

## **AUTOREFERAT**

do wniosku o wszczęcie postępowania habilitacyjnego  
w dziedzinie nauk technicznych w dyscyplinie mechanika

**dr inż. Łukasz DERPEŃSKI**  
Katedra Mechaniki i Informatyki Stosowanej  
Wydział Mechaniczny  
Politechnika Białostocka  
ul. Wiejska 45C  
15-351 Białystok

Białystok, kwiecień 2019r.



## Spis treści

1. Kwestionariusz osobowy .....	3
2. Wykaz publikacji stanowiących osiągnięcie naukowe, o którym mowa w 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. 2018 r. poz.1789) .....	3
2.1. Tytuł osiągnięcia naukowego .....	3
2.2. Publikacje lub inne prace wchodzące w skład osiągnięcia naukowego .....	3
2.3. Cel naukowy ww. prac i osiągniętych wyników wraz z omówieniem ich ewentualnego wykorzystania badań, dyskusja wyników i możliwości ich wykorzystania .....	5
2.3.1. Zakres badań naukowych.....	5
2.3.2. Przegląd literatury w zakresie badań doświadczalnych i modelowania procesów pęknięcia elementów poddanych złożonym monotonicznym obciążeniom .....	5
2.3.3. Badania doświadczalne pęknięcia elementów z korbami w złożonym stanie obciążenia.....	8
2.3.4. Modelowanie numeryczne pól naprężeń i odkształceń w elementach z korbami w złożonym stanie obciążenia .....	13
2.3.5. Kryterium pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z korbami w złożonym stanie obciążenia (rozciąganie i skręcanie) .....	14
2.3.6. Podsumowanie .....	21
2.3.7. Literatura .....	23
3. Omówienie pozostałych osiągnięć naukowo – badawczych zgodnie z Rozporządzeniem Ministra Nauki i Szkolnictwa Wyższego z dnia 1 września 2011 r. w sprawie kryteriów oceny osiągnięć osoby ubiegającej się o nadanie stopnia doktora habilitowanego .....	26
3.1. Dorobek w zakresie osiągnięć naukowo badawczych .....	26
3.2. Kierowanie międzynarodowymi lub krajowymi projektami badawczymi oraz udział w takich projektach .....	28
3.3. Cele naukowe pozostałych osiągnięć badawczych, dyskusja wyników i możliwości ich wykorzystania .....	28

## 1. Kwestionariusz osobowy

a) *Imię i Nazwisko:* **Lukasz Derpeński**

b) *Posiadane tytuły zawodowe i stopnie naukowe:*

**magister inżynier:** kierunek: *mechanika i budowa maszyn*, specjalność *komputerowe wspomaganie projektowania*, Wydział Mechaniczny, Politechnika Białostocka, czerwiec 2001 r.; Temat pracy: *Obliczanie pól naprężeń w zagadnieniach karbów i szczelin z wykorzystaniem metody elementów skończonych*, praca obroniona z wyróżnieniem, promotor: prof. dr hab. inż. Andrzej Seweryn (Politechnika Białostocka);

**doktor:** dziedzina: *nauki techniczne*, dyscyplina naukowa: *mechanika*; Wydział Mechaniczny, Politechnika Białostocka; wrzesień 2008r.; Temat pracy *Prognozowanie pęknięcia elementów z karbami wykonanych z materiałów sprężysto – plastycznych*, praca obroniona z wyróżnieniem, promotor: prof. dr hab. inż. Andrzej Seweryn (Politechnika Białostocka);

c) *Informacje o dotychczasowym zatrudnieniu w jednostkach naukowych:*

**01.10.2002 – 30.09.2008** – asystent, Katedra Mechaniki i Informatyki Stosowanej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Białostocka

od **01.10.2008** do chwili obecnej – adiunkt, Katedra Mechaniki i Informatyki Stosowanej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Białostocka.

2. Wskazanie osiągnięcia wynikającego z art. 16 ust. 2 ustawy z dnia 14 marca 2003r. o stopniach naukowych i tytule naukowym oraz o stopniach i tytule w zakresie sztuki (Dz. U. 2017 r. poz. 1789)

### 2.1. Tytuł osiągnięcia naukowego:

*Badania doświadczalne i modelowanie numeryczne pęknięcia elementów z karbami w złożonych stanach obciążenia*

### 2.2. Publikacje lub inne prace wchodzące w skład osiągnięcia naukowego

Moje osiągnięcie naukowe stanowi cykl 5 powiązanych tematycznie publikacji z lat 2015-2019, z czego 1 praca jest samodzielna, a 4 we współautorstwie. W skład rozważanego cyklu publikacji wchodzi prace w czasopiśmie znajdujących się w bazie Journal Citation Reports. Dodatkowym osiągnięciem jest opracowanie bezdotykowego urządzenia do jednoczesnego pomiaru wydłużenia i kąta skręcenia bazy pomiarowej, które uzyskało ochronę patentową. Lista prac wchodzących w skład osiągnięcia naukowego:

[A1] **Derpeński L.** (2019) Ductile fracture behaviour in aluminium notched specimens under non-proportional load, *Materials*, 12, 1598, IF-2017 = 2.467, IF-5years = 3.325;

[A2] **Derpeński L.**, Szusta J., Seweryn A. (2018) Damage accumulation and ductile fracture modeling of notched specimens under biaxial loading at room temperature, *International Journal of Solids and Structures*, vol. 134, pp. 1-19, IF-2018 = 2.566, IF-5years = 2.864; (mój udział szacuję na 50%);

Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: Wkład w powstanie publikacji polegał na: sformułowaniu problemu badawczego, przygotowaniu przeglądu literatury, modelowaniu numerycznych pól naprężeń i plastycznych odkształceń w próbkach z karami poddanych złożonym monotonicznym obciążeniom proporcjonalnym, analizie uzyskanych rezultatów, opracowaniu wniosków, przygotowaniu tekstu manuskryptu

[A3] **Derpeński L.**, Seweryn A., Berto F. (2017), Brittle fracture of axisymmetric specimens with notches made of graphite EG0022A, *Journal of Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 89, pp. 45-51, IF-2017 = 2.215, IF-5years = 2.516; (mój udział szacuję na 50%);

Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: sformułowaniu problemu badawczego, przygotowaniu przeglądu literatury, przygotowaniu modeli numerycznych, modelowaniu numerycznym pól naprężeń, modyfikacji nielokalnego kryterium pęknięcia próbek z karami w zakresie liniowo sprężystym materiału, przygotowaniu tekstu manuskryptu.

[A4] **Derpeński L.**, Seweryn A. (2016) Ductile fracture of EN-AW 2024 aluminum alloy specimens with notches under biaxial loading. Part 1 - Experimental research, *Journal of Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 84, pp. 192-202, IF-2016 = 2.659, IF-5years = 2.079; (mój udział szacuję na 80%);

Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: sformułowaniu problemu badawczego, przygotowaniu przeglądu literatury, zaprojektowaniu próbek i urządzenia pomiarowego, przeprowadzeniu badań doświadczalnych w zakresie obciążeń złożonych, wykonaniu badań mikroskopowych otrzymanych powierzchni pęknięć i analizie uzyskanych rezultatów.

[A5] **Derpeński L.**, Seweryn A. (2016) Ductile fracture of EN-AW 2024 aluminum alloy specimens with notches under biaxial loading. Part 2 - Numerical research and ductile fracture criterion, *Journal of Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 84, pp. 203-214, IF-2016 = 2.659, IF-5years = 2.079; (mój udział szacuję na 80%);

Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: sformułowaniu problemu badawczego, przygotowaniu przeglądu literatury, przeprowadzeniu nieliniowych obliczeń numerycznych w celu wyznaczenia pól naprężeń i plastycznych odkształceń w całym zakresie zadanego złożonego obciążenia, sformułowanie naprężeniowo-odkształceniowego kryterium pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z karami w warunkach złożonego obciążenia o proporcjonalnych składowych, wykonanie obliczeń weryfikacyjnych.



[A6] Derpeński L., Koniuszewski R. (2015) Urządzenie do jednoczesnego bezdotykowego pomiaru wydłużenia i kąta skręcenia bazy pomiarowej. Przyznany patent nr: P.397561; (mój udział wynosi 80%);

Mój wkład w powstanie urządzenia polegał na: opracowaniu koncepcji i zaprojektowaniu urządzenia, przygotowaniu dokumentacji konstrukcyjnej zaprojektowanego urządzenia, przygotowaniu dokumentacji niezbędnej do złożenia wniosku na ochronę patentową, przeprowadzenie badań weryfikacyjnych wykonanego urządzenia.

### 2.3. *Cel naukowy ww. prac i osiągniętych wyników wraz z omówieniem ich ewentualnego wykorzystania*

Cykl powiązanych tematycznie prac pt. *Badania doświadczalne i modelowanie numeryczne pękania elementów z korbami w złożonych stanach obciążenia* przedstawiony jako osiągnięcie wynikające z art. 16 ust. 2 u stawy 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) miał głównie na celu:

- opracowanie metodologii badań doświadczalnych pękania próbek z korbami w warunkach złożonego monotonicznego obciążenia (o proporcjonalnych i nieproporcjonalnych składowych);
- opracowanie naprężeniowo-odkształceniowego kryterium pękania elementów z korbami w złożonym stanie obciążenia;

#### 2.3.1. *Zakres badań naukowych*

Zakres badań naukowych podjętych w pracy obejmował:

- przegląd literatury w zakresie pękania elementów z korbami poddanych złożonym obciążeniom (proporcjonalnym i nieproporcjonalnym);
- przeprowadzenie badań doświadczalnych określających wpływ monotonicznych złożonych obciążeń (proporcjonalnych i nieproporcjonalnych) na proces pękania elementów wykonanych z stopów aluminium;
- wykonanie obliczeń numerycznych niezbędnych do wyznaczenia pól naprężeń i plastycznych odkształceń w elementach z korbami w wyniku oddziaływania złożonego obciążenia, przy uwzględnieniu nieliniowości fizycznej i geometrycznej;
- sformułowanie naprężeniowo-odkształceniowego kryterium pękania elementów z korbami poddanych złożonym obciążeniom (rozciąganie + skręcanie) i jego weryfikacja doświadczalna

#### 2.3.2. *Przegląd literatury w zakresie badań doświadczalnych i modelowania procesów pękania elementów poddanych złożonym monotonicznym obciążeniom*

Elementy konstrukcyjne powinna charakteryzować odpowiednia wytrzymałość w pełnym okresie jego eksploatacji. W szczególności dotyczy to elementów z korbami powodującymi koncentracje naprężeń i odkształceń. Różnorodność podejść do

procesu ich pęknięcia, wynika ze złożoności tego procesu, którego przebieg zależy od wielu czynników m.in. od kształtu karbu, charakterystyk materiałowych, sposobu i historii obciążenia oraz warunków eksploatacji elementu konstrukcyjnego. Badania doświadczalne pozwalają na poznanie procesów pęknięcia elementów z karbami pod wpływem działania różnych konfiguracji złożonych obciążeń. Ważnym elementem prognozowania pęknięcia elementów z karbami jest również modelowanie numeryczne pól naprężeń i odkształceń (szczególnie plastycznych). Najczęściej do tego celu wykorzystuje się metodę elementów skończonych. Etapem końcowym przeprowadzonych badań powinno być sformułowanie nowego kryterium pęknięcia lub weryfikacja kryterium istniejącego.

Przeważająca część prowadzonych badań eksperymentalnych i obliczeń numerycznych związanych z pękaniem próbek osłabionych karbami w warunkach złożonych obciążeń dotyczy materiałów kruchych. W tych przypadkach proces pęknięcia zależy przede wszystkim od wartości składowych tensora naprężenia. Wpływ składowych tensora odkształcenia jest najczęściej pomijany, gdyż proces pęknięcia często zachodzi w zakresie sprężystym. Kruche pęknięcie zależy od właściwości materiału i inicjuje zawsze w obszarach koncentracji naprężeń, które w większości przypadków stanowią karby lub wtrącenia. Kruche pęknięcie elementów poddanych różnym konfiguracjom złożonych obciążeń zostało szeroko zbadane i było głównym przedmiotem licznych publikacji, które można podzielić na trzy grupy. Pierwsza skupia się na badaniach eksperymentalnych (Berto i inni, 2015; Pineau; i inni 2016), które w zależności od przyjętych przypadków obciążenia pozwalają określić obciążenia krytyczne wywołujące proces pęknięcia. Druga grupa dotyczy kryteriów kruchego pęknięcia elementów z karbami i ich eksperymentalnej weryfikacji (Seweryn, Łukaszewicz, 2002, Seweryn, Mróz, 1995; Seweryn, 1994; Sih, Ho, 1991; Glinka, 1985; Susmel, Taylor, 2013; Saboori, 2015). Trzecia grupa dotyczy numerycznego modelowania procesów kruchego pęknięcia (Brighenti, 2009; Brighenti, Scorza, 2012; Yongtao i inni, 2016).

W przypadku elementów konstrukcyjnych wykonanych z materiałów ciągliwych, poddanych złożonym obciążeniom, zarówno proporcjonalnym jak i nieproporcjonalnym prognozowanie pęknięcia jest procesem bardziej złożonym niż w przypadku materiałów kruchych. Proces pęknięcia ciągliwego zależy od wielu czynników. Należy tu wymienić właściwości mechaniczne materiału, rodzaj obciążenia (np. proporcjonalne lub nieproporcjonalne) i jego historię, warunki środowiskowe (np. temperatura). W wyniku ich oddziaływania w konstrukcji generowany jest stan naprężenia i odkształcenia (głównie plastycznego) powodujący inicjację proces pęknięcia. Obszerne wyniki badań doświadczalnych i symulacji numerycznych przedstawiono w pracy Bao i Wierzbickiego (2004). Przeprowadzono je dla różnych kształtów próbek z karbami wykonanych z stopu aluminium 2024-T351. Na podstawie testów stwierdzono, że zależność pomiędzy trójosiowością stanu naprężenia a odkształceniem równoważnym w momencie pęknięcia można podzielić na dwie grupy. W pierwszej przyjęto, że w wyniku działania dużych trójosiowości naprężenia dominującym jest mechanizmem pęknięcia przy rozciąganiu. W grupie drugiej założono, iż w przypadku oddziaływania małych trójosiowości naprężenia, model ścinania jest dominującym.



W ostatnich latach wielu autorów przeprowadziło szereg badań eksperymentalnych i obliczeń numerycznych próbując scharakteryzować proces ciągłego pęknięcia metali pod wpływem działania złożonych obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych (Algarni i inni, 2015; Brüning i inni, 2013; Gao i inni, 2011; Papisidero i inni, 2015). Podkreślono, że trójosiowość naprężeń i parametr Lode'a są głównymi dwoma czynnikami, które wpływają na wielkość odkształcenia plastycznego. W rzeczywistości, monotoniczne testy obciążeniowe, dla różnych geometrii i w różnych warunkach obciążenia wywołują różne rozkłady naprężeń i odkształcenia dla tego samego gatunku materiału (Wierzbicki i inni, 2005; Papisidero i inni, 2014a). Przeprowadzono badania mające na celu określenie wpływu historii obciążenia na ciągłe pęknięcie materiału (Faleskog, Barsoum, 2013; Papisidero i inni, 2014b; Cortese i inni, 2016; Algarni i inni, 2017). Badania te polegały na zastosowaniu kilku nieproporcjonalnych ścieżek obciążenia jako kombinacji skręcania z rozciąganiem oraz ściskania z skręcaniem. Wykorzystano próbki rurkowe wykonane z stali i stopu aluminium. Zwrócono uwagę, iż odkształcenie w momencie inicjacji pęknięcia jest większe gdy obciążenie jest proporcjonalne, co sugeruje, że rozwój uszkodzeń następuje szybciej, gdy wyzwalane są nieproporcjonalne warunki obciążenia. W pracy Papisidero i innych, (2015) przeprowadzono nieproporcjonalne testy z zastosowaniem różnych kombinacji rozciągania z skręcaniem. Ustalono, że izotropowe prawo umocnienia nie jest odpowiednie do opisu skutków nieproporcjonalnego obciążenia. W pracy Haltom i inni (2013) na podstawie wyników badań wykazano, iż odkształcenie niszczące monotonicznie wzrasta wraz ze spadkiem naprężeń średnich. W pracy Khana i innych, (2012) przedstawiono wyniki przeprowadzone dla czystego skręcania, nieproporcjonalnego rozciągania z skręcaniem dla stopu aluminium 2024-T351. Celem tych badań było opracowanie efektywnego kryterium ciągłego pęknięcia. Wpływ przebiegu obciążenia na ciągłe pęknięcie został szczegółowo zbadany na przykładzie formowania blach (Hosford, Caddell, 2014; Wang i inni, 2017). Ustalono, że odkształcenia niszczące, generowane w miejscu powstawania szyjki, są silnie zależne od ścieżki obciążenia.

Od wielu lat są prowadzone badania dotyczące kryteriów pęknięcia określających moment inicjacji pęknięcia wywołany działaniem różnych stanów obciążenia. Jako pierwsze należy tu wymienić prace Cockcrofta i Lathama (1968), McClintocka (1968), Rice i Traceya (1969), Oyane M. 1972, w których kryteria pęknięcia uwzględniały trójosiowy stan naprężenia w postaci funkcji zapisywanej jako kombinacja naprężenia hydrostatycznego, ekwiwalentnego, maksymalnego normalnego działających w polu odkształceń plastycznych. Różne próby były podejmowane w celu uwzględnienia efektu działania trójosiowości naprężenia w kryteriach ciągłego pęknięcia (Schiffmann i inni, 2003; Mirone, Corallo, 2010; Malcher i inni, 2012). W pracy Gursona, (1977) zaproponowano kryterium pęknięcia dla materiałów ciągliwych uwzględniając wpływ naprężeń hydrostatycznych na plastyczne płynięcie i wzrost pustek. Weryfikację różnych kryteriów pęknięcia w testach rozciągania i ścinania próbek cylindrycznych przedstawiono w pracy Komoriego (2005). Kryteria plastycznego pęknięcia w złożonym stanie naprężenia, uwzględniające parametr trójosiowości stanu naprężenia, parametr Lode'a oraz ekwiwalentne odkształcenia plastyczne przedstawiono w pracy Yanshana i Hoona (2013). W

pracy Xue i Wierzbickiego (2005) zaproponowano nowe kryterium pęknięcia, bazując na zależności trójosiowości stanu naprężenia od odkształceń ekwiwalentnych w chwili pęknięcia dla różnych materiałów przedstawionych w pracach Wierzbickiego i innych (2005), i Johnsona i Cooka (1985). W kryterium tym uwzględniono dodatkową zmienną parametr Lode'a, który powiązany jest z trzecim niezmiennikiem dewiatora naprężenia. Wpływ parametru Lode'a na prognozowanie procesu pęknięcia zaproponowano również w pracach Barsouma i Faleksoga (2007), Brüniga i innych (2008), Gao i innych (2009). W pracy Sjöberga i innych (2017) przedstawiono zależność krytycznego stanu naprężenia od odkształceń niszczących. Niższe poziomy odkształceń niszczących zaobserwowano dla podwyższonej trójosiowości naprężeń. Zaproponowano złożoną zależność pomiędzy temperaturą i stanem trójosiowości naprężenia a odkształceniem powodującym pęknięcie.

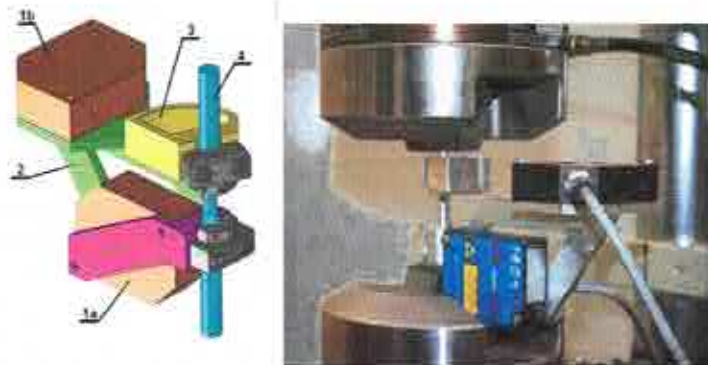
Aktualnie brakuje jednoznacznych metod prognozowania ciągłego pęknięcia. Należy jednak zauważyć, że istniejące badania wciąż są rozwijane, tworzone są nowe eksperymenty i coraz bardziej zaawansowane obliczenia numeryczne w celu odkrycia zjawisk związanych z ciągłym pękaniem materiałów. Dzięki temu są tworzone nowe kryteria pęknięcia, dokładniej opisujące proces inicjacji pęknięcia.

### **2.3.3. Badania doświadczalne pęknięcia elementów z korbami w złożonym stanie obciążenia**

Badania elementów konstrukcyjnych z korbami w złożonych stanach monotonicznego obciążenia (proporcjonalnego i nieproporcjonalnego) należą do jednych z najbardziej skomplikowanych testów. Proces badawczy wymaga precyzyjnej koordynacji przebiegu składowych obciążenia zewnętrznego. Badania eksperymentalne przedstawione w pracach [A1] i [A4] wykonano dla próbek osiowo symetrycznych z naciętymi korbami obrączkowymi o różnym promieniu zaokrąglenia w dnie karbu. Przyjęto pięć promieni karbu od 0.5 mm do 30 mm. Materiałem wyjściowym do wykonania próbek był lotniczy stop aluminium ENAW 2024 w stanie T351, dostarczony w prętach ciągnionych pochodzących z jednego wytopu. Wszystkie badania prowadzono w temperaturze pokojowej na programowalnej serwohydraulicznej maszynie MTS 858 ze sprzężeniem zwrotnym, która umożliwiała jednoczesne i niezależne sterowanie obciążeniem rozciągającym i skręcającym w dowolnej konfiguracji. Przedstawione w pracy [A4] wyniki badań eksperymentalnych, skupiały się na określeniu wpływu obciążenia o proporcjonalnych składowych rozciągających i skręcających na proces pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z korbami obrączkowymi. Przygotowano 7 schematów obciążenia. Próbkę obciążano poprzez jednoczesne wymuszone przemieszczeniowe i kątowe bazy pomiarowej. Badania rozpoczęto od określenia prędkości obciążenia dla skrajnych obciążenia (czystego rozciągania i czystego skręcania). Uzyskane wartości przyjęto do określenia prędkości początkowych dla pośrednich przypadków obciążenia. Badanie prowadzono do momentu zniszczenia każdej z próbek, przy czym karb znajdował się całkowicie w obszarze ograniczonym przez bazę pomiarową urządzenia. Moment inicjacji pęknięcia charakteryzował się widocznym spadkiem wartości siły rozciągającej lub momentu skręcającego. Ze względu na uzyskiwane duże zakresy wydłużeń bazy pomiarowej próbki do



2 mm oraz jej kąta skręcenia (nawet do  $65^{\circ}$ ), uniemożliwiające zastosowanie standardowych ekstensometrów, opracowano autorskie urządzenie do jednoczesnego bezdotykowego pomiaru wydłużenia i kąta skręcenia bazy pomiarowej, które uzyskało ochronę patentową [A6]. Zaprojektowane urządzenie do pomiarów bezkontaktowych jednocześnie mierzy wydłużenie i kąt skręcenia próbki, wykorzystując dwa niezależnie działające czujniki laserowe 1a i 1b (Rys. 1). Zaprojektowane rozwiązania umożliwia pomiary kąta obrotu w zakresie  $\pm 40^{\circ}$  oraz wydłużenia  $\pm 5$  mm bazy pomiarowej. Urządzenie wyposażone jest w specjalnie wyprofilowaną krzywkę (3). Krzywka ma dwie powierzchnie robocze wykonane z wysoką dokładnością. Pierwsza (planarna) służy do pomiaru wydłużenia, natomiast druga w kształcie spirali Archimedesa jest niezbędna do określenia kąta skręcenia.



Rys. 1 Urządzenie do bezdotykowego pomiaru wydłużenia i kąta skręcenia bazy pomiarowej (1a, 1b – lasery, 2 – uchwyty laserów, 3 – krzywka, 4 – próbka) [A6]

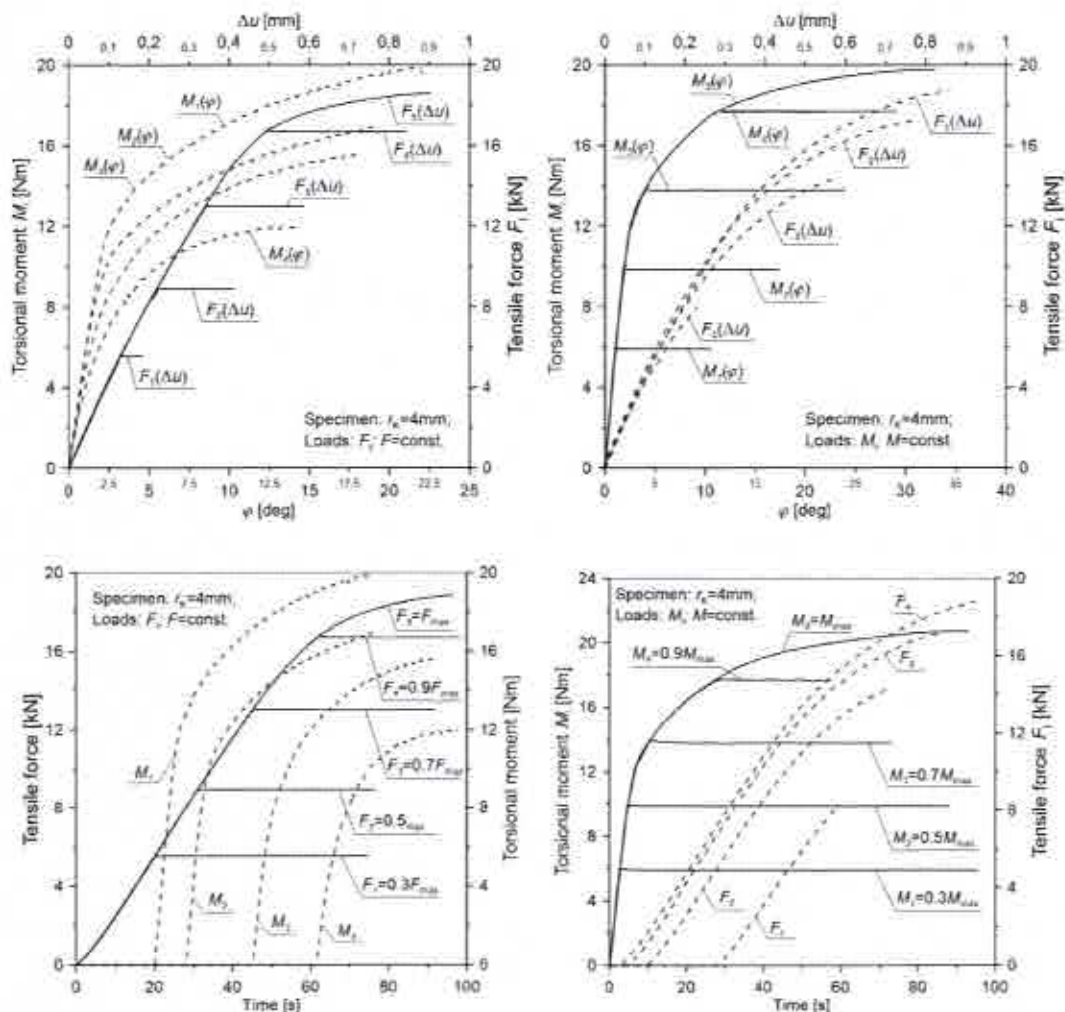
Dzięki przeprowadzonym badaniom eksperymentalnym [A4] określono wpływ promienia zaokrąglenia karbu oraz przyjętych 7 konfiguracji obciążenia na przebieg zależności siły od wydłużenia oraz momentu skręcającego od kąta skręcenia bazy pomiarowej oraz określono krytyczne obciążenia powodujące inicjację pęknięcia. Zwrócono uwagę, iż zwiększenie promienia karbu zwiększa krytyczny kąt skręcenia w każdym analizowanym przypadku obciążeń. Sytuacja ta dotyczy również krytycznego wydłużenia, zwłaszcza przy większych promieniach karbu. Przeprowadzone badania makroskopowe wykazały znaczący wpływ promienia karbu oraz schematów obciążenia na uzyskane powierzchnie pęknięcia. Dla jednoosiowego skręcania są one gładkie na całej powierzchni pęknięcia, pokrywają się z płaszczyzną symetrii karbu. Tylko niewielka, centralna ich część jest porowata. Oznacza to, że w procesie zniszczenia biorą udział dwa mechanizmy pęknięcia. Wraz ze wzrostem siły rozciągającej i jednoczesnym spadkiem momentu skręcającego, powierzchnia pęknięcia staje się porowata, formując się w charakterystyczny kształt „kielicha”. Zauważono, iż kształt „kielicha” otrzymano nie tylko dla czystego rozciągania a jego charakterystyczne wymiary zmieniały się wraz ze zmianą konfiguracji obciążenia i promienia karbu. Zauważono również, że centralny obszar powierzchni pęknięcia jest taki sam dla wszystkich rozpatrywanych przypadków - tylko rozmiar jest inny. Na podstawie analizy mikroskopowej zaobserwowano, że w tym obszarze na dnie każdego wgłębienia powstałego w wyniku łączenia się pustek znajdują się wtrącenia drugiej fazy. W centralnej części powierzchni pęknięcia wgłębienia te

charakteryzują się osiowosymetrycznym kształtem a ich oś pokrywa się z kierunkiem rozciągania. Bliżej powierzchni swobodnej, wgłębienia zmieniają swój kształt na paraboliczny. W pobliżu osi próbek powierzchnia pęknięcia jest matowa i włóknista. W warunkach czystego skręcania naprężenie ścinające osiąga maksymalną wartość w dnie karbu, dlatego wgłębienia w tym miejscu mają kształt paraboliczny nachylony w kierunku działającego naprężenia ścinającego. Otrzymane wyniki krytycznych wartości siły  $F_i$  i momentu  $M_i$  powodujące inicjację pęknięcia w próbkach z korbami o różnym promieniu dla zadanych obciążeń proporcjonalnych, opisano w prosty sposób, używając następującej formuły:

$$\left(\frac{F_i}{F_c}\right)^A + \left(\frac{M_i}{M_c}\right)^B = 1 \quad (1)$$

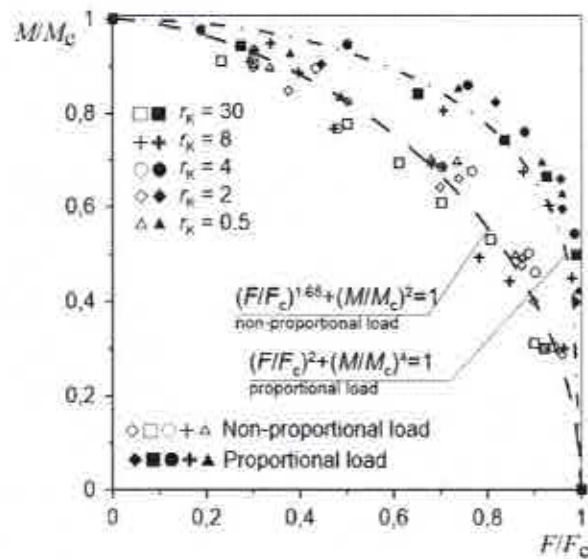
gdzie:  $F_c$  jest wartością siły krytycznej dla jednoosiowego rozciągania, wartość  $M_c$  jest krytycznym momentem dla jednoosiowego skręcania, parametry wykładnicze dla obciążeń proporcjonalnych przyjmują kolejno wartości:  $A=2$ ;  $B=4$ . Przetworzona zależność (1) wyznacza granicę obszaru, poniżej którego dowolna konfiguracja obciążenia proporcjonalnego w postaci siły rozciągającej i momentu skręcającego nie wywoła inicjacji pęknięcia w elementach wykonanych z materiału ENAW2024.

W pracy [A1] zasadniczym etapem badań doświadczalnych było określenie wpływu złożonych monotonicznych nieproporcjonalnych obciążeń rozciągająco-skręcających, na proces ciągłego pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z korbami obrączkowymi. W badaniach założono 10 konfiguracji obciążenia. Przyjęto dwie składowe monotoniczne obciążenia w postaci siły rozciągającej i momentu skręcającego ( $F$ ,  $M$ ), zadawanych bezpośrednio jeden po drugim. W pierwszym etapie składową obciążenia realizowano aż do momentu osiągnięcia założonej wartości. W etapie drugim przy utrzymanym stałym poziomie działającej pierwszej składowej obciążenia uruchamiano drugą składową obciążenia, którą realizowano aż do zniszczenia próbki. W badaniach wykorzystano jednakowe próbki z korbami jakże użyto w pracy [A4]. Materiałem wyjściowym był ten sam pręt ciągniony średnicy  $\phi 20\text{mm}$  wykonany z stopu aluminium ENAW2024. Wydłużenie i kąt skręcenia bazy pomiarowej mierzono za pomocą systemu wizyjnego Aramis 3D 4M, zaś siłę odczytywano z dynamometru a moment z momentomierza znajdującego się w głowicy maszyny wytrzymałościowej. Przyjęto, że moment inicjacji pęknięcia charakteryzował się widocznym spadkiem wartości siły lub momentu skręcającego. Otrzymane wyniki [A1] wykazały istotne oddziaływanie na siebie składowych obciążenia w przyjętych ścieżkach obciążenia nieproporcjonalnego (Rys. 2).



Rys. 2 Zależność  $F(\Delta u)$  i  $M(\varphi)$  oraz przebiegi siły rozciągającej i momentu skręcającego w czasie trwania obciążenia w różnej konfiguracji dla próbki z korbem o promieniu  $r_K = 4\text{mm}$ .

Tak jak w przypadku badań pęknięcia elementów z korbami w warunkach proporcjonalnych obciążeń [A4] tak i dla wyników uzyskanych dla obciążeń nieproporcjonalnych [A1] na rysunku 3 przedstawiono wartości sił rozciągających  $F_i$  oraz momentów skręcających  $M_i$  powodujących inicjację pęknięcia w próbkach z korbami o różnym promieniu zaokrąglenia dla różnej konfiguracji obciążenia nieproporcjonalnego. Otrzymany rozkład opisano za pomocą równania (1). Parametry wykładnicze dla obciążeń nieproporcjonalnych wyniosły kolejno:  $A=1.65$ ;  $B=2$ .



Rys. 3 Zależność momentu rozciągającego od siły rozciągającej próbek z karami dla różnych przypadków obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych

Porównując wyniki badań przedstawionych w pracy [A1] i [A4] wykazano, iż w przypadku obciążeń nieproporcjonalnych obciążenia wywołujące pęknięcie mają mniejszą wartość. Nasuwa się więc wniosek, że złożony stan obciążeń nieproporcjonalnych wywoła szybciej proces inicjacji pęknięcia niż złożony stan obciążeń proporcjonalnych. Otrzymane wyniki dają możliwość oszacowania pośrednich konfiguracji obciążeń (od nieproporcjonalnych do proporcjonalnych) powodujących inicjację pęknięcia elementów z karami wykonanych z stopu ENAW2024. Dodatkowo na podstawie przeprowadzonych badań makroskopowych zauważono, iż działanie nieproporcjonalnych obciążeń ma istotny wpływ na makroskopową postać powierzchni przelomu. W zależności od schematu obciążenia określono strefy, w których udział w pękaniu biorą różne mechanizmy pęknięcia. Wielkość tych stref zależy od poziomów pierwotnego obciążenia i jego rodzaju. Na podstawie przeprowadzonej analizy mikroskopowej zauważono, że w każdym analizowanym przelomie na dnie większości powstałych wgłębień, tak jak w przypadku przelomów uzyskanych przy działaniu obciążeń proporcjonalnych, widoczne były liczne wydzielienia (elementy fazy drugiej) w postaci miedzi, stanowiące blisko 80% ÷ 90% wydzielienia. Hamują one ruch dyslokacji co powoduje koncentrację naprężeń w ich otoczeniu. Kiedy skoncentrowane naprężenia osiągną krytyczną wartość następuje oddzielenie wydzielienia od matrycy lub pęknięcie samych wydzieleń. W efekcie powstają kolejne pustki. Na skutek ich koalescencji tworzą się nowe pęknięcia powodując silną niejednorodność odkształceń.

### 2.3.4. Modelowanie numeryczne pól naprężeń i odkształceń w elementach z karbami w złożonym stanie obciążenia

Wyniki badań eksperymentalnych przedstawionych w poprzednim rozdziale wykorzystano do modelowania numerycznego pól naprężeń i odkształceń w próbkach osiowo symetrycznych pod wpływem działania złożonych obciążeń rozciągająco-skręcających. Biorąc pod uwagę rodzaj obciążenia, do obliczeń przygotowano trójwymiarowe dyskretne modele próbek. W tym celu zastosowano przestrzenne izoparametryczne ośmiowęzłowe elementy skończone, z liniowymi funkcjami kształtu. Dyskretny model próbek wykonano jedynie dla części znajdującej się w bazie pomiarowej próbki.

Obliczenia numeryczne przedstawione w pracy [A3] dotyczyły badań pęknięcia próbek osiowo symetrycznych z karbami w kształcie V w różnej konfiguracji kąta rozwarcia i promienia zaokrąglenia dna karbu. W testach wykorzystano próbki z grafitu polikrystalicznego o nazwie handlowej EG022A, dlatego też do modelowania numerycznego przyjęto liniowo sprężysty model materiału. Obciążenia zadawano w postaci siły skupionej  $F$  i momentu skręcającego  $M$ . Wartości krytyczne  $F$  i  $M$  przyjęto bezpośrednio z doświadczenia przeprowadzonego przez jednego z współautorów pracy [A3] prof. Fillipo Berto. Dla każdego z 11 przypadków w wyniku uzyskano rozkłady naprężeń w próbkach, które wykorzystane zostały do oceny pęknięcia i sformułowania kryterium kruchej pęknięcia. W ramach obliczeń określono wpływ kształtu karbu na maksymalną wartość naprężenia. Określono również zmianę wartości maksymalnego naprężenia głównego  $\sigma_1$  w płaszczyźnie symetrii karbu w zależności od konfiguracji obciążenia.

W pracy [A5] przeprowadzono obliczenia numeryczne pól naprężeń i odkształceń w próbkach z karbami zastosowanymi w badaniach doświadczalnych, wykonanymi ze stopu aluminium ENAW2024. Wyznaczono podstawowe właściwości stopu ENAW2024 (tj. moduł Younga, współczynnik Poissona, granicę plastyczności) oraz rzeczywistą krzywą umocnienia opisującą zależność naprężeń równoważnych od odkształceń równoważnych w całym zakresie pracy materiału, aż do momentu zniszczenia. W obliczeniach przyjęto sprężysto-plastyczny model materiału ze wzmocnieniem izotropowym oraz warunek uplastycznienia Hubera von-Misesa. Nieliniową krzywą umocnienia otrzymano metodą hybrydową (eksperymentalno-numeryczna), w której kształt do momentu osiągnięcia maksymalnych naprężeń rozciągających określono bezpośrednio z badań eksperymentalnych rozciągania próbki gładkiej. Pozostałą część uzyskano na podstawie wielokrotnych obliczeń numerycznych dopasowując kształt krzywej  $F(\bar{\epsilon})$  uzyskanej bezpośrednio z doświadczenia z krzywą wyznaczoną z obliczeń numerycznych. W obliczeniach przyjęto warunki brzegowe oraz warunki obciążeniowe zgodnie z eksperymentem. Na podstawie wyników obliczeń stwierdzono, że miejsce występowania maksymalnego naprężenia zależy od rozmiaru promienia karbu, a także od przypadku obciążenia. Zauważono, że wartość maksymalnych naprężeń wzrasta, gdy proporcje obciążenia rozciągającego w stosunku do obciążenia skrętnego wzrastają. Strefa, w której naprężenia są bliskie maksymalnym zmienia się wraz ze zmianą promienia karbu. Gdy promień karbu

wzrasta, strefa rozszerza się i zmienia pozycję przemieszczając się z miejsca w pobliżu dna karbu do osi próbki. Z przeprowadzonych badań eksperymentalnych wiadomo, że kształt powierzchni pęknięcia zależy od promienia karbu i całkowicie lub częściowo pokrywa się z płaszczyzną symetrii karbu. Dlatego rozkłady naprężeń i odkształceń plastycznych w płaszczyźnie symetrii karbu poddano szczegółowej analizie. Z wyników obliczeń wywnioskowano, że miejsce inicjacji pęknięcia zależy od promienia zaokrąglenia karbu i działających obciążeń złożonych. Wytypowano trzy miejsca, w których może nastąpić inicjacja pęknięcia: pierwsze znajdujące się na osi próbki, gdzie działają maksymalne naprężenia normalne i maksymalne odkształcenie plastyczne, drugie w pewnej odległości od dna karbu, gdzie występuje maksymalna wartość naprężenia normalnego i trzecie w dnie karbu, gdzie pojawiają się maksymalne wartości odkształcenia plastycznego.

### **2.3.5. Kryterium pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z karbami w złożonym stanie obciążenia**

W przypadku materiałów konstrukcyjnych wykazujących właściwości plastyczne proces niszczenia materiału jest złożony, zarówno w warunkach obciążeń monotonicznych, jak i cyklicznie zmiennych. Zaczyna się on od inicjacji uszkodzeń (mikropęknięć, mikropustek) wywołanych wadami struktury materiału (np. wtrąceniami). W następnej fazie obserwuje się ich stopniowy rozwój i łączenie się w pęknięcia, aż do powstania dominującego pęknięcia prowadzącego do zniszczenia elementu konstrukcyjnego. Analiza wyników badań eksperymentalnych pęknięcia próbek z karbami o różnym promieniu zaokrąglenia, wykonanych ze stopu aluminium EN-AW 2024 T351, obciążonych siłą rozciągającą oraz momentem skręcającym (przedstawione w pracy [A4], [A1]) oraz wyniki modelowania numerycznego pól naprężeń i odkształceń oraz kumulacji uszkodzeń w tych próbkach z wykorzystaniem metody elementów skończonych (przedstawione w pracy [A2], [A5]) prowadzą do następujących wniosków:

- zasadniczy wpływ na proces ciągłego pęknięcia ma wartość naprężeń normalnych i stycznych na płaszczyźnie fizycznej;
- przyrost odkształceń plastycznych powoduje rozwój uszkodzeń i obniżenie krytycznych wartości naprężeń powodujących inicjację pęknięcia;
- w zależności od stanu naprężenia i odkształcenia inicjacja pęknięcia może mieć miejsce zarówno w dnie karbu, w pobliżu dna karbu lub na osi symetrii próbki.

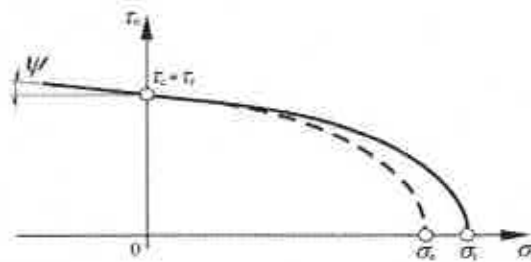
W związku z tym kryterium pęknięcia materiału (w tym przypadku stopu aluminium EN-AW 2024 T351) można zapisać podobnie do naprężeniowego kryterium kruchego pęknięcia elementów konstrukcyjnych zaproponowanego w pracy (Seweryn i Mróz, 1995). Założono w nim to, że inicjacja pęknięcia ma miejsce wówczas gdy naprężeniowa funkcja pęknięcia  $R_\sigma$  na dowolnej płaszczyźnie fizycznej o normalnej  $\mathbf{n}$  osiągnie wartość krytyczną, a mianowicie:

$$R_{\sigma} = \max_{(n)} R_\sigma \left( \frac{\sigma_n}{\sigma_c}, \frac{\tau_n}{\tau_c} \right) = 1, \quad (2)$$



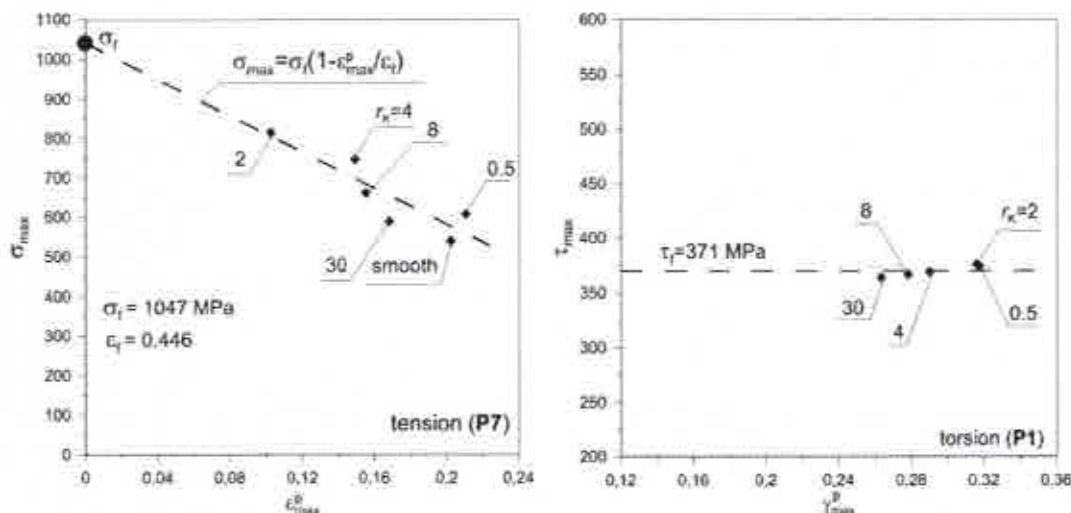
gdzie  $R_{\sigma}$  jest naprężeniowym współczynnikiem pęknięcia (maksymalną wartością naprężeniowej funkcji pęknięcia w danym punkcie),  $\sigma_n$  i  $\tau_n$  są naprężeniami normalnymi i stycznymi na płaszczyźnie fizycznej,  $\sigma_c$  i  $\tau_c$  są wartościami krytycznymi naprężeń normalnych i stycznych (naprężeniami niszczącymi). Postać naprężeniowej funkcji pęknięcia  $R_{\sigma}(\sigma_n/\sigma_c, \tau_n/\tau_c)$  została wyznaczona na podstawie energetycznego warunku rozwoju mikropęknięć w materiale, z uwzględnieniem efektu tarcia i dylatacji wywołanego nierównościami na powierzchniach mikropęknięć oraz zamykania się pęknięć w strefie naprężeń ściskających (Mróz i Seweryn, 1998). Przyjęto ją jako kombinację warunku eliptycznego w strefie działania naprężeń rozciągających oraz warunku Coulomba w strefie działania naprężeń ściskających (rys. 4), a mianowicie:

$$R_{\sigma} \left( \frac{\sigma_n}{\sigma_c}, \frac{\tau_n}{\tau_c} \right) = \begin{cases} \sqrt{\left( \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_n}{\tau_c} \right)^2} & \text{dla } \sigma_n \geq 0 \\ \frac{|\tau_n|}{\tau_c} + \frac{\sigma_n}{\tau_c} \operatorname{tg} \psi & \text{dla } \sigma_n < 0 \end{cases} \quad (3)$$



Rys. 4. Naprężeniowa funkcja pęknięcia w postaci warunku eliptycznego połączonego z warunkiem Coulomba

Ważnym problemem jest określenie wartości naprężeń niszczących dla materiału: normalnych  $\sigma_c$  i stycznych  $\tau_c$ . Wyznaczono je z wykorzystaniem krytycznych wartości naprężeń i odkształceń obliczonych dla próbek z karami obciążonych jednoosiowo: rozciąganych lub skręcanych. Wykorzystano przy tym wyniki badań doświadczalnych przedstawione w pracy [A4] oraz wyniki obliczeń numerycznych opisanych w pracy [A5]. Na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych przełomów próbek założono, że w obu przypadkach obciążenia inicjacja pęknięcia miała miejsce w płaszczyźnie symetrii karbu.



Rys. 5. Rozkład naprężenia normalnego  $\sigma_{\max}$  i stycznego  $\tau_{\max}$  w momencie inicjacji pęknięcia w próbkach z korbami o promieniu zaokrąglenia dna karbu  $r_k$  w zależności od maksymalnego plastycznego odkształcenia liniowego  $\varepsilon_{\max}^p$  dla rozciągania i maksymalnego plastycznego odkształcenia postaciowego  $\gamma_{\max}^p$  dla ścinania

Na rysunku 5 przedstawiono krytyczne wartości naprężenia normalnego  $\sigma_{\max}$  powodującego inicjację pęknięcia w rozciąganych próbkach z korbami o różnym promieniu zaokrąglenia dna karbu w zależności od maksymalnych wartości plastycznego odkształcenia liniowego  $\varepsilon_{\max}^p$ . Położenie punktów dla poszczególnych promieni korbów określono na podstawie analizy otrzymanych wartości maksymalnych naprężeń ( $\sigma_{\max}$ ,  $\tau_{\max}$ ) i odkształceń ( $\varepsilon_{\max}^p$ ,  $\tau_{\max}^p$ ) w trzech charakterystycznych miejscach opisanych powyżej. W proponowanym podejściu wartość krytycznego naprężenia normalnego  $\sigma_c$  uzależniono od maksymalnego liniowego odkształcenia plastycznego  $\varepsilon_{\max}^p$ . Zaproponowano następującą przybliżoną, liniową postać tego wyrażenia:

$$\sigma_c = \sigma_f \left( 1 - \frac{\varepsilon_{\max}^p}{\varepsilon_f} \right) \quad (4)$$

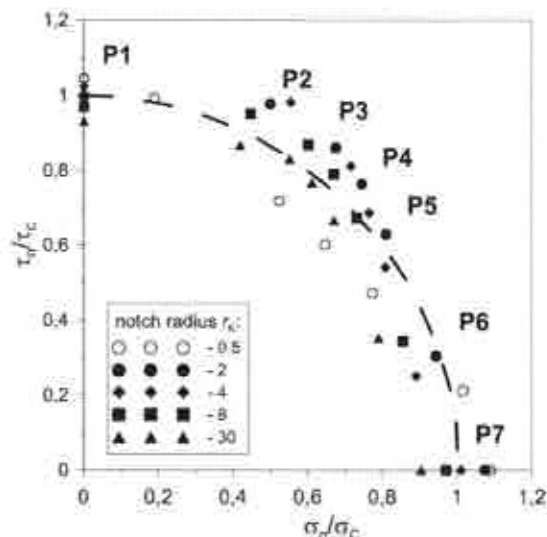
gdzie  $\sigma_f$  jest normalnym naprężeniem niszczącym dla nieuszkodzonego materiału (bez odkształceń plastycznych), a  $\varepsilon_f$  jest krytycznym odkształceniem plastycznym materiału. Zależność (4) powinna być stosowana tylko w tym zakresie odkształceń, dla którego została doświadczalnie zweryfikowana (w naszym przypadku dla  $\varepsilon_{\max}^p < 0.22$ ). Dodatkowo na rysunku 5 przedstawiono również krytyczne wartości naprężenia stycznego  $\tau_{\max}$  powodujące inicjację pęknięcia w skręcanych próbkach z korbami o różnym promieniu zaokrąglenia w zależności od maksymalnych wartości plastycznego odkształcenia postaciowego  $\gamma_{\max}^p$ . W przypadku wszystkich skręcanych próbek z korbami przyjęto, że inicjacja pęknięcia miała miejsce w dnie karbu, gdyż tam występują największe wartości  $\tau_{\max}$  oraz  $\gamma_{\max}^p$ . Należy zwrócić uwagę, iż



wartość krytycznego naprężenia stycznego  $\tau_c$  nie zależy od wartości maksymalnego postaciowego odkształcenia plastycznego  $\gamma_{max}^p$ , czyli:

$$\tau_c = \tau_f \quad (5)$$

gdzie  $\tau_f$  jest stycznym naprężeniem niszczącym dla nieuszkodzonego materiału.



Rys. 6 Weryfikacja doświadczenia eliptycznego warunku ciągłego pęknięcia rozciąganych i skręcanych próbek z karami wykonanymi ze stopu aluminium EN-AW 2024 T351.

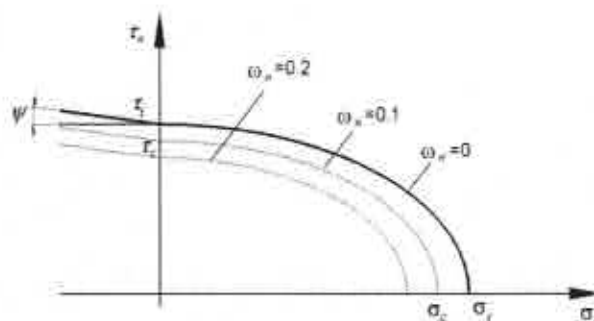
Na rysunku 6 przedstawiono doświadczną weryfikację zaproponowanego kryterium ciągłego pęknięcia, opisanego zależnościami (2)-(5) w złożonym stanie obciążenia (rozciąganie + skręcanie). Podobnie jak poprzednio wykorzystano wyniki badań doświadczalnych przedstawione w pracy [A4] oraz wyniki modelowania numerycznego pól naprężeń i odkształceń opisane w pracy [A5]. W przypadku każdego rodzaju próbki i obciążenia obliczenia przeprowadzono dla szeregu punktów o różnej współrzędnej promieniowej  $r$  i wybrano ten punkt, dla którego otrzymano największą wartość naprężeniowej funkcji pęknięcia  $R_{\sigma}(\sigma_n/\sigma_c, \tau_f/\tau_c)$ . Należy zwrócić uwagę na dość dobrą zgodność wyników prognozowania pęknięcia z wynikami eksperymentalnymi.

W pracy [A2] przedstawiono obliczenia kumulacji uszkodzeń i pęknięcia próbek z karami obrączkowymi w zakresie złożonych obciążeń monotonicznych wykorzystując do tego celu prawo kumulacji uszkodzeń wykorzystywane w obliczeniach zmęczeniowych oraz kryteriach pęknięcia. W proponowanym podejściu przyjęto, iż naprężenia niszczące dla materiału: normalne  $\sigma_c$  i styczne  $\tau_c$  są funkcjami zmiennej stanu uszkodzenia materiału  $\omega_n$ , które przyjęto w następującej prostej postaci:

$$\sigma_c = \sigma_f(1 - \omega_n), \quad \tau_c = \tau_f(1 - \omega_n) \quad (6)$$

gdzie  $\sigma_f$  i  $\tau_f$  są naprężeniami niszczącymi dla nieuszkodzonego materiału (dla  $\omega_n = 0$ ).

Efektom uzależnienia naprężeń niszczących  $\sigma_c$  i  $\tau_c$  od zmiennej stanu uszkodzenia  $\omega_n$  jest „kurczenie się” krzywej granicznej opisaną naprężeniową funkcją pęknięcia (3) wraz ze wzrostem uszkodzeń na płaszczyźnie fizycznej, co graficznie przedstawiono na rysunku 7.



Rys. 7. Naprężeniowa funkcja pęknięcia w postaci warunku eliptycznego połączonego z warunkiem Coulomba dla płaszczyzny fizycznej oraz efekt zmiennej stanu uszkodzenia

W proponowanym modelu obliczeniowym prawo kumulacji uszkodzeń spowodowanej rozwojem odkształceń plastycznych, zostało sformułowane w sposób przyrostowy, dzięki czemu można analizować dowolne przebiegi obciążenia. Przyrost zmiennej stanu uszkodzenia  $d\omega_n$  na płaszczyźnie fizycznej uzależniony został od naprężeniowej funkcji kumulacji uszkodzeń  $\Psi_p$  oraz przyrostu plastycznych odkształceń postaciowych  $d\gamma_n^p$  na płaszczyźnie fizycznej, a mianowicie (Szusta i Seweryn, 2011):

$$d\omega_n = A_p \Psi_p(\sigma_n, \tau_n, \omega_n) |d\gamma_n^p|, \quad (7)$$

gdzie  $\Psi_p$  jest funkcją kumulacji uszkodzeń, i zmienna materiałowa  $A_p$  opisuje ewolucję właściwości plastycznych materiału w zależności od aktualnego stanu naprężenia. Można ją utożsamiać z odwrotnością modułu plastycznego  $E_p$  w danym punkcie krzywej umocnienia, a mianowicie:

$$A_p = \frac{3}{2} \frac{1}{E_p} = \frac{3}{2} \left[ \frac{d\varepsilon}{d\sigma} - \frac{1}{E} \right] \quad (8)$$

gdzie  $E$  jest modułem Younga, a  $d\sigma/d\varepsilon$  jest tangensem kąta nachylenia krzywej rozciągania materiału w danym punkcie tej krzywej. Funkcję kumulacji uszkodzeń  $\Psi_p$  zaproponowano w następującej postaci (Seweryn i inni, 2008):

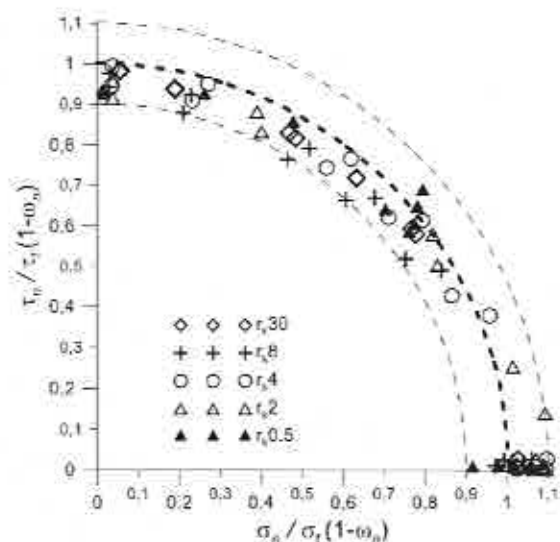
$$\Psi_p(\sigma_n, \tau_n, \omega_n) = \left( 1 - \frac{1}{3} R_\sigma(\sigma_n, \tau_n, \omega_n) \right)^{1/c} \quad (9)$$

gdzie  $R_\sigma$  jest naprężeniową funkcją pęknięcia,  $c$  jest wykładnikiem występującym w zależności Mansona-Coffina określającej trwałość zmęczeniową dla obciążeń cyklicznie zmiennych (Manson, 1953, Coffin, 1954). Zaproponowano prostszy warunek pęknięcia, zależny jedynie od zmiennej stanu uszkodzenia (Seweryn i inni, 2008):

$$\omega_{\max} = \max_{(n, \omega_n)} \omega_n = 1. \quad (10)$$

W tym przypadku zakłada się, że pęknięcie nastąpi wówczas, gdy zmienna stanu uszkodzenia wywołana odkształceniami plastycznymi w dowolnym punkcie i na dowolnej płaszczyźnie fizycznej osiągnie wartość krytyczną. Zmienna stanu uszkodzenia wynikająca z

działania poszczególnych przyrostów obciążenia (naprężenia i odkształcenia) na danych płaszczyznach fizycznych określonych przez wektor normalny  $\mathbf{n}$ , była sumowana, w każdym kroku niezależnie dla każdej płaszczyzny. Rysunek 8 prezentuje krytyczne wartości naprężeń na płaszczyźnie  $(\sigma_n, \tau_n)$ , dla różnych korbów i obciążeń unormowane względem wartości naprężeń niszczących wyznaczonych dla skrajnych przypadków obciążenia (rozciągania, skręcania).



Rys. 8. Krytyczne wartości naprężeń dla różnych korbów i obciążeń

Największe wartości zmienna stanu uszkodzenia przyjmowała dla próbek z karbem o najmniejszym promieniu zaokrąglenia. Wraz ze wzrostem promienia karbu w większości przypadków obciążeń jej wartości zmniejszały się. Zmienna stanu uszkodzenia dla rozpatrywanych korbów rosła wraz ze wzrostem udziału skręcania w przyjętym schemacie obciążenia. Inicjacja pęknięcia miała miejsce w płaszczyźnie symetrii karbu.

W pracy [A3] wyniki modelowania numerycznego pól naprężeń otrzymane na podstawie wyników badań eksperymentalnych przedstawionych w pracy (Berto, 2015), prowadzą także do wniosku, że istotny wpływ na proces pęknięcia ma wartość naprężenia na płaszczyźnie fizycznej, w szczególności normalnych. Naprężeniowe kryterium pęknięcia (2) dostosowano do badanego rodzaju materiału i przyjętego złożonego, proporcjonalnego obciążenia. W przypadku materiałów kruchych, takich jak grafit EG0022A, mamy również zależność  $\sigma_c < \tau_c$ . Stąd też warunki (2) - (3) w strefie naprężeń rozciągających można łatwo zredukować do prostego wzoru opisanego poniżej:

$$\max_{(\mathbf{x}_i, \mathbf{a})} \sigma_n = \sigma_c \quad (11)$$

Równanie (11) oraz (2, 3) może być stosowane w przypadku małych gradientów naprężeń, tj. w próbkach o dużym promieniu zaokrąglenia dna karbu. W przypadku dużych gradientów naprężeń występujących w próbkach z ostrymi korbami (również w wycięciach o bardzo małym promieniu zaokrąglenia) w pobliżu wierzchołka karbu powstają uszkodzenia (np. mikropęknięcia), które powodują redystrybucję naprężeń. W takim przypadku konieczne

jest zastosowanie podejścia nielokalnego, a kryterium kruchego pęknięcia można zapisać w formie, zaproponowanej w pracy (Seweryn, 1994). W przypadku działania złożonych obciążeń należało wziąć pod uwagę, że inicjacja pęknięcia występuje w różnych kierunkach. Dlatego uśrednianie normalnych naprężeń powinno być przeprowadzane na różnych płaszczyznach fizycznych. Obliczenia wykazały, że w przypadku rozważanych warunków obciążenia maksymalne naprężenia  $\sigma_1$  znajdują się w dnie karbu, ale ich kierunek nie pokrywa się z kierunkiem określonym przez oś próbki. Założono, że płaszczyzna krytyczna jest nachylona pod pewnym kątem  $\varphi$  do płaszczyzny symetrii karbu. Przyjęto, że kąt nachylenia wektora normalnego płaszczyzny fizycznej do osi próbki zależy od stosunku wartości momentu skręcającego do siły rozciągającej. Dla próbki o największym promieniu zaokrąglenia i największym kącie rozwarcia karbu przyjęto, że maksymalne naprężenie główne  $\sigma_1$  uzyskane z obliczeń numerycznych osiąga naprężenie krytyczne  $\sigma_c$ . Dla pozostałych próbek naprężenia krytyczne obliczono z uwzględnieniem uśrednionego maksymalnego naprężenia w strefie pęknięcia określonej równaniem:

$$d_0 = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{2K_{Ic}}{\sigma_c} \right)^2 \quad (12)$$

Ze względu na brak wartości odporności na pęknięcie  $K_{Ic}$ , długość strefy pęknięcia  $d_0$  obliczono całkując wartości maksymalnych naprężeń normalnych na płaszczyźnie fizycznej dla różnych wartości  $d_0$  tak, aby wartość uśredniona przyjęła wartość naprężeń niszczących  $\sigma_c$ . Obliczenia wykonano dla próbki o najmniejszym promieniu zaokrąglenia dna karbu i o najmniejszym kącie jego rozwarcia, czyli dla największych gradientów naprężeń, a jednocześnie największych wartości naprężeń normalnych w dnie karbu w momencie pęknięcia. Uśrednione wartości porównano z wartością naprężenia niszczącego  $\sigma_c$ . Maksymalny błąd względny w odniesieniu do przewidywania kruchego pęknięcia próbek nie przekraczał 10%, a średni błąd względny wyniósł 3,73%. Stosując prostą korektę wartości naprężenia niszczącego  $\sigma_c$ , znacznie obniżono wartość błędów. Zakładając uśrednioną wartość z maksymalnego normalnego naprężenia  $\sigma_{max}$  w dnie karbu i uśrednioną wartość na długości  $d_0$ , to jest:

$$\sigma_c = \frac{1}{2} (\sigma_{max} + \bar{\sigma}_{max}) \quad (13)$$

uzyskano maksymalne względne odchylenie między przewidywaniami teoretycznymi a oceną pęknięcia 9,1%, a średni błąd względny mniejszy niż 0,33%.

### 2.3.6. Podsumowanie

Główne osiągnięcia uzyskane w ramach przedstawionych w poprzednich rozdziałach badań zostały wymienione poniżej.

1. Opracowano metodykę badań doświadczalnych procesu pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z karami obrączkowymi wykonanych z lotniczego stopu aluminium ENAW\_2024-T351 w warunkach złożonych, monotonicznych obciążeń (o proporcjonalnych i nieproporcjonalnych składowych). Stanowisko badawcze zawierało maszynę wytrzymałościową MTS 85 doposażoną w oryginalne urządzenie do pomiaru wydłużenia/skrócenia i kąta skręcenia bazy pomiarowej próbki, będące podstawą uzyskanego patentu [A6]. Zaprojektowane i wykonane urządzenie, pozwala na jednoczesny bezdotykowy pomiar wydłużenia/skrócenia ( $\Delta u$ ) i kąta skręcenia ( $\varphi$ ) bazy pomiarowej dla różnych stanów złożonych obciążeń monotonicznych rozciągająco-skręcających w zakresie dużych deformacji ( $\Delta u \pm 2$  mm i  $\varphi \pm 60^\circ$ ). Innowacyjne rozwiązanie, wykorzystuje dwa niezależnie urządzenia laserowe współpracujące z specjalnie wyprofilowanymi dwoma powierzchniami wykonanymi z wysoką dokładnością. Przeprowadzono weryfikację porównując otrzymane wyniki pomiarów z urządzenia z wynikami uzyskanymi z komercyjnego systemu wizyjnego ARAMIS 3D 4M. Uzyskano bardzo dobrą zbieżność wyników (prace: [A4], [A6]).
2. Za oryginalne uważam wyniki badań eksperymentalnych procesów pęknięcia próbek z karami obrączkowymi o promieniach zaokrąglenia 0.5, 2, 4, 8 i 30 mm. Badania przeprowadzono w zakresie złożonych, proporcjonalnych i nieproporcjonalnych składowych obciążenia monotonicznego (rozciąganie z skręcaniem). Przyjęto 7 konfiguracji składowych obciążenia proporcjonalnego oraz 10 konfiguracji składowych dla obciążenia nieproporcjonalnego. Wykazano, że konfiguracja obciążeń nieproporcjonalnych jest bardziej niekorzystna jeśli chodzi o krytyczne wartości obciążenia (wywołuje proces pęknięcia w materiale przy mniejszej ich wartości). Wykonana analiza makro i mikroskopowa powierzchni pęknięcia wykazała, iż w procesie pęknięcia można wyróżnić dwa mechanizmy, a kształt powierzchni pęknięcia zależy od zadanych ścieżek obciążenia i promienia zaokrąglenia karbu. Uzyskane wyniki być podstawą do opisu procesów pęknięcia materiałów ciągliwych (w skali mikro- i makro) w złożonych stanach obciążenia monotonicznego. Mogą również posłużyć do weryfikacji kryteriów pęknięcia (prace: [A1], [A4]).
3. Za oryginalne uważam wyniki nieliniowego modelowania numerycznego za pomocą metody elementów skończonych, dzięki którym wyznaczono rozkłady odkształceń (przede wszystkim plastycznych) i naprężeń w próbkach cylindrycznych z karami obrączkowymi oraz ich zmienność w trakcie działania złożonych monotonicznych składowych obciążenia proporcjonalnego. W obliczeniach wykorzystano rzeczywistą krzywą umocnienia materiału wyznaczoną za pomocą metody hybrydowej (doświadczalno – numerycznej). Wyniki obliczeń pozwoliły na analizę wpływu kształtu karbu oraz konfiguracji obciążenia na miejsca występowania maksymalnych wartości krytycznego naprężenia oraz odkształcenia. Dzięki nim określono potencjalne miejsca inicjacji pęknięcia oraz stanowiły główny element



- w prognozowaniu pękania. Wykazano, że w modelowanych próbkach z korbami, na które działa złożone obciążenie można wyszczególnić trzy potencjalne miejsca inicjacji pęknięcia określone położeniem maksymalnych naprężeń głównych i plastycznych odkształceń liniowych (praca [A5]).
4. Do ważnych osiągnięć zaliczyć można opracowanie naprężeniowego kryterium pękania elementów z korbami wykonanych z materiałów ciągliwych poddanych złożonym stanom obciążenia o proporcjonalnych składowych. Do prognozowania pękania wykorzystano funkcję naprężeń stycznych i naprężeń normalnych na płaszczyźnie fizycznej, odniesionych do ich wartości krytycznych. Założono, że inicjacja pęknięcia nastąpi wówczas, gdy funkcja ta osiągnie wartość krytyczną. W proponowanym podejściu wartość krytycznego naprężenia normalnego powodującego inicjację pęknięcia uzależniono od maksymalnego odkształcenia plastycznego. Wykazano również, że wartość krytycznego naprężenia stycznego nie zależy od wartości maksymalnego postaciowego odkształcenia plastycznego. Przeprowadzona weryfikacja opracowanego kryterium pękania z badaniami doświadczalnymi wykazała dobrą zgodność wyników (praca [A5]).
  5. Do kolejnego osiągnięcia należy zaliczyć wykorzystanie zmęczeniowego modelu kumulacji uszkodzeń i pękania do prognozowania stanu uszkodzenia i pękania elementów z korbami w warunkach monotonicznego obciążenia rozciągająco-skręcającego. W modelu tym stan uszkodzenia materiału wywołany rozwojem odkształceń plastycznych, został opisany za pomocą izotropowej zmiennej, związanej z płaszczyzną fizyczną. Założono także, że naprężenia niszczące styczne i normalne na tej płaszczyźnie zależą od zmiennej stanu uszkodzenia. W proponowanym modelu obliczeniowym prawo kumulacji uszkodzeń, zostało sformułowane w sposób przyrostowy, dzięki czemu można analizować dowolne przebiegi obciążenia. Przyrost zmiennej stanu uszkodzenia na danej płaszczyźnie fizycznej uzależniony został od wartości naprężeń normalnych oraz od przyrostu plastycznych odkształceń postaciowych na tej płaszczyźnie. Przeprowadzona weryfikacja zmodyfikowanego modelu wykazała dobrą zgodność wyników (praca [A2]).
  6. Jako swoje osiągnięcie uznaję modyfikację nielokalnego naprężeniowego kryterium w celu prognozowania pękania elementów z korbami, wykonanych z materiałów o charakterystyce zbliżonej do liniowo sprężystej, w warunkach złożonych obciążeń monotonicznych. Założono, że pęknięcie ma miejsce wówczas gdy funkcja naprężeń normalnych i tnących na płaszczyźnie fizycznej, uśrednionych na odcinku strefy pęknięcia, osiągnie wartość krytyczną. Zaproponowano iteracyjną metodę wyznaczania długości strefy pęknięcia bez znajomości wartości odporności na pęknięcie badanego materiału. Do tego celu wykorzystano dane dla próbek o najmniejszym i największym promieniu zaokrąglenia i kąta rozwarcia karbu. Dzięki temu podejściu z dostatecznie dobrą dokładnością można wyznaczyć krytyczne wartości obciążenia powodujące inicjację pęknięcia w elementach z korbami. Zmodyfikowane kryterium poddano weryfikacji, uzyskując dobrą zgodność wyników (praca [A3]).

### 2.3.7. Literatura

1. Algarni M., Bai Y., Choi Y., (2015) A study of Inconel 718 dependency on stress triaxiality and Lode angle in plastic deformation and ductile fracture, *Eng. Fract. Mech.* 147, 140–157.
2. Algarni M., Choi Y., Bai Y. (2017) A unified material model for multiaxial ductile fracture and extremely low cycle fatigue of Inconel 718, *Int. J. Fatigue*, 96, 162–177
3. Bao, Y., Wierzbicki T. (2004) On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space, *Int. J. Mech. Sci.*, 46, 81–98.
4. Barsoum, I., Faleskog, J. (2007), Rupture mechanisms in combined tension and shear – experiments, *Int. J. Sol. Struct.* 44, 1768–1786.
5. Berto F., Campagnolo A., Ayatollahi M. (2015), Brittle Fracture of Rounded V-notches in Isostatic Graphite under Static Multiaxial Loading, *Phys. Mesom.*, 18-4, 283-297.
6. Brighenti R. (2009) Fracture behaviour of brittle fibre-reinforced solids by a new FE formulation. *Int. J. Comp. Struct.* 91, 324–336.
7. Brighenti R., Scorza D. (2012) Numerical modelling of the fracture behaviour of brittle materials reinforced with unidirectional or randomly distributed fibres, *Mech. of Mat.* 52, 12–27.
8. Brüning M., Gerke S., Hagenbrock V. (2013) Micro-mechanical studies on the effect of the stress triaxiality and the Lode parameter on ductile damage. *Int. J. Plast.* 50, 49–65.
9. Brüning, M., Chyra, O., Albrecht, D., Driemeier, L., Alves, M. (2008), A ductile damage criterion at various stress triaxialities, *Int. J. Plast.*, 24, 1731–1755.
10. Cockcroft, M.G., Latham, D.J. (1968), Ductility and the workability of metals. *J. Inst. Met.* 96, 33–39.
11. Coffin L.R (1954). A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal, *Trans. ASME*, 76, 931-950.
12. Cortese L., Nalli F., Rossi M. (2016) A nonlinear model for ductile damage accumulation under multiaxial non-proportional loading conditions. *Int. J. Plast.* 85, 77–92.
13. Derpeński L., Seweryn A. (2016) Ductile fracture of EN-AW 2024 aluminum alloy specimens with notches under biaxial loading. Part 2 - Numerical research and ductile fracture criterion, *Theor. Appl. Fract. Mech.* 84, 203–214.
14. Derpeński L., Seweryn A., (2016), Ductile fracture criterion for specimens with notches made of aluminium alloy EN-AW 2024, *J. Theor. Applied Mech.*, 54(4) 1079-1093.
15. Derpeński L., Seweryn A. (2016), Ductile fracture of EN-AW 2024 aluminum alloy specimens with notches under biaxial loading. Part 1 - Experimental research, *Theor. Appl. Fract. Mech.* 84, 192-202.
16. Derpeński L., Seweryn A. (2011), Experimental research into fracture of EN-AW 2024 and EN-AW 2007 aluminium alloy specimens with notches subjected to tension, *Exp. Mech.* 51, 1075–1094.
17. Faleskog J., Barsoum I. (2013) Tension–torsion fracture experiments—Part I: Experiments and a procedure to evaluate the equivalent plastic strain. *Int. J. Solids Struct.* 50, 4241–4257



18. Gao X., Zhang T., Zhou J., Graham S.M., Hayden M., Roe C. (2011) On stress-state dependent plasticity modeling: Significance of the hydrostatic stress, the third invariant of stress deviator and the non-associated flow rule, *Int. J. Plast.*, 27, 217–231.
19. Gao, X., Zhang, T., Matthew, H. (2009), Effects of the stress state on plasticity and ductile failure of an aluminum 5083 alloy, *Int. J. Plast.*, 25, 2366–2382.
20. Glinka G. (1985) Energy density approach to calculation of inelastic strain–stress near notches and cracks, *Eng. Fract. Mech.* 22, 485–508.
21. Gurson, A.L. (1977), Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I. Yield criteria and flow rules for porous ductile media, *J. Eng. Mat. Tech.*, 99, 2–15.
22. Haltom S.S., Kyriakides S., Ravi-Chandar K. (2013) Ductile failure under combined shear and tension, *Int. J. Solids Struct.* 50, 1507–1522.
23. Hosford W.F., Caddell R.M. (2014) *Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*, 4th ed., Cambridge University Press.
24. Johnson, G.R., Cook, W.H. (1985) Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Eng. Fract. Mech.*, 21, 31–48.
25. Khan A.S., Liu H. (2012) A new approach for ductile fracture prediction on Al-2024-T351 alloy, *Int. J. Plast.*, 35, 1–12.
26. Komori K. (2005), Ductile fracture criteria for simulating shear by node separation method, *J. Theor. Appl. Fract. Mech.* 43, 101–114.
27. Malcher L., Pires F.M.A., César de Sá J.M.A. (2012), An assessment of isotropic constitutive models for ductile fracture under high and low stress triaxiality, *Int. J. Plast.*, 30–31, 81–115
28. Manson S. S. (1953), Behavior of materials under conditions of thermal stress, *NACA TN-2933*.
29. McClintock F.A. (1968). A criterion for ductile fracture by the growth of holes, *J. Appl. Mech. ASME*, 35, 353–371.
30. Mirone G., Corallo D., (2010). A local viewpoint for evaluating the influence of stress triaxiality and Lode angle on ductile failure and hardening, *Int. J. Plast.* 26, 348–371.
31. Mróz Z., Seweryn A. (1998) Non-local failure and damage evolution rule: application to a dilatant crack model, *J. de Physique IV France*, 8, 257-268.
32. Oyane, M. (1972), Criteria of ductile fracture strain, *Bulletin of the JSME – Japan Society of Mechanical Engineers*, 15, 1507–1513.
33. Papasidero J., Doquet V., Lepeur S. (2014a) Multiscale investigation of ductile fracture mechanisms and strain localization under shear loading in 2024-T351 aluminum alloy and 36NiCrMo16 steel, *Mat. Sci. Eng. A* 610, 203–219
34. Papasidero J., Doquet V., Mohr D. (2015) Ductile fracture of aluminum 2024-T351 under proportional and non-proportional multi-axial loading: Bao Wierzbicki results revisited, *Int. J. Solids Struct.* 69,70, 459-474



35. Papasidero J., Doquet V., Mohr D., (2014b) Determination of the Effect of Stress State on the Onset of Ductile Fracture Through Tension-Torsion Experiments. *Exp. Mech.* 54, 137–151.
36. Pineau A., Benzerga A., Pardoen T. (2016) Failure of metals I: Brittle and ductile fracture, *Acta Materialia*, 107, 424-483.
37. Rice, J.R., Tracey, D.M. (1969) On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *J. Mech. Phys. Solids*, 17, 201–217.
38. Schiffmann, R., Heyer, J., Dahl, W. (2003) On the application of the damage work density as a new initiation criterion for ductile fracture, *Eng. Fract. Mech.*, 70, 1543–1551.
39. Seweryn A. (1994) Brittle fracture criterion for structures with sharp notches, *Eng. Fract. Mech.* 49, 673-681.
40. Seweryn A., Buczyński A., Szusta J. (2008): Damage accumulation model for low cycle fatigue, *Int. J. Fatigue*, 30 (4), 756 – 765.
41. Seweryn A., Mróz Z. (1995) A non-local stress failure condition for structural elements under multiaxial loading, *Eng. Fract. Mech.* 51, 955-973.
42. Sih G.C., Ho J.W. (1991) Sharp notch fracture strength characterized by critical energy density, *Theor. Appl. Fract. Mech.* 16, 179–214.
43. Sjöberg T., Kajberg J., Oldenburg M. (2017), Fracture behaviour of Alloy 718 at high strain rates, elevated temperatures, and various stress triaxialities, *Eng. Fract. Mech.*, 178, 231–242
44. Susmel L., Taylor D. (2013) The theory of critical distances to estimate finite lifetime of notched components subjected to constant and variable amplitude torsional loading, *Eng. Fract. Mech.* 98 (1), 64-79.
45. Szusta J., Seweryn A. (2011): Fatigue damage accumulation modelling in the range of complex low-cycle loadings – The strain approach and its experimental verification on the basis of EN AW-2007 aluminum alloy, *Int. J. Fatig.*, 33, 2, 255-264.
46. Wang H., Yana Y., Hanb F., Wan M. (2017) Experimental and theoretical investigations of the forming limit of 5754O aluminum alloy sheet under different combined loading paths, *Int. J. Mech. Sci.* 133, 147–166
47. Wierzbicki T. Bao Y. Lee YW. Bai Y. (2005) Calibration and evaluation of seven fracture models, *Int. J. Mech. Sci.* 47, 719–743.
48. Xue, L., Wierzbicki, T. (2005), On the effect of the third invariant of the stress deviator on ductile fracture. Technical report, *Impact and Crashworthiness Laboratory, Massachusetts Institute of Technology*, Cambridge, MA.
49. Yanshan L., Hoon H., (2013). Evaluation of ductile fracture criteria in a general three-dimensional stress state considering the stress triaxiality and the lode parameter, *Acta Mech. S. Sin.*, 26, 642-658.
50. Yongtao Y., Xuhai T., Hong Z., Quansheng L., Lei H. (2016) Three-dimensional fracture propagation with numerical manifold method, *Eng. Anal. Bound. Elem.* 72, 65–77.

**3. Omówienie pozostałych osiągnięć naukowo – badawczych zgodnie z Rozporządzeniem Ministra Nauki i Szkolnictwa Wyższego z dnia 1 września 2011 r. w sprawie kryteriów oceny osiągnięć osoby ubiegającej się o nadanie stopnia doktora habilitowanego**

**3.1. Dorobek w zakresie osiągnięć naukowo badawczych:**

Autorstwo lub współautorstwo publikacji naukowych w czasopismach znajdujących się w bazie JCR, niewchodzących w osiągnięcie naukowe w myśl ustawy:

**Publikacje z listy czasopism punktowanych (część A) – indeksowanych w bazie JCR**

**[B1] Derpeński L., Seweryn A., Bartoszewicz J. (2019), Ductile fracture of notched aluminum alloy specimens under elevated temperature. Part - 1 Experimental research, *Journal of Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 102, pp. 70-82; IF-2017 = 2.215, IF-5years = 2.516 (mój udział szacuję na 60%);**

Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: przygotowaniu przeglądu literatury, zaprojektowaniu próbek, wykonaniu badań makroskopowych i mikroskopowych otrzymanych powierzchni pęknięć, analizie uzyskanych rezultatów, przygotowaniu wniosków, przygotowaniu tekstu manuskryptu.

**[B2] Derpeński L., Seweryn A., (2019), Ductile fracture of notched aluminum alloy specimens under elevated temperature. Part - 2 Numerical research, *Journal of Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 102, pp. 83-97; IF-2017 = 2.215, IF-5years = 2.516 (mój udział szacuję na 80%);**

Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: przygotowaniu przeglądu literatury, przeprowadzeniu nieliniowych obliczeń numerycznych w celu wyznaczenia pól naprężeń i plastycznych odkształceń w całym zakresie obciążenia pod wpływem działania podwyższonej temperatury, sformułowanie naprężeniowego kryterium pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z korbami w warunkach podwyższonej temperatury, wykonanie obliczeń weryfikacyjnych, przygotowaniu wniosków, przygotowaniu tekstu manuskryptu.

**[B3] Derpeński L., Seweryn A., (2016), Ductile fracture criterion for specimens with notches made of aluminium alloy EN-AW 2024, *Journal of Theoretical Applied Mechanics*, vol. 54, no. 4, pp. 1079-1093; IF-2016 = 0.683, IF-5years = 0.822 (mój udział szacuję na 80%);**

Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: przygotowaniu przeglądu literatury, przeprowadzeniu nieliniowych obliczeń numerycznych w celu wyznaczenia pól naprężeń i plastycznych odkształceń w całym zakresie obciążenia pod wpływem działania jednoosiowych obciążeń rozciągających, weryfikację istniejących kryteriów, sformułowanie naprężeniowego kryterium pęknięcia osiowo symetrycznych próbek z korbami w warunkach jednoosiowych obciążeń rozciągających, wykonanie obliczeń weryfikacyjnych, przygotowaniu wniosków, przygotowaniu tekstu manuskryptu.

- [B4] Derpeński Ł., Seweryn A. (2013), Numerical analysis of strain and stress state in cylindrical notched tensile specimens, *Material Science*, vol. 49, no. 2, pp. 105-108; IF-2013 = 0.265, IF-5years = 0.287 (mój udział szacuję na 80%);  
Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: sformułowaniu problemu badawczego, przygotowaniu przeglądu literatury, przeprowadzeniu nieliniowych obliczeń numerycznych w celu wyznaczenia pól naprężeń i odkształceń, określenie wpływu promienia karbu na rozkład składowych tensora naprężenia i odkształcenia, przygotowaniu wniosków, przygotowaniu tekstu manuskryptu.
- [B5] Derpeński Ł., Seweryn A. (2011), Experimental research into fracture of EN-AW 2024 and EW-AW 2007 aluminum alloy specimens with notches subjected to tension, *Experimental Mechanics*, vol. 51, no. 7, pp. 1075-1094; IF-2011 = 1.522, IF-5 years = 1.821 (mój udział szacuję na 80%);  
Mój wkład w powstanie publikacji polegał na: sformułowaniu problemu badawczego, przygotowaniu przeglądu literatury, zaprojektowaniu próbek, wykonaniu badań doświadczalnych rozciągania próbek osiowo symetrycznych z korbami obrączkowymi, wykonanie badań makroskopowych i mikroskopowych otrzymanych powierzchni pęknięć, przeprowadzeniu nieliniowych obliczeń numerycznych w celu wyznaczenia pól naprężeń i plastycznych odkształceń w całym zakresie działania jednoosiowych obciążeń rozciągających, wykonanie obliczeń weryfikacyjnych, przygotowaniu wniosków, przygotowaniu tekstu manuskryptu.

#### Publikacje z listy czasopism punktowanych (część B)

- [B6] Zajkowska A., Derpeński Ł., Seweryn A. (2011), Metody wyznaczania rzeczywistej krzywej umocnienia materiału – Cz. I. Test rozciągania próbki, *Acta Mechanica et Automatica*, vol. 5, no. 1, pp. 137-142 (mój udział szacuję na 40%). Mój wkład polegał na opracowaniu metodyki badań doświadczalnych oraz analizie otrzymanych wyników.
- [B7] Zajkowska A., Derpeński Ł., Seweryn A. (2011), Metody wyznaczania rzeczywistej krzywej umocnienia materiału – Cz. II. Test wciskania kulistego, *Acta Mechanica et Automatica*, vol. 5, no. 1, pp. 143-147 (mój udział szacuję na 40%). Mój wkład polegał na opracowaniu metodyki badań doświadczalnych oraz analizie otrzymanych wyników.
- [B8] Derpeński Ł., Seweryn A. (2010), Doświadczalne badania ciągliwego pęknięcia próbek z korbami wykonanych ze stopów aluminium EN-AW 2007 oraz EN-AW 2024, *Acta Mechanica et Automatica*, vol. 4, no.1, pp. 20-24 (mój udział szacuję na 80%). Mój wkład polegał na sformułowaniu problemu badawczego, zaprojektowaniu próbek, wykonaniu badań doświadczalnych rozciągania próbek korbami obrączkowymi.
- [B9] Zajkowska A., Derpeński Ł., Seweryn A. (2010), The hybrids methods of real hardening curve determination, *Modelling and Optimization of Physical Systems*, vol. 9, pp.13-14 (mój udział szacuję na 40%). Mój wkład polegał na sformułowaniu problemu badawczego, analizie uzyskanych wyników oraz przygotowaniu wniosków.

**Monografie**

- [M1] Ł. Derpeński, A. Falkowska, A. Seweryn, J. Szusta: *Modelowanie zagadnień kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych i pęknięcia elementów konstrukcyjnych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Białostockiej, Białystok 2013 (mój udział szacuję na 30%)

**3.2. Kierowanie międzynarodowymi lub krajowymi projektami badawczymi oraz udział w takich projektach:**

- [P1] 2017/01/X/ST8/01266 - projekt badawczy w ramach konkursu MINIATURA 1: *Ciągliwe pęknięcie elementów z korbami w złożonym stanie obciążeń nieproporcjonalnych*; finansowany ze środków NCN, realizowany w Politechnice Białostockiej w latach 2017-2018 – **kierownik projektu**;
- [P2] N501 120536 - projekt badawczy Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego: *Modelowanie sprężysto-plastycznych zagadnień kumulacji uszkodzeń i pęknięcia elementów konstrukcyjnych w złożonym stanie obciążenia*, finansowany ze środków MNiSW, realizowany w Politechnice Białostockiej w latach 2009-2013 – **wykonawca**;
- [P3] LT-PL-1R-032: *Wzrost konkurencyjności pogranicza PL-LT poprzez rozwój usług kooperacyjnych i klastrowych Interreg V-A Litwa-Polska (europejska współpraca terytorialna)*, finansowany ze środków Unii Europejskiej, realizowany w Politechnice Białostockiej w 2017 r. – **wykonawca**;
- [P4] S/WM/4/17 - praca statutowa: *Mechanika ośrodków niejednorodnych z uwzględnieniem efektów termicznych*, realizowana w Politechnice Białostockiej w latach 2017-2018 – **wykonawca**;
- [P5] S/WM/1/13 - praca statutowa: *Zagadnienia mechaniki materiałów niejednorodnych i anizotropowych*, realizowana w Politechnice Białostockiej w latach 2013-2016 – **wykonawca**;
- [P6] S/WM/1/08 - praca statutowa: *Metody prognozowania zniszczenia materiałów o złożonych właściwościach termiczno-mechanicznych*, realizowana w Politechnice Białostockiej w latach 2008- 2012 – **wykonawca**;

**3.3. Cele naukowe pozostałych osiągnięć badawczych, dyskusja wyników i możliwości ich wykorzystania**

W czerwcu 2001 r. obroniłem z wyróżnieniem na Wydziale Mechanicznym Politechniki Białostockiej swoją pracę magisterską pt. *Obliczanie pól naprężeń w zagadnieniach korbów i szczelin z wykorzystaniem metody elementów skończonych*. W roku 2002 podjąłem też pracę jako asystent w Katedrze Mechaniki Stosowanej na tym Wydziale. W kręgu moich zainteresowań naukowych były tematy związane z prognozowaniem pęknięcia elementów konstrukcyjnych z korbami wykonanych z materiałów ciągliwych. We wrześniu 2008 r. przed komisją Rady Wydziału Mechanicznego Politechniki Białostockiej odbyła się publiczna obrona mojej rozprawy doktorskiej zatytułowanej: *Prognozowanie pęknięcia elementów z korbami wykonanych z materiałów sprężysto – plastycznych*, którą napisałem pod kierunkiem



prof. dr hab. inż. Andrzeja Seweryna. Pracę obroniłem z wyróżnieniem. W tym samym roku uzyskałem stopień naukowy doktora nauk technicznych w dyscyplinie *mechanika*. Zasadniczym celem mojej rozprawy doktorskiej było opracowanie metod obliczeniowych, a w szczególności sformułowanie kryterium pęknięcia elementów z korbami o różnym kształcie, wykonanych z materiałów sprężysto-plastycznych, poddanych monotonicznemu rozciąganiu. W ramach pracy przeprowadzono cykl badań doświadczalnych, które posłużyły do wyznaczenia krytycznych wartości obciążeń i przemieszczeń. Dodatkowo wykonano nieliniowe obliczenia numeryczne, na podstawie których wyznaczono pola naprężeń i odkształceń w próbkach z korbami o różnym promieniu zaokrąglenia i średnicy w dnie karbu, w momencie inicjacji pęknięcia. Szczególną uwagę zwrócono na rozkłady i wartości maksymalnych składowych tensora naprężenia i plastycznego odkształcenia w płaszczyźnie symetrii karbu, gdzie następowała inicjacja pęknięcia. W pracy zwrócono uwagę na dużą rozbieżność wyników prognozowania pęknięcia za pomocą kryteriów pęknięcia Cockrofta-Lathama, McClintocka, Oha i innych, Brozza i innych, Rice-Traceya, LeRoya i innych i danych eksperymentalnych dla stopów aluminium ENAW2024 i ENAW2007. Zaproponowano własne kryterium ciągliwego pęknięcia próbek z korbami. W kryterium tym założono, że inicjacja pęknięcia ma miejsce wówczas, gdy naprężenie normalne na płaszczyźnie fizycznej (płaszczyźnie symetrii karbu) osiągnie wartość krytyczną, zależną od stanu uszkodzenia materiału, określonego w przybliżeniu maksymalną wartością plastycznego odkształcenia postaciowego. W kryterium uwzględniono początkowe uszkodzenie materiału na powierzchni swobodnej karbów wywołane procesem wytwarzania. Otrzymano dobrą zgodność prognozowania pęknięcia próbek z korbami z wynikami badań doświadczalnych.

Po uzyskaniu stopnia naukowego doktora kontynuowałem prace nad prognozowaniem pęknięcia elementów wykonanych z materiałów ciągliwych w jednoosiowym stanie obciążenia. Ich rezultaty odnaleźć można w publikacjach [B3]+[B5], [M1]. W pracach tych wykazano wyższość opracowanego kryteriów wykorzystującego koncepcję płaszczyzny fizycznej i uszkodzenia materiału nad klasycznymi kryteriami opartymi głównie na opisie trójosiowości naprężeń w różnej postaci. Zwrócono również uwagę na wpływ kształtu karbu na uzyskiwane powierzchnie pęknięcia i ich zmienność w budowie. Prowadząc nieliniowe obliczenia numeryczne prezentowane w powyższych pracach wykorzystywano krzywe umocnienia materiału opracowywane metodą hybrydową (doświadczalno - numeryczną) dokładnie opisaną w pracy [B5], w której porównywano ścieżki równowagi otrzymywane z próby rozciągania. W kolejnych pracach [B7] i [B9] zastosowano sprawdzoną metodę hybrydową do budowy rzeczywistej krzywej umocnienia materiału wykorzystując ścieżki równowagi przy ściskaniu. Przeprowadzono cykl badań doświadczalnych polegający na wciskaniu kulki w materiał, uzyskując zależność siły nacisku od wgłębienia. Wykorzystując metodę elementów skończonych otrzymano krzywą umocnienia badanego materiału przy ściskaniu. Kolejny etap mojej działalności naukowej dotyczył badania wpływu podwyższonej temperatury na proces pęknięcia elementów z korbami wykonanych z stopu aluminium ENAW 2024. Przeprowadzono szereg badań eksperymentalnych [B1], w których dla próbek wykonanych z stopu aluminium

ENAW 2024 określono wpływ podwyższonej temperatury na spadek podstawowych parametrów wytrzymałościowych takich jak moduł Younga, granica plastyczności, maksymalne naprężenie przy rozciąganiu oraz zmianę krytycznych wartości obciążenia powodującego inicjację pęknięcia w próbkach z korbami o różnym kształcie. Przeprowadzono również analizę mikroskopową powierzchni przelomów wykazując, iż w procesie pęknięcia biorą udział dwa mechanizmy pęknięcia, a kształt uzyskanej powierzchni bardziej zależy od promienia zaokrąglenia karbu niż od działającej temperatury. Na podstawie binarnej analizy obrazu przedstawiono również zmiany w ułożeniu i wielkości porów otrzymanych w procesie ciągłego pęknięcia próbek. Zwrócono uwagę na to, że w większości uzyskanych porów na ich dnie znajdują się wtorene fazy o znacznej ilości miedzi. Otrzymane wyniki badań doświadczalnych były podstawą obliczeń numerycznych przeprowadzonych w celu określenia wpływu podwyższonej temperatury na charakterystykę umocnienia badanego materiału oraz na rozkład naprężeń i odkształceń (szczególnie plastycznych) w próbkach z korbami w podwyższonej temperaturze [B2]. W obliczeniach uwzględniono nieliniowość fizyczną i geometryczną. Wykazały one, iż w przypadku małych promieni zaokrąglenia karbu nie doszło do całkowitego uplastycznienia w przekroju poprzecznym próbki nawet w momencie inicjacji pęknięcia a strefa odkształceń plastycznych wyraźnie się rozrastała wraz ze wzrostem temperatury. W pozostałych przypadkach podwyższona temperatura nieznacznie zmieniała jej wielkość. Stwierdzono, że miejsce występowania największych naprężeń normalnych w próbce zależy tylko od wielkości promienia karbu, a podwyższona temperatura ma wpływ na ich wartość. Wyniki modelowania numerycznego posłużyły do sformułowania naprężeniowo-odkształceniowego kryterium pęknięcia elementów z korbami, wykonanych ze stopu ENAW2024T3, w podwyższonej temperaturze. W kryterium tym założono, że inicjacja pęknięcia następuje wówczas, gdy naprężenie normalne na tej płaszczyźnie fizycznej osiągnie wartość krytyczną, zależną od izotropowej zmiennej stanu uszkodzenia, wywołanego plastycznym płynięciem materiału (zależnym od temperatury). W proponowanym kryterium zmienną stanu uszkodzenia, w przypadku monotonicznego rozciągania, uzależniono od wartości największego liniowego odkształcenia plastycznego działającego w miejscu występowania maksymalnych naprężeń. W opracowanym kryterium dodatkowo działanie podwyższonej temperatury uwzględniono poprzez obniżenie wartości naprężenia niszczonego dla materiału nieuszkodzonego.

Tab. 1. Wykaz osiągnięć naukowych po uzyskaniu stopnia naukowego doktora nauk technicznych

Lp	Osiągnięcie	Łącznie
1	Sumaryczny IF/IF 5 letni	19,466/ 20,825
2	Publikacje ogółem:	14
	- w tym publikacje z listy A MNiSW (autorskie)	10 (1)
	- w tym publikacje z listy B MNiSW	4
3	Liczba cytowań (bez autocytowań):	
	- wg Web of Science Core Collection	36 (25)
	- wg Scopus	41 (29)
4	h- index: Web of Science (Scopus)	4 (4)
5	Monografie	1
6	Rozdziały w monografiach	1
7	Publikacje w materiałach konferencyjnych:	25
	- w tym publikacje w materiałach konferencyjnych w języku angielskim	8
	- w tym publikacje w materiałach konferencyjnych w języku polskim	17
8	Udział w konferencjach:	21
	- w tym konferencje krajowe	10
	- w tym konferencje międzynarodowe	11
9	Osiągnięcia projektowe (kierownik)	16 (7)
10	Pozostałe prace zlecone przez podmioty zewnętrzne	10
11	Zgłoszenia patentowe	3
12	Udzielone patenty	1
13	Promotor pomocniczy w przewodach doktorskich	
	- otwartych	1
	- obronionych	1

29.04.2019

data

Lukasz Derpeński

podpis wnioskodawcy