905. Wyniki analiz opisałem **w moim kolejnym samodzielny artykule** [P15] w czasopiśmie z listy A (*Composite Structures*). Przeanalizowałem próbę trójpunktowego zginania belki z delaminacją, pod względem jej przydatności do wyznaczania  $G_{IIc}$  dla laminatów sprzężonych. Próba ENF, podobnie jak DCB powinna być stosowana zasadniczo do laminatów jednokierunkowych. Mając

na uwadze dążenie do zastosowania procedury ENF do badania laminatów sprzężonych, przeanalizowałem metodą MES skutki sprzężeń o potencjalnie najbardziej niekorzystnym wpływie na deformacje próbki belkowej podczas trójpunktowego zginania. Wykonałem dziesiątki symulacji MES dla sześciu różnych typów sprzężeń, opisanych odpowiednimi postaciami macierzy **B**: **B**<sub>0</sub>, **B**<sub>S</sub>, **B**<sub>L</sub>, **B**<sub>T</sub>, **B**<sub>LT</sub>, **B**<sub>F</sub>, których składowe obliczyłem w środowisku *Matlab*, dla różnych kątów orientacji włókien wzmocnienia. Składowe macierzy sprzężeń **B** dla wybranego kąta ułożenia włókien  $\theta=45^\circ$  oraz przyjętych w pracy [P15] danych materiałowych przedstawia Tabela A3.

**Tabela A3 Reprezentacja macierzy sztywności dla różnych rodzajów sprzężeń laminatów kompozytowych przy  $\theta=45^\circ$**

Konfiguracja warstw laminatu	Składowe macierzy sztywności								
	[A] [MPa*mm]			[B] [MPa*mm <sup>2</sup> ]			[D] [MPa*mm <sup>3</sup> ]		
<b>A<sub>S</sub>B<sub>0</sub>D<sub>S</sub></b> [ $\theta/-\theta_2/\theta/-\theta/\theta_2/-\theta$ ]	56918	43110	0	0	0	0	12142	9197	0
	43110	56918	0	0	0	0	9197	12142	0
	0	0	45142	0	0	0	0	0	9630
<b>A<sub>S</sub>B<sub>L</sub>D<sub>S</sub></b> [ $\theta/-\theta/0/-\theta/0/\theta/90/\theta/-\theta$ ]	88486	34159	0	-8091	0	0	18900	11517	0
	34159	68258	0	0	-8091	0	11517	18832	0
	0	0	36445	0	0	0	0	0	12135
<b>A<sub>S</sub>B<sub>T</sub>D<sub>S</sub></b> [ $\theta/-\theta/\theta/-\theta/\theta/-\theta/\theta/-\theta$ ]	56918	43110	0	0	0	-4046	12142	9197	0
	43110	56918	0	0	0	-4046	9197	12142	0
	0	0	45142	-4046	-4046	0	0	0	9630
<b>A<sub>S</sub>B<sub>LT</sub>D<sub>S</sub></b> [ $\theta/0/90/-\theta$ ]	38018	11995	0	-2023	0	-3034	1645	1022	0
	11995	38018	0	0	2023	-3034	1022	1645	0
	0	0	13011	-3034	-3034	0	0	0	1076
<b>A<sub>S</sub>B<sub>S</sub>D<sub>S</sub></b> [ $\theta/-\theta_2/0/\theta_2/-\theta/90$ ]	66477	33550	0	-5223	-2868	0	9710	6775	0
	33550	66477	0	-2868	10959	0	6775	19419	0
	0	0	35582	0	0	-2868	0	0	7209
<b>A<sub>S</sub>B<sub>F</sub>D<sub>S</sub></b> [ $0_2/-\theta/0/-\theta_2/\theta/0_3/-\theta/\theta/-\theta/\theta_4/-\theta$ ]	217430	68320	0	-68510	21987	25285	234820	73780	0
	68320	96060	0	21987	24537	25285	73780	103750	0
	0	0	72890	25285	25285	21987	0	0	78720

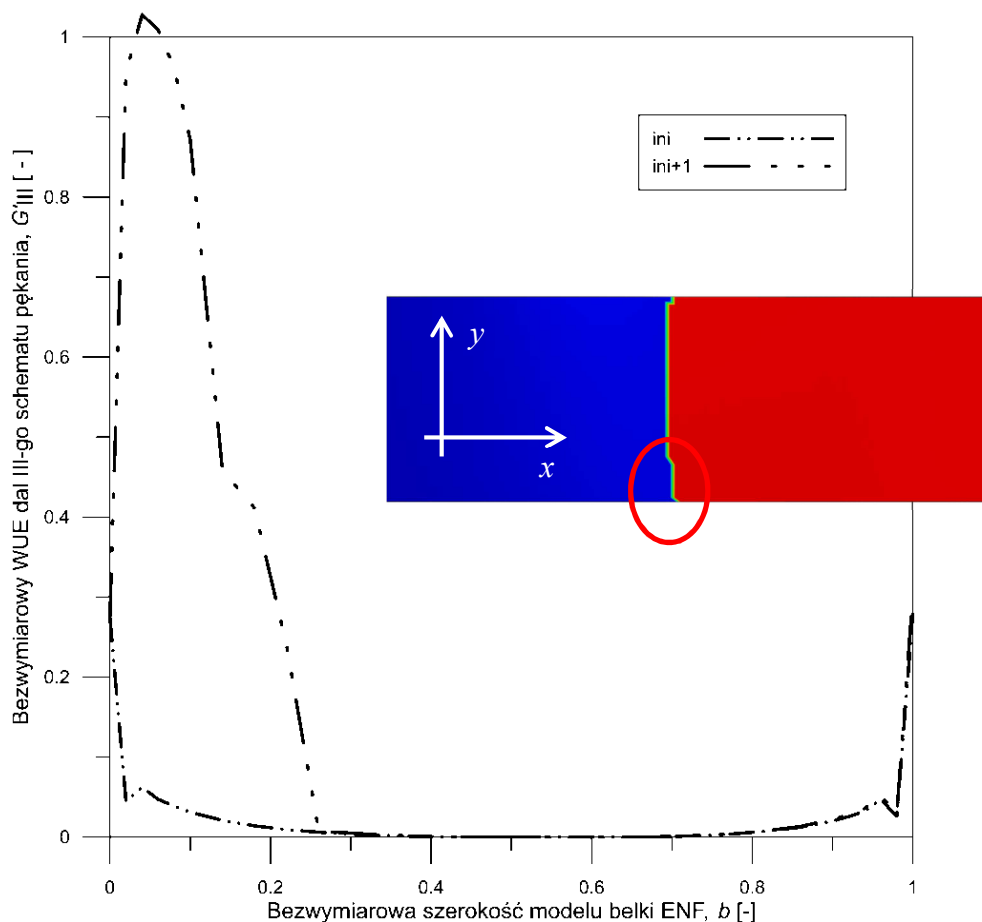
W ten sposób rozpoznałem potencjalne trudności w otrzymaniu i interpretacji wyników doświadczalnych  $G_{IIc}$ , przy bezpośrednim zastosowaniu procedur obliczeniowych podanych w odnośnej normie ASTM. Dla każdego typu sprzężeń przeanalizowałem wiele kątów ułożenia włókien ( $\theta$ ) w zakresie od 0 do 90 stopni, co pozwoliło mi opracować liczne wykresy oddające naturę zjawiska wpływu kątów  $\theta$  i sprzężeń na rozkłady WUE przy II. schemacie pęknięcia. Wykazałem, że szczególnie silny wpływ na rozkłady  $G_{II}$  ma złożone sprzężenie giętno-błonowe/skrętno-błonowe/giętno-ścinające, oznaczone w [P15] indeksem „LT”. Opracowany model MES okazał się ponownie bardzo wydajny, a zastosowanie w nim kryterium Reedera, uwzględniającego wszystkie trzy schematy pęknięcia, jak również ich kombinacje, czyli schematy mieszane, pozwoliło na analizę propagacji delaminacji (Rys. A4), a także na prognozowanie miejsc i schematów jej inicjacji w belce.



**Rys. A4** Ewolucja rozkładu  $G_{II}$  (a) oraz kształt czoła delaminacji (b) w modelu belki ENF w kolejnych ośmiu krokach propagacji, licząc od inicjacji, przy sprzężeniu typu „LT” [P15]

Prowadząc symulacje odkształceń próbek kompozytowych ze sprzężeniami, w konfiguracji ENF zaobserwowałem także nieoczekiwane pojawienie się III-go schematu pęknięcia (w j. ang. *out-of-plane shear mode, tearing mode*); zjawisko to powiązałem z *efektem antyklastycznym*. W ten sposób potwierdziłem opinię spotykaną w literaturze przedmiotu, że w próbkach poddanych „czystym” schematom pęknięcia w skali globalnej – poprzez zastosowanie odpowiednich przyrządów, w praktyce zawsze pojawiają się lokalnie schematy mieszane. Udowodniłem ponadto, porównując zachowanie się laminatów sprzężonych i niesprzężonych, że obecność sprzężeń szczególnie mocno wpływa na pojawienie się schematów pęknięcia innych, niż założone, np. schemat III. w konfiguracji ENF - Rys. A5. Wobec powyższego trudno jest określić „czyste” stałe materiałowe, takie jak  $G_{Ic}$  and  $G_{IIc}$ . Konieczne jest opracowanie *procedur separacji schematów pęknięcia* (w j. ang. *mode separation procedures*) przed przystąpieniem do wykonania badań doświadczalnych; do tego celu bardzo dobrze nadają się modele MES belek z delaminacją opracowane przeze mnie.





**Rys. A5 Pojawienie się III-go schematu pęknięcia w symulacji MES próby ENF dla laminatu ze sprzężeniem giętno-błonowym (układ warstw [60/-60/0/-60/0/60/90/60/-60])**

### Podsumowanie

Podsumowując opis mojego osiągnięcia naukowego pragnę podkreślić, że **wykazałem istotny wpływ uszkodzenia na charakterystyki mechaniczne kompozytów laminatowych stosując wiele różnych technik badań doświadczalnych i modelowania numerycznego**. W pierwszej części mojego osiągnięcia naukowego badałem odpowiedzi dynamiczne struktur kompozytowych z uszkodzeniem, począwszy od częstości i postaci drgań własnych, poprzez przebiegi czasowe i portrety fazowe, aż po mapy Poincarégo i wykresy rekurencyjne. **Sz szczególnie cenne z punktu widzenia wykrywania, lokalizowania i oceny rozległości uszkodzenia, okazały się wyniki symulacji MES oraz badań doświadczalnych przedstawione w dziedzinie czasu i w przestrzeni fazowej**. Pokazałem zalety zastosowania map Poincarégo, takie jak znaczna redukcja ilości danych oraz możliwość obliczenia dynamicznego wskaźnika uszkodzenia (DI), który oprócz **wykrywania** defektu wskazuje jego **lokalizację**. Ponadto wykazałem, że metoda map Poincarégo uwzględnia inne formy oddziaływań na belkę z uszkodzeniem, takie jak obciążenie polem temperatury. Z drugiej strony, dynamiczny wskaźnik

uszkodzenia okazał się niewrażliwy na zmiany temperatury, w sensie jego przydatności do **lokalizacji** uszkodzenia. Wpływ warunków brzegowych na DI jest w zasadzie nieistotny, gdyż obliczając wartość wskaźnika dla kolejnych punktów struktury dokonuje się porównania odpowiedzi belki z **delaminacją** z belką zdrową (nieuszkodzoną) przy tym samym sposobie podparcia. Nawiasem mówiąc, sposób identyfikacji uszkodzenia z wykorzystaniem DI objęty został **zgłoszeniem patentowym nr P.407766** (zob. p. 5), które przygotowałem z pomocą współautorów prac [P1-P4].

Wykazałem ponadto, że dążenie do adekwatnego **modelowania** defektu w postaci **delaminacji** wymaga podzielenia laminatu na sublaminaty, uwzględnienia warunków kontaktu – w tym tarcia, a także efektu ścinania, do czego świetnie nadaje się model belki Timoshenki. **Z punktu widzenia modelowania MES, wiele zalet mają opracowane przeze mnie modele powłokowe 3D, które zapewniają szybką i łatwą rekonfigurację układu warstw kompozytu oraz są wydajne pod względem czasu obliczeń.**

Prowadząc badania doświadczalne z zastosowaniem skaningowej wibrometrii laserowej, kamery szybkostrzelnej oraz młotka modalnego potwierdziłem doświadczalnie większość wyników otrzymanych numerycznie dla belek kompozytowych z **delaminacją**.

W badaniach ściskania i wyboczenia cienkościennych słupów kompozytowych **pokazałem szereg zalet metody emisji akustycznej w dziedzinie identyfikacji uszkodzeń w laminatach kompozytowych**, na tle ścieżek równowagi, zarówno w zakresie dokrytycznym, jak też zakrytycznym, aż do utraty stateczności struktury. **Osiągnąłem przy tym wysoki stopień powtarzalności wyników, identyfikując różne rodzaje uszkodzeń, niewidocznych i niesłyszalnych, którym jednak towarzyszyły zjawiska rozchodzenia się fal sprężystych wykrywalne za pomocą sprzętu do rejestracji EA. Odkryłem, że delaminacja jest podstawowym rodzajem defektów powstających w badanych strukturach kompozytowych, w czasie ich mechanicznego obciążania.** Ponadto, dzięki wykonaniu analizy częstotliwościowej (FFT) pełnego sygnału EA **wykazałem, że sam proces delaminacji składa się z pewnej sekwencji następujących po sobie zjawisk uszkodzenia.**

Prowadząc metodą elementów skończonych symulacje inicjacji i propagacji delaminacji w laminatach kompozytowych ze sprzężeniem mechanicznym opisałem korzyści płynące z **bezpośredniego zastosowania w tym wypadku konfiguracji DCB**, takie jak zapewnienie warunków I-go schematu pęknięcia w makroskali. Omówiłem też potencjalne trudności w uzyskaniu, a także interpretacji wyników dla próbek wykonanych z laminatów sprzężonych mechanicznie, badanych zgodnie z zaleceniami normy ASTM D5528. Ponadto **przeanalizowałem możliwość bezpośredniego zastosowania próby ENF**, opisanej w normie ASTM D7905 **do laminatów sprzężonych. Zaproponowałem dwie dodatkowe charakterystyki rozkładów współczynników uwalniania energii wzdłuż czoła delaminacji**, uwzględniające zwężenie oraz skośność wykresów WUE. **Pokazałem przy tym wpływ różnych rodzajów sprzężeń, kątów ułożenia włókien wzmocnienia oraz warunków brzegowych na kształt czoła**

delaminacji oraz możliwość występowania mieszanych schematów pęknięcia międzywarstwowego.

Wyniki i wnioski z moich trzech ostatnich, samodzielnych prac [P13-P15] znacząco ułatwiają mi prowadzenie badań doświadczalnych w celu uzyskania miarodajnych wartości krytycznych WUE ( $G_{Ic}$ ,  $G_{IIc}$ ), niezbędnych w mojej dalszej pracy naukowej w obszarze prognozowania wystąpienia uszkodzenia w strukturach kompozytowych ze sprzężeniami mechanicznymi.

## 5. Omówienie pozostałych osiągnięć naukowo-badawczych (wchodzących w skład osiągnięcia naukowego)<sup>1</sup>

W roku 2015 złożyłem **zgłoszenie** patentowe nr P.412083 do Urzędu Patentowego Rzeczypospolitej Polskiej, a w roku 2016 **uzyskałem patent na specjalistyczny uchwyt do badań doświadczalnych próbek kompozytowych ze sprzężeniami mechanicznymi w konfiguracji DCB**, zgodnie z normą ASTM D5528. Zalety tego uchwytu to ściśle odwzorowanie warunków brzegowych określonych w normie, mimo występowania sprzężeń w badanych laminatach, a także łatwość wymiany próbek bez konieczności zmiany ustawień uchwytów zrywarki (osiowość, siła docisku szczęk), zdejmowania osprzętu itp. Dzięki zastosowaniu uchwytu mogę w chwili obecnej prowadzić badania doświadczalne, służące weryfikacji rezultatów symulacji opisanych w pracach [P13,P14], z zachowaniem wysokiego stopnia powtarzalności wyników.

1. **Samborski S.**, 2016, *Uchwyt do rozdzierania próbek w kształcie podwójnej belki*, Biuletyn Urzędu Patentowego 22(1117):35-36, **zgłoszenie patentowe nr P.412083 oraz uzyskany patent nr PAT.225617**

Ponadto, w celu zrealizowania założonych warunków brzegowych w eksperymentach prowadzonych przeze mnie w ramach prac opisanych w publikacjach [P1-P15] zaprojektowałem i wykonałem kilka przyrządów, które objęte są zgłoszeniami patentowymi, wymienionymi niżej.

2. **Samborski S.**, Manoach E., Warmiński J., Mitura A., 2015, *Sposób wykrywania i lokalizacji uszkodzenia w elementach konstrukcyjnych*, Biuletyn Urzędu Patentowego 21(1090):37, **zgłoszenie patentowe nr P.407766**
3. **Samborski S.**, Mitura A., 2016, *Uchwyt do mocowania elementów drgających*, Biuletyn Urzędu Patentowego 22(1117):12-13, **zgłoszenie patentowe nr P.412082**
4. **Samborski S.**, 2016, *Łącznik trzpienia wzbudnika*, Biuletyn Urzędu Patentowego 22(1117):35, **zgłoszenie patentowe nr P.412084**

*Sylwester Samborski*

<sup>1</sup> Szczegółowy wykaz dorobku naukowego przedstawiono w załączniku 6, zgodnie z nowymi wytycznymi Centralnej Komisji do Spraw Stopni i Tytułów, odnośnie dokumentacji habilitacyjnej ze stycznia 2017 r.