

## MODEL MATEMATYCZNY ROZWOJU SZCZELINY ZMĘCZENIOWEJ W XIX-WIECZNYCH STALACH ZGRZEWNYCH

THE MATHEMATICAL MODEL OF THE FATIGUE CRACK GROWTH RATE IN 19<sup>TH</sup> PUDDLED STEEL

Grzegorz Lesiuk, Mieczysław Szata – Katedra Mechaniki i Inżynierii Materiałowej, Politechnika Wroclawska

*W artykule przedstawiono problem mikrostrukturalnej degradacji XIX-wiecznych stali zgrzewnych. Zaprezentowano wyniki badań materiałowych i wytrzymałościowych XIX-wiecznych elementów konstrukcyjnych. Wykazano, że obecność przejawów mikrostrukturalnych procesów degradacyjnych wpływa negatywnie na proces rozwoju zmęczeniowego pęknięcia. Zaproponowano nową zależność opisującą kinetykę pęknięcia zmęczeniowego otrzymaną na drodze analizy wymiarowej.*

*The subject of the Authors research were elements of steel structures (of puddled steel) coming from the turn of the 19<sup>th</sup> and 20<sup>th</sup> centuries. Material for the investigation comes from the main hall of the Main Wroclaw Railway Station. The works were focused on the phenomenon of microstructural degradation of those steels and its potential influence on their strength properties from the mathematical point of view. The obtained results of own tests and those presented in work [19] indicate for proportionality of the fatigue cracking kinetics equation to the member  $\Delta K^5$ . By means of dimensional analysis approach, the initial functional form of the model was fixed, and supplementing it with the asymptotic member  $\Delta K_{th}^5$  enables relatively good (in relation to the existing models), universal description of fatigue cracking kinetics based at one identifiable parameter. The authors have verified the possibility of reconstruction of the fatigue cracking kinetics for two steel types in the non-degraded state (normalised) based at the empirical data from the after operation state. Such situation can be useful while attempting quantitative evaluation of the microstructural degradation processes, in the aspect of the remained safe operating period of a structural part containing a crack.*

### Wprowadzenie

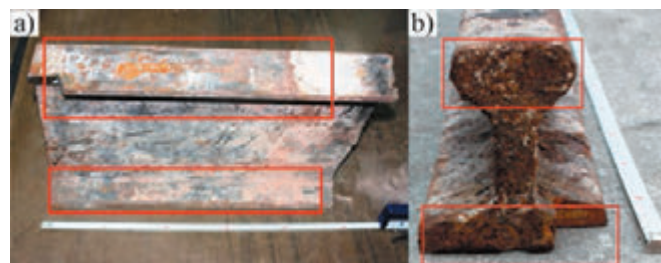
Utrzymywanie w stanie przydatności i niezawodności wiekowych obiektów wymaga opracowania i stosowania precyzyjnych metod diagnostycznych oraz oceny stanu technicznego, często odbiegających od procedur przyjętych w uregulowaniach normatywnych dla współczesnych obiektów technicznych. W przypadku obiektów wzniesionych na przełomie XIX i XX wieku, zróżnicowanie warunków eksploatacji, a także osobliwe cechy materiałów (stal zgrzewna lub zlewna) użytych do ich budowy wymagają zindywidualizowanego podejścia w ocenie ich stanu technicznego [1]. Mimo, że te zabytkowe materiały konstrukcyjne stali spełniają często podstawowe kryteria wytrzymałościowe sformułowane dla niskowęglowych (bazujące w znacznej mierze na statycznej próbie rozciągania) to z uwagi na złożoność problematyki kruchości tych stali oraz zachodzących mikrostrukturalnych procesów degradacyjnych należy do oceny wytrzymałości takich materiałów podchodzić ostrożnie. W publikacjach [2, 3, 4, 5] opisano problematykę mikrostrukturalnych procesów degradacyjnych. Mikrostrukturalne procesy degradacyjne tych niskowęglowych stali polegały głównie na wydzieleniach kruchych faz wewnątrz ziaren ferrytu jak i na ich granicach. Ponadto, wykazano, że najbardziej czułą wielkością, którą można wiązać z obecnością (nasileniem i intensyfikacją) procesów degradacyjnych jest udarność. W pracach [1, 6] wykazano ujemny wpływ mikrostrukturalnych procesów degradacyjnych na przebieg kinetyki rozwoju pęknięcia zmęczeniowego w stalach zgrzewnych. Istotnym zagadnieniem z punktu widzenia inżynierskiego jest uzyskanie efektywnego modelu matematycznego na podstawie którego można okre-

ślić podkrytyczny okres rozwoju pęknięcia zmęczeniowego. Współcześnie stosowana metoda elementów skończonych (MES) czy metoda elementów brzegowych (MEB) staje się standardowym narzędziem inżyniera w zakresie szacowania wytrzymałości i trwałości elementów konstrukcyjnych zawierających pęknięcia.

Z uwagi na interdyscyplinarność zagadnienia oraz potencjalne trudności w zakresie ustalenia stałych materiałowych dla stali zgrzewnych, autorzy proponują matematyczny model kinetyki pęknięcia zmęczeniowego uzyskany z pomocą narzędzi jakich dostarcza *Analiza Wymiarowa* [7].

### Badania wytrzymałościowe stali zgrzewnych

Do badań dostarczono fragmenty modernizowanej (w roku 2012) konstrukcji stalowej hali pochodzącej z drugiej połowy XIX wieku z dworca kolejowego „Wrocław Główny” we



Rys. 1. Elementy dostarczone do badań; a) belka I220, b) szyna S1 – wymiary: dolna półka 100 mm, górna półka 60 mm, grubość środnika 25 mm, wysokość 100 mm, długość L=1400 mm, ramką zaznaczono miejsca pobrania próbek [1]

Tab. 1. Składy chemiczne badanych stali, na podstawie [1]

Lp.	Materiał	%C	%Mn	%Si	%P	%S	%Cr	%Ni
1	B	0,05	0,13	0,03	0,29	0,028	śladowe	śladowe
2	S	0,06	0,1	0,17	0,198	0,025	śladowe	śladowe

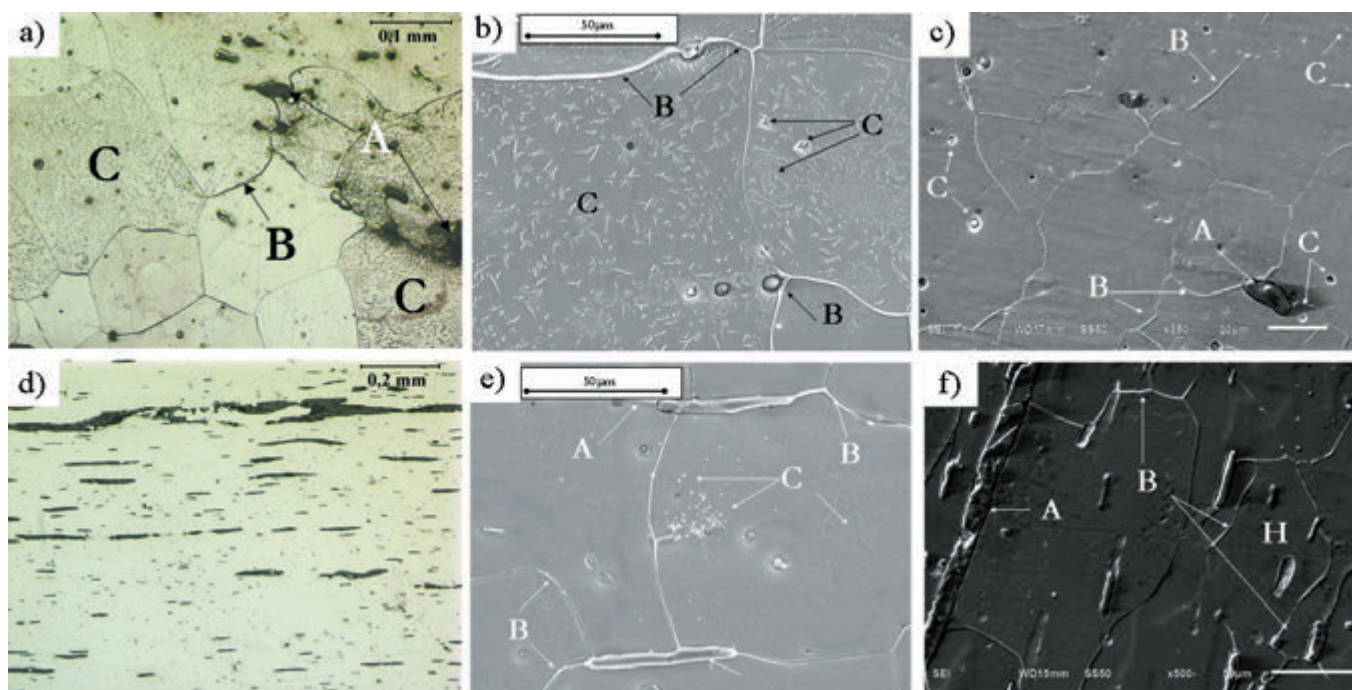
Wrocławiu. Materiał wyjściowy w postaci belek stropowych dwuteowych (I220) oznaczono jako B, zaś materiał dostarczony w postaci szyny o niesymetrycznym przekroju dwuteowym oznaczono jako S. Dostarczone do badań elementy przedstawiono na rysunku 1.

Do analiz chemicznych pobrano wióry metodą nawiercania, a następnie przy pomocy grawimetrycznie ustalono skład chemiczny dostarczonych do badań materiałów. Wyniki analiz przedstawiono w tabeli 1.

Znaczący udział procentowy fosforu oraz niska zawartość węgla klasyfikują dostarczoną do badań stal w grupie stali zgrzewnych. Wyniki obserwacji metalograficznych metodami mikroskopii świetlnej w pełni potwierdzają klasyfikację stali do grupy stali zgrzewnych. Mikrostruktury badanych materiałów udokumentowano na rysunku 2. Obserwacje prowadzono zgodnie z założeniami programu badań materiałowych opracowanego w ramach materiałowych aspektów teorii degradacji [2]. Analizy metalograficzne prowadzono w stanie poeksploatacyjnym i normalizowanym – symulującym stan wyjściowy materiału. Na podstawie obserwacji metalograficznych można stwierdzić, że materiał S wykazuje mikrostrukturalne sympto-

my typowe dla znaczącego stopnia zaawansowania procesów degradacji mikrostrukturalnej. Materiał B cechuje się relatywnie mniejszą ilością oznak i symptomów degradacji mikrostrukturalnej. Mimo to, obecność licznych wydzieleni kruchych faz wewnątrz jak i na granicach ziaren oraz znacząca ilość wtrąceń niemetalicznych stanowi czynnik wysokiego ryzyka, który powinien być rozważony w kontekście oceny możliwości np. dalszej eksploatacji obiektu. W celu uzyskania podstawowych właściwości mechanicznych przeprowadzono następujące typy badań: statyczną próbę rozciągania, próbę udurowienia metodą Charpy'ego.

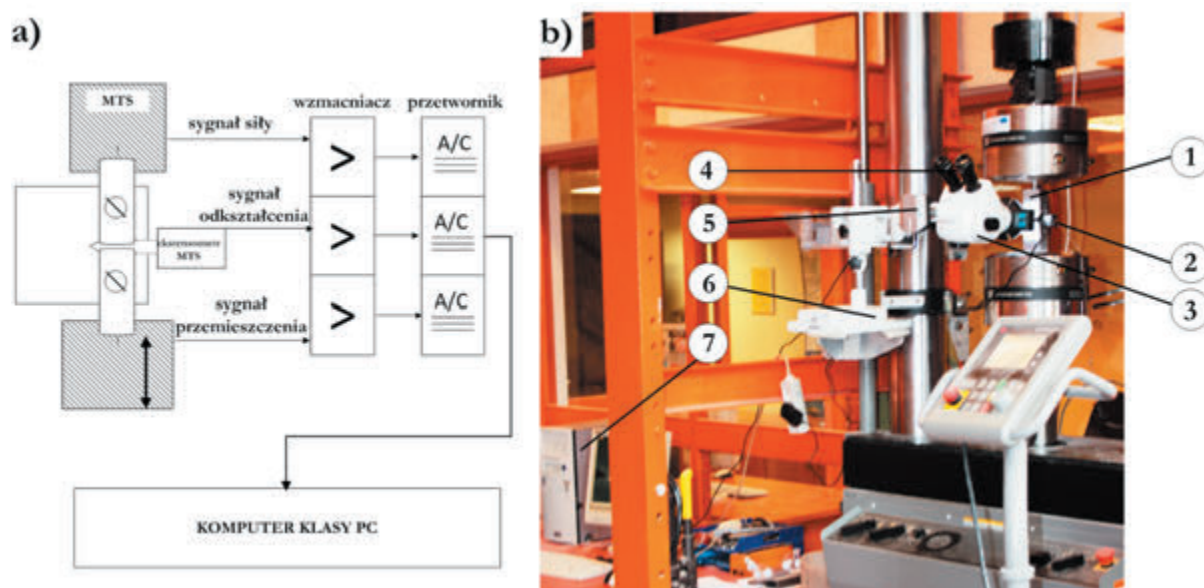
Z punktu widzenia samej statycznej próby rozciągania analizowane stale spełniają wymagania stawiane współczesnym niskowęglowym stalom. Wyniki badań udurowieniowych jak i odporności na pękanie pozostawiają wiele do życzenia w zakresie kruchości tych stali odporności na obciążenia udarowe. Badania odporności materiału na propagację pęknięcia zmęczeniowego przeprowadzono dla wszystkich typów materiałów, zgodnie z normą ASTM E647, na próbkach zwartych – CT ( $W = 48$ ,  $t = 12 \div 15$  mm). Schemat stanowiska pomiarowego



Rys. 2. Mikrostruktura stali zgrzewnych; a) stal S, stan poeksploatacyjny, struktura ziaren ferrytu wraz z wtrąceniami niemetalicznymi (A) oraz pogrubionymi kruchymi wydzieleniami na granicach (B), liczne wydzielenia kruchych faz we wnętrzach ziaren ferrytu, trawiono 3% $\text{HNO}_3$ , b) mikrostruktura stali S w stanie poeksploatacyjnym, B – wydzielenia  $\text{Fe}_3\text{C}_{\text{III}}$  na granicach ziaren ferrytu, C – liczne, drobne wydzielenia kruchych faz we wnętrzach ziaren, SEM, trawiono 3% $\text{HNO}_3$ , c) mikrostruktura stali S w stanie normalizowanym – A otoczka cementytu trzyczlorowodorowego na granicach ziaren ferrytu, B – wydzielenia na granicach ziaren ferrytu, C – pozostałości po wydzieleniach wewnątrz ziaren ferrytu, SEM, trawiono 3% $\text{HNO}_3$ , d) mikrostruktura stali B w stanie poeksploatacyjnym – liczne łańcuszki wielofazowych wtrąceń niemetalicznych, mikroskopia świetlna, e) mikrostruktura stali B w stanie poeksploatacyjnym, A – wtrącenia niemetaliczne, B – otoczka  $\text{Fe}_3\text{C}_{\text{III}}$  na granicach ziaren, C – wydzielenia kruchych faz we wnętrzach ziaren ferrytu, SEM, trawiono 3% $\text{HNO}_3$ , f) mikrostruktura stali B w stanie normalizowanym; A – wtrącenia niemetaliczne, B – wydzielenia kruchych faz na granicach ziaren, H – ziarna pozbawione oznak degradacyjnych symptomów, SEM, trawiono 3% $\text{HNO}_3$ , na podstawie [1]

**Tab. 2.** Podstawowe właściwości mechaniczne badanych stali [1]

Lp.	Miejsce pobrania próbek	$R_{e\text{sr}}$ [MPa]	$R_{m\text{sr}}$ [MPa]	$A_{\text{sr}}$ [%]	$Z_{\text{sr}}$ [%]	KCV (-40°C) [J/cm <sup>2</sup> ]	KCV (+20°C) [J/cm <sup>2</sup> ]
1	S1 poeksploacyjny (P)	256	376	22	35	18	52
2	S1 normalizowany (N)	253	386	22	38	32	104
3	B2 poeksploacyjny (P)	270	387	20	28	7	37
4	B2 normalizowany (N)	261	389	25	27	14	48



Rys. 3. Stanowisko do analizy kinetyki rozwoju pęknięć zmęczeniowych, a) schemat, b) wygląd rzeczywisty (1 – maszyna wytrzymałościowa MTS 809, 2 – ekstensometr, 3 – mikroskop, 4 – okular, 5 – kamera, 6 – statyw, 7 – komputer PC), [1]

przedstawiono na rysunku 3. Układ do analizy kinetyki rozwoju pęknięcia zmęczeniowego stanowiły:

- konsola sterująca pracą maszyny wytrzymałościowej Flextest (MTS),
- komputer klasy PC wraz z oprogramowaniem MTS Fatigue Crack Growth,
- maszyna wytrzymałościowa MTS809 (zakres siłomierza 0–50 kN),
- ekstensometr MTS 632.03F.30 (baza 2.5 mm zakres pomiarowy +4 mm/-0 mm),
- mikroskop stereoskopowy (pow. do 50x) wraz z dodatkowym torem wizyjnym, sprzężonym z kamerą cyfrową oraz oprogramowaniem do rejestracji obrazu (dokładność pomiarowa 0.01 mm).

Badania prowadzono przy zachowaniu stałej wartości współczynnika asymetrii cyklu  $R = 0,1$ , częstotliwość obciążania wynosiła  $f = 12,5$  Hz metodami malejącej  $\Delta K$  oraz stałej amplitudy siły. Wyniki tych badań zaprezentowano w dalszej części pracy na rysunkach 4 i 5.

#### Modelowanie rozwoju szczeliny zmęczeniowej w stalach zgrzewnych za pomocą analizy wymiarowej

Do oszacowania podkrytycznego okresu rozwoju pęknięcia zmęczeniowego powszechnie używa się potęgowego modelu Parisa [8]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1)$$

W modelu (1)  $\Delta K$  reprezentuje amplitudę współczynnika intensywności naprężeń, zaś  $C$ ,  $m$  stałe wyznaczone na drodze eksperymentalnej. Jednym z podstawowych postulatów analizy wymiarowej jest postulat jednorodności wymiarowej analizowanych wielkości fizycznych. Na tym tle większość empirycznych modeli, funkcjonujących w mechanice pęknięcia, wypada słabo. W latach 80. XX w. Barenblatt i Botvina [9] jako pierwsi wyprowadzili na drodze analizy wymiarowej zmodyfikowaną zależność Parisa zapewniając jej w ten sposób jednorodność wymiarową. W wielu pracach podejmowano rozmaite próby uogólnienia modelu Parisa do opisu kinetyki pęknięć, zarówno w materiałach metalicznych [10, 11] jak również kompozytowych. Szata w pracach [12, 13] wykazał zasadność konstrukcji wykresów kinetyki pęknięcia bazujących na wielkości  $\Delta H$  wyprowadzonej na drodze analizy wymiarowej:

$$\Delta H = \frac{\alpha W_c^{(1)}}{B \left( 1 - \frac{K_{I\text{max}}^2}{K_{fc}^2} \right)} \quad (2)$$

gdzie:  $\alpha$  – bezwymiarowa stała wyznaczona na drodze eksperymentalnej,

$W_c^{(1)}$  – dyssypowana energia przypadająca na jeden cykl widma obciążenia,

- $B$  – grubość próbki,  
 $K_{I\max}$  – maksymalna wartość współczynnika intensywności naprężeń w cyklu obciążenia,  
 $K_{fc}$  – cykliczny, krytyczny współczynnik intensywności naprężeń.

Badania eksperymentalne oraz prace [1, 11, 14] pokazują, że proces rozwoju szczeliny zmęczeniowej w stalach zgrzewnych może być opisany ogólną zależnością:

$$\frac{da}{dN} = f(\sigma_{pl}, K_{IC}, \omega, \Delta K, \Delta K_{th}, \Delta\sigma_f, E, b, a, R, D_u). \quad (3)$$

- gdzie:  $\sigma_{pl}$  – granica plastyczności materiału,  
 $K_{IC}$  – odporność na pęknięcie,  
 $\omega$  – częstotliwość obciążania,  
 $\Delta K$  ( $\Delta K_{th}$ ) – amplituda współczynnika intensywności naprężeń (wartość progowa  $\Delta K$ ),  
 $\Delta\sigma_f$  – amplituda obciążania odpowiadająca granicy zmęczeniowej,  
 $E$  – moduł Younga,  
 $b$  – charakterystyczny wymiar próbki (np. grubość) reprezentujący płaskie więzy,  
 $a$  – długość szczeliny,  
 $R$  – współczynnik asymetrii cyklu ( $R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$ ),  
 $D_u$  – współczynnik degradacji udarnościowej.

Bazując na trzech podstawowych wielkościach fizycznych  $F$  – siła,  $L$  – długość,  $T$  – czas, przy założeniu niezależności procesu pęknięcia od czasu (prace [11, 12, 13, 14]) należy zauważyć, że wielkości  $K_{IC}$  oraz  $\sigma_{pl}$  są w tym układzie wymiarowo niezależne. Na podstawie Twierdzenia  $\Pi$ -Buckinghamama [7] otrzymamy:

$$\frac{da}{dN} = \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_y}\right)^2 \Phi\left(\frac{\Delta K}{K_{IC}}, \frac{\Delta K_{th}}{K_{IC}}, \frac{\sigma_{fl}}{\sigma_{pl}}, \frac{E}{\sigma_{pl}}, \frac{b\sigma_{pl}^2}{K_{IC}^2}, \frac{a\sigma_{fl}^2}{\Delta K_{th}^2}, 1 - R, \frac{KCV_p}{KCV_{35}}\right). \quad (4)$$

W równaniu (4)  $KCV_p$  – oznacza wartość udarności materiału w stanie poeksploatacyjnym,  $KCV_{35}$  – normatywną, minimalną wartość udarności materiału (przyjęto 35 J/cm<sup>2</sup>). Przy pominięciu wpływu częstotliwości obciążenia  $\omega$  na proces pęknięcia zmęczeniowego, mamy do dyspozycji 10 argumentów, w tym dwa wymiarowo niezależne. Zatem, otrzymujemy osiem niezależnych iloczynów bezwymiarowych  $\Pi_i$ :

$$\Pi_1 = \frac{\Delta K}{K_{IC}}, \quad (5)$$

$$\Pi_2 = \frac{\Delta K_{th}}{K_{IC}}, \quad (6)$$

$$\Pi_3 = \frac{\Delta\sigma_{fl}}{\Delta\sigma_{pl}}, \quad (7)$$

$$\Pi_4 = \frac{E}{\sigma_{pl}}, \quad (8)$$

$$\Pi_5 = \frac{b\sigma_{pl}^2}{K_{IC}^2}, \quad (9)$$

$$\Pi_6 = \frac{a\sigma_{fl}^2}{\Delta K_{th}^2}, \quad (10)$$

$$\Pi_7 = 1 - R, \quad (11)$$

$$\Pi_8 = \frac{KCV_p}{KCV_{35}}, \quad (12)$$

W pracy Barenblatta [9] zaprezentowano drogę zmierzającą do redukcji liczby zmiennych bezwymiarowych  $\Pi_i$ , występujących w równaniu (4). Autorzy [9] wiążą ten fakt z pojęciami:

- *kompletnego samopodobieństwa* (KS) lub *samopodobieństwa pierwszego rodzaju* (S1),
- *niekompletnego samopodobieństwa* (NS) lub *samopodobieństwa drugiego rodzaju* (S2).

Zakładając  $n$ -argumentową funkcję bezwymiarowych iloczynów  $\Pi_i$  (za pracą Barenblatta [9] oraz postulatami klasycznej analizy wymiarowej), należy rozważyć granicę funkcji względem  $k$ -tego iloczynu bezwymiarowego  $\Pi_k$ , dążącego do dwóch skrajnych wartości tj. do zera lub nieskończoności:

$$\lim_{\pi_k \rightarrow 0, \pi_k \rightarrow \infty} \Phi(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_k, \dots, \Pi_n) = \Phi_k(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_{k-1}, \Pi_{k+1}, \dots, \Pi_n). \quad (13)$$

Jeżeli granica (13) istnieje i jest niezerowa, to wówczas mamy do czynienia z kompletnym samopodobieństwem względem argumentu  $\Pi_k$ . Zatem funkcję  $\Phi$  można zastąpić funkcją  $\Phi_k$  z pominięciem argumentu  $\Pi_k$ . Opisana sytuacja jest dogodna dla eksperymentatora z uwagi na wzrastające prawdopodobieństwo poprawnego opisu zjawiska, niezależnie od przyjętej skali. Jako przykład ilustrujący powyższe można przytoczyć tu wielkość znaną z hydrodynamiki tj. liczbę Reynoldsa. Należy rozważyć także przypadek przeciwny do opisanego tj. fakt istnienia zerowej granicy (13) (przy argumentie  $\Pi_k$  dążącym do zera lub nieskończoności). Wtedy oznacza to niekompletne samopodobieństwo lub samopodobieństwo drugiego rodzaju względem argumentu  $\Pi_k$  [9]. Zatem należy zapisać to następująco:

$$\lim_{\pi_k \rightarrow 0, \pi_k \rightarrow \infty} \Phi(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_k, \dots, \Pi_n) = \Pi_k^{\alpha_k} \Phi_k(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_{k-1}, \Pi_{k+1}, \dots, \Pi_n). \quad (14)$$

Wynik  $\alpha_k$  w równaniu (14) wyznacza się w tym przypadku na drodze eksperymentalnej. Poza przesłankami, wynikającymi z matematycznej strony analizy wymiarowej w ujęciu Barenblatta [9], należy zauważyć, zgodnie z pracami [10, 11], że spełnienie w sposób formalny zasady kompletnego samopodobieństwa funkcji (4) względem argumentu  $\Pi_1$  nie może doprowadzić do całkowitej eliminacji tego argumentu. Gdyby tak miało się zdarzyć, to stałoby to w sprzeczności z obserwacjami doświadczalnymi, z których jednoznacznie wynika fakt zależności prędkości propagacji pęknięcia zmęczeniowego od amplitudy współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K$ . W związku z tym, a także po uwzględnieniu uwag zawartych w cytowanych pracach [10, 11], dotyczących możliwości wystąpienia niekompletności samopodobieństwa względem argumentów  $\Pi_5$  i  $\Pi_6$  oraz przy założeniu, że materiał zawiera defekty o wymiarach większych niż krytyczny dystans  $L$  i jest obciążany w taki sposób, że powstała przed czołem szczeliny strefa plastyczna jest dużo mniejsza od wymiarów gabarytowych elementu konstrukcyjnego (próbki), autorzy proponują następujący zapis równania kinetyki pęknięcia zmęczeniowego dla stali zgrzewnych [1]:

$$\frac{da}{dN} = \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{pl}}\right)^2 \left(\frac{\Delta K}{K_{IC}}\right)^\alpha (1 - R)^\beta (D_u)^\gamma \Phi_1(\Pi_2, \Pi_3, \Pi_4). \quad (15)$$

W przypadku stali zgrzewnych wyznaczenie odporności na pęknięcie  $K_{IC}$ , wobec braku spełnienia wymogu formalnego, co do zapewnienia płaskiego stanu odkształceń przed frontem szczeliny, jest znaczącą przeszkodą przy formułowaniu modelu (15). Autorzy proponują przyjęcie pół-empirycznego związku między  $K_{IC}$  a udarnością  $KCV$ , postulowanego dla niskowęglowych stali mostowych w pracach [15, 16]:

$$K_{IC} = \sqrt{\varepsilon \cdot E \cdot KCV}. \quad (16)$$

Uwzględniając powyższe (we wzorze (16)  $\varepsilon$  oznacza bezwymiarową stałą) otrzymujemy równanie kinetyki pęknięcia zmęczeniowego w postaci:

$$\frac{da}{dN} = \frac{E^{1-0,5\alpha} KCV^{1+\gamma-0,5\alpha}}{\sigma_{pl}^2 KCV_{35}^\gamma} \Phi_1(\Pi_2, \Pi_3, \Pi_4) \Delta K^\alpha. \quad (17)$$

Obserwacje kinetyki rozwoju pęknięcia zmęczeniowego dla szerokiej grupy stali zgrzewnych [1], pozwalają ocenić wartość wykładnika  $\alpha$  na poziomie 5 (wartość średnia). W celu zwiększenia zakresu poziomów prędkości pęknięcia zmęczeniowego (obszar I i II) modelu (17) zaproponowano dołożenie jego asymptotycznej części sformułowanej po raz pierwszy przez Klesnila i Lukasa [17]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{E^{1-0,5\alpha} KCV^{1+\gamma-0,5\alpha}}{\sigma_{pl}^2 KCV_{35}^\gamma} \Phi_1(\Pi_2, \Pi_3, \Pi_4) (\Delta K^\alpha - \Delta K_{th}^\alpha). \quad (18)$$

Na podstawie analizy wyników eksperymentalnych (zawartych w pracy [1]) wyznaczono metodami regresji liniowej

i nieliniowej przy wykorzystaniu oprogramowania statystycznego GraphPAD PRISM wartości wykładników  $\alpha=5$ ,  $\beta=0$ ,  $\gamma=-1,5$ . Ostatecznie prędkość rozwoju szczeliny zmęczeniowej w stalach zgrzewnych może być opisana zależnością:

$$\frac{da}{dN} = \frac{A}{KCV^3 \sigma_{pl}^2} \sqrt{\left(\frac{KCV_{35}}{E}\right)^3} (\Delta K^5 - \Delta K_{th}^5). \quad (19)$$

W modelu (19) bezwymiarowa stała A reprezentuje:

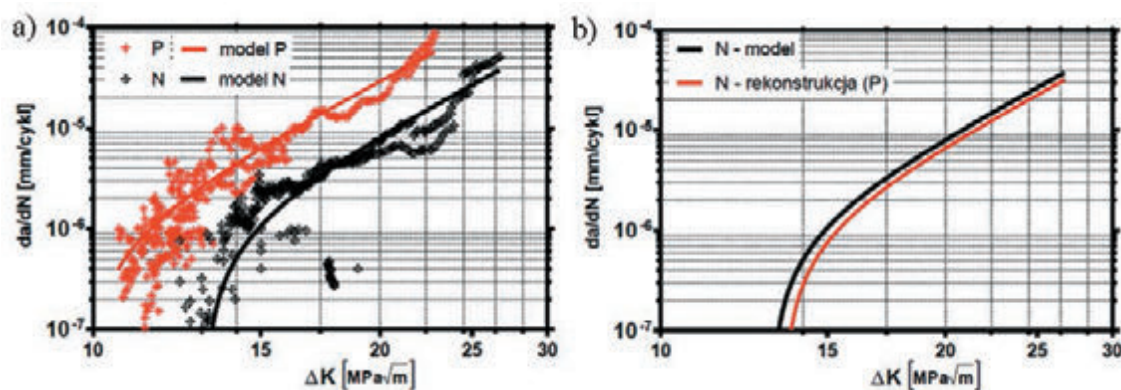
$$A = \Phi_1(\Pi_2, \Pi_3, \Pi_4). \quad (20)$$

W tabeli 3 zebrano wyniki analiz statystycznych modelu (19).

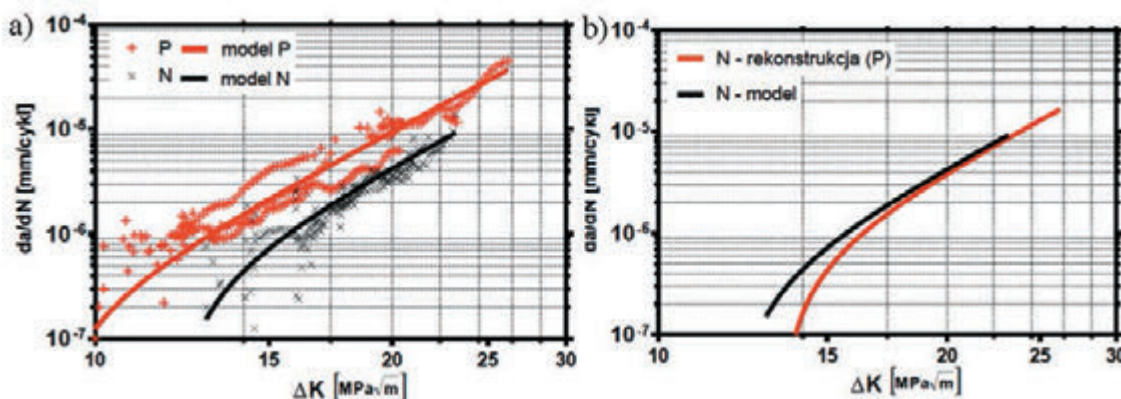
Na podstawie wyników badań eksperymentalnych (stali zgrzewnych z konstrukcji stalowej Dworca Głównego we Wrocławiu) oraz wykorzystaniu modelu (19) można odtworzyć przebieg kinetyki pęknięcia zmęczeniowego w stanie normalizowanym na podstawie przebiegu krzywej kinetyki pęknięcia zmęczeniowego w stanie poeksploatacyjnym. Wyniki takich symulacji rekonstrukcyjnych (z wykorzystaniem wyników badań udarnościowych w stanie poeksploatacyjnym i normalizowa-

Tab. 3. Zestawienie wartości stałej A dla modelu (19), na podstawie [1]

Materiał (B – stropy, S – hala główna)	A [-]	R <sup>2</sup>
stal z konstrukcji stalowej Dworca Głównego we Wrocławiu, stan poeksploatacyjny – B	4377	0,92
stal z konstrukcji stalowej Dworca Głównego we Wrocławiu, stan normalizowany – B	4900	0,75
stal z konstrukcji stalowej Dworca Głównego we Wrocławiu, stan poeksploatacyjny – S	12014	0,93
stal z konstrukcji stalowej Dworca Głównego we Wrocławiu, stan normalizowany – S	11875	0,85



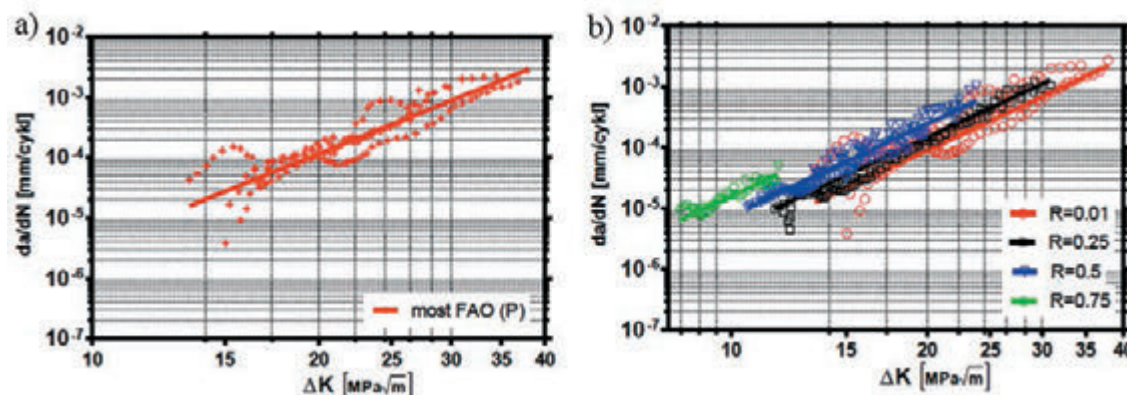
Rys. 4. Wykresy kinetyki pęknięcia zmęczeniowego stali zgrzewnej S; a) dane empiryczne i proponowany model, b) rekonstrukcja przebiegu kinetyki pęknięcia zmęczeniowego, [1]



Rys. 5. Wykresy kinetyki pęknięcia dla stali zgrzewnej B, a) dane empiryczne i proponowany model, rekonstrukcja przebiegu kinetyki pęknięcia zmęczeniowego, [1]

Tab. 4. Zestawienie stałych modeli Parisa (1) i równania kinetyki pęknięcia zmęczeniowego (19), [1]

R	parametr A	stała C	wykładnik m	R2 Paris	R2 model	UWAGI
0,01	$1,17 \times 10^4$	$1,2 \times 10^{-10}$	4,58	0,96	0,95	4 próbki
0,25	$1,36 \times 10^4$	$5,8 \times 10^{-11}$	4,9	0,94	0,94	2 próbki
0,5	$1,41 \times 10^4$	$2,6 \times 10^{-11}$	5,36	0,91	0,9	4 próbki
0,75	$1,3 \times 10^4$	$1,3 \times 10^{-9}$	4,12	0,84	0,81	2 próbki

Rys. 6. Wykresy kinetyki pęknięcia zmęczeniowego dla stali zgrzewnej z mostu FAO (Portugalia), a) dla  $R=0.1$ , b) dla różnych wartości  $R$ , na podstawie danych z prac [1, 19, 20]

nym) przedstawiono na rysunkach 4, 5. Każdorazowo, zmiana wartości udarności odpowiadająca stopniowi zaawansowania i nasileniu procesów degradacji mikrostrukturalnej dobrze koresponduje ze zmianą prędkości pęknięcia zmęczeniowego stali zgrzewnych.

Ponadto zweryfikowano przydatność modelu (19) w oparciu o wyniki badań stali zgrzewnych pochodzące z pracy [19]. Obiektem badań autorów były stalowe elementy konstrukcyjne mostu Fao w Portugalii. Materiałem konstrukcyjnym tego mostu (rok wzniesienia 1892r.) była stal zgrzewna o składzie chemicznym; 0,09% C, 0,13% Mn, 0,06% Si, 0,14% P, 0,007% S. Wyniki statycznej próby rozciągania oraz udarności były następujące;  $R_e=220$  MPa,  $R_m=359$  MPa,  $E=198.7$  GPa,  $A=23\%$ ,  $Z=13\%$ ,  $KCV_{+20^\circ C} = 58,6$  J/cm<sup>2</sup> [19, 20]. Z uwagi na możliwości weryfikacji modelu (19) w zakresie niskich prędkości pęknięcia zmęczeniowego (autorzy prac [19, 20] nie prowadzili badań w I zakresie prędkości pęknięcia zmęczeniowego) pominięto asymptotyczny człon równania (19). Wyniki badań eksperymentalnych zamieszczone w pracach [19, 20] pozwoliły ocenić przydatność modelu (19) w opisie kinetyki pęknięcia zmęczeniowego w warunkach zmiennego współczynnika asymetrii cyklu  $R$ .

Na podstawie statystycznej analizy danych eksperymentalnych ( $\alpha = 5$ ,  $\beta = -1,15$ ,  $\gamma = -1,5$ ) uzyskano dobrą zgodność modelu z danymi empirycznymi dla różnych współczynników asymetrii cyklu  $R = 0,001$ ,  $R = 0,25$ ,  $R = 0,5$ ,  $R = 0,75$ . Krzywe uzyskane na podstawie modelu (19) przedstawiono na tle danych empirycznych na rysunku 6.

W tabeli 4 przedstawiono stałe modelu Parisa i proponowanego przez autorów modelu (19), a także współczynniki dopasowania modelu  $R^2$ , obliczone dla modelu Parisa i proponowanego modelu. We wszystkich przypadkach współczynniki dopasowania  $R^2$  są porównywalne. Nieznacznie mniejsze współczynniki dopasowania proponowanego modelu rekompensuje znacząco mniejszy zakres zmienności stałej  $A$  w porównaniu ze stałą  $C$  występującą w modelu Parisa, mianowicie:  $1,2 \cdot 10^4 < A < 1,42 \cdot 10^4$ .

## Podsumowanie i wnioski

W pracy zaprezentowano wyniki badań fragmentów stalowej konstrukcji hali dworca kolejowego „Wrocław Główny” we Wrocławiu. Dostarczone do badań XIX-wieczne elementy konstrukcyjne ze stali zgrzewnej cechowały się symptomami typowymi dla materiałów odznaczających się znaczącym stopniem zaawansowania procesów degradacji mikrostrukturalnej. Procesy te polegały głównie na wydzieleniach kruchych faz wewnątrz ziaren ferrytu oraz na ich granicach. Stan ten odzwierciedlają wyniki badań udarnościowych – co udokumentowano także w pracach [1, 2, 3, 4, 5, 6]. Analiza wyników badań materiałowych i wytrzymałościowych pozwoliła na sformułowanie matematycznego modelu kinetyki pęknięcia zmęczeniowego z wykorzystaniem analizy wymiarowej, dostosowanego do potrzeb mechaniki pęknięcia. Uzyskana zależność dobrze opisuje kinetykę pęknięcia zmęczeniowego dla stali zgrzewnych. Istotną cechą tego modelu jest fakt, że stała  $A$  zmienia się w wąskim zakresie w stanie normalizowanym i poeksploatacyjnym – w przeciwieństwie np. do stałej  $C$  modelu Parisa. Warto podkreślić, że dzięki powiązaniu obecności procesów degradacyjnych ze zmianą udarności stali, model ten umożliwia rekonstrukcję przebiegu kinetyki pęknięcia zmęczeniowego w stanie normalizowanym na podstawie wyników badań udarności i kinetyki pęknięcia zmęczeniowego w stanie poeksploatacyjnym. Wykazano, że istnieje także możliwość rozbudowy proponowanego modelu w celu uwzględnienia wpływu współczynnika asymetrii cyklu  $R$ . Na podstawie danych eksperymentalnych zawartych w pracach [19, 20] ustalono metodami regresji nieliniowej wartość wykładnika charakteryzującego przebieg zmian kinetyki pęknięcia zmęczeniowego w zależności od parametru  $R$ . Mimo niewielkich fluktuacji stałej  $A$  zgodność modelu z danymi empirycznymi należy uznać za dobrą. Proponowany przez autorów model umożliwia oszacowanie bezpiecznego okresu eksploatacyjnego elementu konstrukcyjnego ze stali zgrzewnej, zawierającego pęknięcie [1].

## Literatura

- [1] Lesiuk G., *Degradacja mechaniczna i strukturalna XIX-wiecznych stali zgrzewnych*, Rozprawa Doktorska, Instytut Materiałoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2013,
- [2] Pękalski G., *Aspekty materiałowe degradacji maszyn górnictwa odkrywkowego oraz teorie zachodzących procesów*. Raport instytutowy, Instytut Materiałoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 1999
- [3] Pękalski G., *Procesy degradacyjne konstrukcji stalowych mostów Wrocławia z przełomu XIX i XXw.* - na prawach rękopisu. Raport instytutowy, Instytut Materiałoznawstwa i Mechaniki Technicznej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Wroclawska, Wrocław, 2007
- [4] Lesiuk G., Szata M., *Degradacja mikrostruktur elementów konstrukcyjnych pochodzących z mostów wzniesionych na przełomie XIX i XX wieku*. Zeszyty Naukowe – Wyższa Szkoła Oficerska Wojsk Lądowych im. gen. T. Kościuszki, 42(1):96–109, 2010
- [5] Lesiuk G., Szata M., *Wpływ procesów degradacji mikrostruktur na udarność stali mostowych z przełomu XIX i XX w.* Logistyka, (6):1883–1892, grudzień 2010
- [6] Lesiuk G., Szata M., *Aspects of structural degradation in steels of old bridges by means of fatigue crack propagation*. Materials Science (New York), Springer Verlag, 47(1):82–88, 2011
- [7] Buckingham E., *On physically similar systems: Illustrations of the use of dimensional equations*. Physical Review, 4:345–376, 1914
- [8] Paris P.C., Gomes M.P., Anderson W.E., *A rational analytic theory of fatigue*. The trend in engineering, University of Washington, 13:9–14, 1961
- [9] Barenblatt G.I., Botvina L.R., *Incomplete self-similarity of fatigue in the linear range of fatigue crack growth*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 3(3):193–202, 1980
- [10] Paggi M., *A dimensional analysis approach to fatigue in quasi-brittle materials*. Frattura ed Integrita Strutturale, (10):43–55, 2009
- [11] Ciavarella M., Paggi M., Carpinteri A., *One, no one, and one hundred thousand crack propagation laws: A generalized Barenblatt and Botvina dimensional analysis approach to fatigue crack growth*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, p. 3416–3432, September 2008
- [12] Szata M., *Opis rozwoju zmęczeniowego pękania w ujęciu energetycznym*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2002
- [13] Szata M., Lesiuk G., *Algorithms for the estimation of fatigue crack growth using energy method.*, Archives of Civil and Mechanical Engineering, Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2009, vol. 9, nr 1, s. 118-134
- [14] Paggi M., *A dimensional analysis approach to fatigue in quasi-brittle materials*. Frattura ed Integrita Strutturale, (10):43–55, 2009
- [15] Barsom J.M., *A tribute to George R. Irwin, Fracture Research in Retrospect*. A.A. Balkema Publishers, USA, 1997
- [16] K. Rykaluk. *Pęknięcia w konstrukcjach stalowych*. Dolnośląskie Wydawnictwo Edukacyjne, Wrocław, 2000
- [17] Klesnil M., Lucas P., *Fatigue of metallic materials*. Materials Science Monograph, Berlin, Elsevier, 1980
- [18] Helmerich R., Kühn B., Nussbaumer A., *Assessment of existing steel structures. A guideline for estimation of the remaining fatigue life*. Structure and Infrastructure Engineering, 3(3):245–255, September 2007
- [19] A. M. P. de Jesus, A. L.L. da Silva, M.V. Figueiredo, J.A.F.O Correia, A.S. Riberio, A.A. Fernandes. *Strain-life and crack propagation fatigue data from several portuguese old metallic riveted bridges*. Engineering Failure Analysis, 18(1):148–163, 2011
- [20] A.L.L. da Silva. *Comportamento r fadiga de um material de uma ponte metalica centenaria sob carregamentos complexos*. Rozprawa doktorska, UNIVERSIDADE DE TRAS-OS-MONTES E ALTO DOURO, Portugal, 2009