Review paper (Artykuł przeglądowy)

dr inż. Sławomir Rowiński[1)]
ORCID: 0000-0001-5512-7381

Fatigue process of steel in building structures – assessment criteria and methods of analysis

Proces zmęczenia stali w konstrukcjach budowlanych – kryteria oceny i metody analizy

DOI: 10.15199/33.2025.05.06

Abstract. The aim of this study was to analyze the mechanism of fatigue crack propagation in steel and to assess the fatigue strength of structures based on the stress intensity factor. The article presents the stages of crack initiation and propagation in steel elements subjected to cyclic loading. The static load-bearing capacity condition in the presence of material defects is discussed. A key part of the study is the analysis of the Paris curve. The application of Wöhler fatigue curves in the assessment of steel fatigue durability is also presented.

Keywords: material fatigue; stress intensity factor; Paris curve; Wöhle rcurve.

Streszczenie. Celem pracy była analiza mechanizmu propagacji pęknięć zmęczeniowych w stali oraz ocena wytrzymałości zmęczeniowej konstrukcji na podstawie współczynnika intensywności naprężenia. W artykule przedstawiono etapy inicjacji i propagacji pęknięć w elementach stalowych poddanych obciążeniom cyklicznym. Omówiono warunek nośności statycznej w obecności defektów materiałowych. Kluczową częścią pracy jest analiza krzywej Parisa. Przedstawiono również zastosowanie krzywych zmęczeniowych Wöhlera w ocenie trwałości zmęczeniowej stali.

Słowa kluczowe: zmęczenie materiału; współczynnik intensywności naprężenia; krzywa Parisa; krzywa Wöhlera.

Fatigue is a phenomenon involving the gradual degradation of a material's strength – that is, the weakening of cohesive forces – under the influence of time-varying normal or shear stresses, or their combination at a specific point in the cross-section. A characteristic feature of the fatigue damage accumulation process in structural materials is its multi-stage nature. In the initial stage of crack initiation (nucleation), the material operates within the elastic range, with localized plastic zones forming around stress concentrations. This leads to the growth and coalescence of micro-defects, eventually resulting – after a certain number of load cycles N_i – in the formation of a macrocrack, referred to as a fatigue crack. The second stage involves the formation, growth, and merging of small cracks and structural flaws, ultimately leading to the development of a dominant crack. The third stage is the propagation of this developed crack across the entire cross-section of the component. Unfortunately, the exact crack length at which the propagation phase begins remains a somewhat arbitrary matter. The final stage of the material damage process is catastrophic failure, often manifesting as brittle fracture. Figure 1 presents a schematic representation of the fatigue damage process divided into stages.

In the case of welded joints with internal defects (such as pores, non-metallic inclusions, or undetected pre-existing cracks), only two stages are typically distinguished, as each such flaw may be considered an already initiated fatigue crack.

[1)] Politechnika Wrocławska, Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego; slawomir.rowinski@pwr.edu.pl

Zmęczenie jest zjawiskiem stopniowego zmniejszania wytrzymałości materiału, czyli osłabiania sił kohezji, pod działaniem zmiennych w czasie naprężeń normalnych lub stycznych, lub ich interakcji w określonym punkcie przekroju poprzecznego. Charakterystyczną właściwością procesu kumulacji uszkodzeń materiałów konstrukcyjnych jest jego wieloetapowość. W początkowym etapie inicjacji (nukleacji), materiał pracuje w zakresie sprężystym z lokalnymi obszarami plastycznymi w otoczeniu koncentracji naprężeń. Prowadzi to do wzrostu i łączenia się mikrodefektów, aż do utworzenia (po pewnej liczbie cykli N_i) makropęknięcia, określanego mianem szczeliny zmęczeniowej. Drugim etapem jest powstawanie, powiększanie i łączenie się małych pęknięć oraz wad struktury, prowadzące do utworzenia pęknięcia dominującego. Trzeci etap to rozprzestrzenienie się pęknięcia, ukształtowanego w drugim etapie, po całym przekroju elementu. Niestety, wciąż umowną kwestią pozostaje długość pęknięcia, po której następuje proces propagacji. Ostatni etap procesu uszkodzenia materiału to zniszczenie końcowe, często w postaci kruchego pęknięcia. Na rysunku 1 przedstawiono schemat procesu uszkodzenia materiału z podziałem na etapy. W przypadku złączy spawanych, z wadami wewnętrznymi (pęcherze, wtrącenia niemetaliczne, niewykryte pęknięcia wstępne), pozostają dwa etapy, gdyż każda z takich wad może być traktowana jako zainicjowane pęknięcie zmęczeniowe.

Obecnie prowadzonych jest wiele badań naukowych, dotyczących zjawiska zmęczenia materiału, z zastosowaniem różnych metod, m.in. sztucznej sieci neuronowej [1], obra-

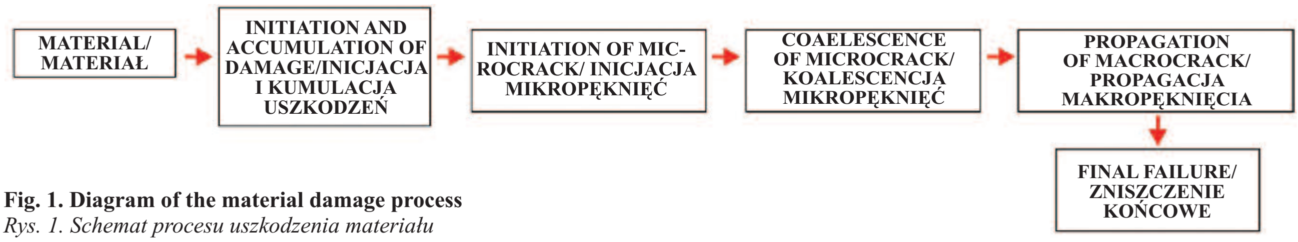

Fig. 1. Diagram of the material damage process
Rys. 1. Schemat procesu uszkodzenia materiału

Currently, numerous scientific studies are being conducted on the phenomenon of material fatigue, employing various methods such as artificial neural networks [1], high-resolution digital imaging [3], and investigating a wide range of materials including composites [2], cast iron [4], and high-strength steel [5]. These studies are most often limited to specimens of a single geometry, whereas in civil engineering applications, the scale effect and the diversity of both geometric and material notches play a significant role. The complexity of fatigue-related issues in building structures is highlighted in [6], where the influence of technological processing (e.g., annealing) of steel joints on fatigue strength was investigated. The findings from these studies indicate an improvement in the fatigue strength of treated steel structures compared to untreated ones, confirming that fatigue strength is highly sensitive to external factors – an observation also supported by the results in [7].

Although it is difficult to establish a unified framework for fatigue research in building structures, the fundamental theories and methods used to describe crack phenomena remain rooted in the physics and mechanics of steel fracture. These include the stress intensity factor criterion, fatigue crack growth rate described by the Paris law, and Wöhler (S-N) fatigue strength curves [8].

Static load-bearing capacity condition in the presence of an existing crack

A widely used fracture criterion is the stress intensity factor (SIF) criterion, which originates from energy-based assumptions formulated by Griffith in the early 1920s [9]. **The stress intensity factor *K*** describes the stable propagation of a crack in a loaded body – crack system, which occurs when K_{th} reaches a critical threshold value, considered a material constant. The value of K depends on the applied normal stress σ, the crack length aa, and a geometric factor Y related to the shape and size of the component.

The stress intensity factor characterizes the distribution of the stress and displacement fields near the crack tip. There are three basic crack types, classified according to the mode in which the crack faces displace under loading (see Fig. 2). Consequently, three corresponding stress intensity factors are defined: mode I (K_I) – opening mode (normal separation), mode II (K_{II}) – in-plane shear (sliding mode), mode III (K_{III}) – out-of-plane shear (tearing mode). In plane elasticity problems, only modes I and II are typically considered significant. Together, the stress intensity factors K_I and K_{II} fully characterize the stress and displacement fields at the crack tip.

zów cyfrowych o dużej rozdzielczości [3] oraz różnych materiałów kompozytowych [2], żeliwa [4], stali wysokiej wytrzymałości [5]. Badania te najczęściej sprowadzane są do pojedynczego kształtu próbki, podczas gdy w budownictwie mamy do czynienia z istotnym wpływem efektu skali oraz różnorodnością karbów geometrycznych i materiałowych. Stopień skomplikowania zagadnienia zmęczenia w konstrukcjach budowlanych opisano w [6], gdzie badano wpływ obróbki technologicznej połączenia stalowego (m.in. wyżarzania) na wytrzymałość zmęczeniową. Wnioski z tych badań wskazują na poprawę wytrzymałości zmęczeniowej konstrukcji stalowej w porównaniu z konstrukcjami niepoddanymi obróbce. Potwierdza to, że wytrzymałość zmęczeniowa jest bardzo wrażliwa na wpływ różnych czynników [7].

Trudno ustalić wspólną płaszczyznę w przypadku badań zmęczeniowych konstrukcji budowlanych, ale wciąż podstawowe teorie i metody do opisywania zjawiska pękania stanowią podstawę fizyki i mechaniki pękania stali, w tym kryterium współczynnika intensywności naprężenia, prędkość pękania zmęczeniowego opisywana równaniem Parisa oraz krzywe wytrzymałości zmęczeniowej Wöhlera [8].

Warunek nośności statycznej w przypadku istniejącego pęknięcia

Powszechnym kryterium pękania jest kryterium współczynnika intensywności naprężenia, wywodzące się z założeń energetycznych, sformułowanych przez Griffitha na początku lat dwudziestych XX w. [9]. **Kryterium współczynnika intensywności naprężenia *K*** opisuje stabilny rozwój pęknięcia w obciążanym układzie ciało – szczelina, który nastąpi w sytuacji osiągnięcia przez ten współczynnik K_{th} wartości granicznej, będącej stałą materiałową. Współczynnik K zależy od naprężenia normalnego σ, długości szczeliny a oraz geometrii elementu Y.

Współczynnik intensywności naprężeń (WIN) charakteryzuje rozkład pola naprężeń i przemieszczeń w pobliżu czoła szczeliny. Wyróżnia się trzy możliwe typy szczelin w zależności od sposobu, w jaki przemieszczają się brzegi szczeliny, na skutek działającego obciążenia (rysunek 2). Wobec tego istnieją trzy współczynniki intensywności naprężenia. Pierwszy opisywany jako normalne rozrywanie (K_I), drugi – podłużne ścinanie (K_{II}), trzeci – poprzeczne ścinanie (K_{III}). W płaskich zagadnieniach teorii sprężystości znaczenie mają dwa pierwsze sposoby obciążania. Współczynniki K_I i K_{II} w pełni charakteryzują pole naprężeń i przemieszczeń u czoła rysy.

The stress intensity factor is defined by the equation:

$$K = \lim_{x \to a} [\sigma_{22} \sqrt{2\pi \cdot (x-a)}] \quad (1)$$

where:

σ_{22} – normal stress along the crack axis beyond the crack tip (x > a);
a – crack length.

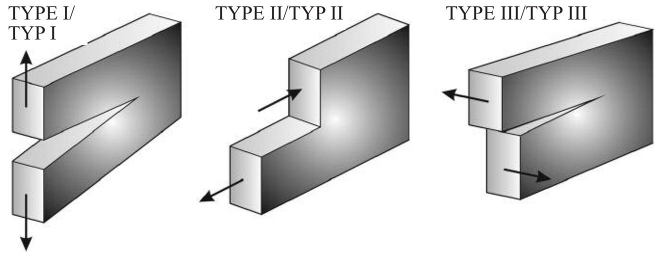

Fig. 2. Types of crack loading
Rys. 2. Typy obciążenia szczeliny

If the coordinate system is shifted to the crack tip and a polar coordinate system is applied (see Fig. 3b), the expression for *K* takes the form:

$$K = \lim_{r \to a} [\sigma_\theta(r, 0) \sqrt{2\pi \cdot r}] \quad (2)$$

Thus, the stress intensity factor is described as the limit approached by the product of the normal stress acting on the crack surface and the square root of the distance from the crack tip, multiplied by 2π. The critical value of the stress intensity factor – also referred to as fracture toughness – has the unit of $MN/m^{3/2}$ or $N/mm^{3/2}$, and is considered a material constant denoted by K_{IC}. It can be determined, for example, using the procedure specified in standard [10]. For a crack model under Mode I loading K_I (opening mode), the limit (1) is given by:

$$K_I = Y \cdot \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (3)$$

where:

the factor Y accounts for the geometry of the component and the distribution of the applied stress σ.

The K_{IC} factor can be experimentally determined on specimens where a plane strain condition (p.s.c.) develops. To achieve p.s.c., the specimen thickness (g_p) should satisfy the condition:

$$g_p \geq 2{,}5 \cdot \left(\frac{K_{IC}}{f_y} \right)^2 \quad (4)$$

After rearranging equation (4), the practical condition for the applicability of linear fracture mechanics in a component with thickness g_p and a known material constant K_{IC} is obtained:

$$K_{IC} = f_y \cdot \sqrt{0{,}4 \cdot g_p} \quad (5)$$

Współczynnik intensywności naprężenia definiuje się równaniem:

$$K = \lim_{x \to a} [\sigma_{22} \sqrt{2\pi \cdot (x-a)}] \quad (1)$$

gdzie:

σ_{22} – naprężenia na osi szczeliny poza końcem pęknięcia ($x > a$);
a – długość szczeliny.

W przypadku, gdy przesuniemy układ współrzędnych do końca pęknięcia i zastosujemy biegunowy układ współrzędnych (rysunek 3b), to wyrażenie na *K* będzie miało postać:

$$K = \lim_{r \to a} [\sigma_\theta(r, 0) \sqrt{2\pi \cdot r}] \quad (2)$$

Współczynnik intensywności naprężenia opisuje się więc jako granicę, do której zmierza iloczyn naprężenia normalnego do powierzchni pęknięcia i pierwiastka kwadratowego z odległości mierzonej od czoła szczeliny, pomnożoną przez 2π. Krytyczna wartość współczynnika intensywności naprężenia (lub inaczej odporności na pękanie), mająca wymiar $MN/m^{3/2}$ lub $N/mm^{3/2}$, jest uważana za stałą materiałową, oznaczoną symbolem K_{IC}. Wyznacza się ją np. wg procedury podanej w normie [10]. W przypadku modelu ze szczeliną przy I sposobie deformowania K_I, granica (1) wynosi:

$$K_I = Y \cdot \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (3)$$

gdzie:

współczynnik Y uwzględnia geometrię elementu oraz rozkład obciążenia σ.

Współczynnik K_{IC} można wyznaczać doświadczalnie na próbkach, w których powstaje płaski stan odkształcenia. Aby uzyskać p.s.o. grubość próbki g_p powinna ona spełniać warunek:

$$g_p \geq 2{,}5 \cdot \left(\frac{K_{IC}}{f_y} \right)^2 \quad (4)$$

Po przekształceniu wzoru (4) uzyskuje się praktyczny warunek stosowania liniowej mechaniki pękania w elemencie o grubości g_p i znanej stałej materiałowej K_{IC}:

$$K_{IC} = f_y \cdot \sqrt{0{,}4 \cdot g_p} \quad (5)$$

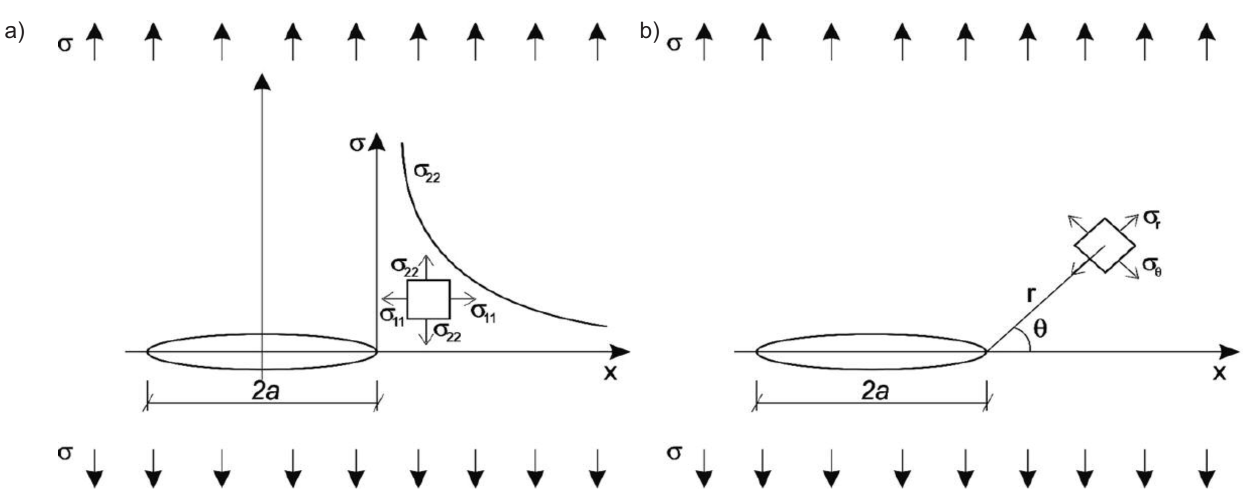

Fig. 3. Diagram of an infinite plate with a crack: a) cartesian coordinate system; b) polar coordinate system
Rys. 3. Schemat tarczy nieskończonej ze szczeliną: a) kartezjański układ współrzędnych; b) biegunowy układ współrzędnych

The static load-bearing capacity condition, taking into account crack propagation, will be as follows:

$$K_I = K_{IC} \quad (6)$$

Substituting equation (3) into condition (6) yields the value of the critical crack length:

$$a_k = \frac{K_{IC}^2}{Y^2 \cdot \sigma^2 \cdot \pi} \quad (7)$$

Studies aimed at determining the material constant K_{IC} according to [10] are cumbersome and costly. Therefore, over the years, correlation relationships between K_{IC} and the results of commonly performed impact tests on specimens with a sharp-notch Charpy V (KV) have been developed, conducted at the same test temperature. The value of the constant K_{IC} can be calculated using formulas derived from the literature sources [11, 12, 13, 14], where the impact energy values should be provided in joules [J], E_a in megapascals, to obtain K_{IC} in MPa•(m)^{0,5}:

$$K_{IC} = \sqrt{0{,}00022 \cdot E_a \cdot (KV)^{3/2}} \quad (8)$$

$$K_{IC} = \sqrt{0{,}00137 \cdot E_a \cdot (KV)} \quad (9)$$

$$K_{IC} = 14{,}5 \cdot \sqrt{(KV)} \quad (10)$$

$$K_{IC} = 0{,}53 \cdot (KV) + 57{,}9 \quad (11)$$

The value of K_{IC}, as well as the fracture work (KV), depends on temperature. This value is related to the temperature shifted relative to $T_{50\%}$ or T_{27J}, where $T_{50\%}$ denotes the temperature at which the fracture of the specimen exhibits 50% fibrous zone, and T_{27J} denotes the temperature at which the fracture work of the specimen equals 27J. Figure 4 presents the K_{IC} curves as functions of the temperature difference $\Delta T_2 = (T - T_{27J})$ for ferritic-pearlitic steels with a yield strength of R_e = 490 MPa. Curve 1 is the envelope drawn through the lowest experimental points according to [14], while curve 2 represents the 90th percentile and is described by equation (12):

$$K_{IC} = \sqrt{1000} \cdot \left[25 + 37 \exp\left(\frac{T - T_{27J}}{52{,}6} \right) \right] \quad \text{N/mm}^{3/2} \quad (12)$$

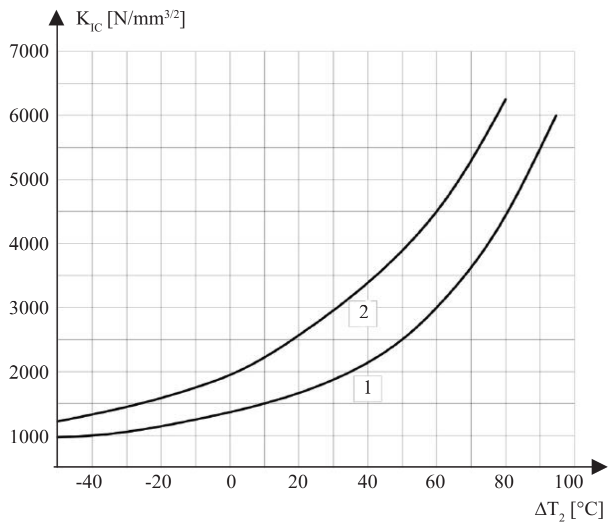

Fig. 4. Relationship between fracture toughness K_{IC} and temperature range ΔT_2

Rys. 4. Zależność odporności na pęknie K_{IC} od zakresu temperatury ΔT_2

The stress state in the small vicinity of the crack tip for the first loading mode can be written as:

Warunek nośności statycznej, ze względu na propagację pęknięcia, będzie następujący:

$$K_I = K_{IC} \quad (6)$$

Po wstawieniu (3) do warunku (6) otrzymuje się wartość długości krytycznej:

$$a_k = \frac{K_{IC}^2}{Y^2 \cdot \sigma^2 \cdot \pi} \quad (7)$$

Badania, mające na celu wyznaczenie stałej materiałowej K_{IC} wg [10] są uciążliwe i kosztowne, dlatego też opracowano zależności korelacyjne K_{IC} z wynikami powszechnie przeprowadzanych badań udarności na próbkach z karbem ostrym Charpy V (KV), w tej samej temperaturze badania. Wartość stałej K_{IC} można obliczyć ze wzorów, zaczerpniętych odpowiednio z pozycji literaturowych [11, 12, 13, 14], gdzie wartości udarności należy podstawiać w joulach [J], E_a w [MPa], aby otrzymać K_{IC} [MPa·m^{0,5}]:

$$K_{IC} = \sqrt{0{,}00022 \cdot E_a \cdot (KV)^{3/2}} \quad (8)$$

$$K_{IC} = \sqrt{0{,}00137 \cdot E_a \cdot (KV)} \quad (9)$$

$$K_{IC} = 14{,}5 \cdot \sqrt{(KV)} \quad (10)$$

$$K_{IC} = 0{,}53 \cdot (KV) + 57{,}9 \quad (11)$$

Wielkość K_{IC}, jak również praca łamania (KV) zależą od temperatury, przy czym uzależnia się tę wielkość od temperatury przesuniętej względem $T_{50\%}$ lub T_{27J}, gdzie $T_{50\%}$ oznacza temperaturę, w której w przełomie próbki znajduje się 50% strefy włóknistej, zaś T_{27J} tę temperaturę, w której praca łamania próbki wynosi 27J. Na rysunku 4 przedstawiono krzywe K_{IC} jako funkcje różnicy temperatur $\Delta T_2 = (T - T_{27J})$ dla stali ferrytyczno-perlitycznych o granicy plastyczności R_e = 490 MPa. Krzywa 1 jest obwiednią poprowadzoną przez punkty doświadczalne najniższe wg [14], zaś krzywa 2 jest kwantylem 90%-owym i jest opisana równaniem (12):

$$K_{IC} = \sqrt{1000} \cdot \left[25 + 37 \exp\left(\frac{T - T_{27J}}{52{,}6} \right) \right] \quad \text{N/mm}^{3/2} \quad (12)$$

Stan naprężeń w niedużym otoczeniu u czoła pęknięcia dla pierwszego sposobu obciążenia można zapisać w postaci:

$$\sigma_{11} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f^{\,I}_{11} + C^{(2)}_I \cdot r^0 \cdot g^{\,I}_{11}(\theta) + C^{(3)}_I \cdot r^{1/2} \cdot h^{\,I}_{11}(\theta) + C^{(4)}_I \cdot r^{2/2} \cdot i^{\,I}_{11}(\theta) + C^{(5)}_I \cdot r^{3/2} \cdot j^{\,I}_{11}(\theta) + \ldots \quad (13)$$

$$\sigma_{22} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f^{\,I}_{22} + C^{(2)}_I \cdot r^0 \cdot g^{\,I}_{22}(\theta) + C^{(3)}_I \cdot r^{1/2} \cdot h^{\,I}_{22}(\theta) + C^{(4)}_I \cdot r^{2/2} \cdot i^{\,I}_{22}(\theta) + C^{(5)}_I \cdot r^{3/2} \cdot j^{\,I}_{22}(\theta) + \ldots \quad (14)$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f^{\,I}_{12} + C^{(2)}_I \cdot r^0 \cdot g^{\,I}_{12}(\theta) + C^{(3)}_I \cdot r^{1/2} \cdot h^{\,I}_{12}(\theta) + C^{(4)}_I \cdot r^{2/2} \cdot i^{\,I}_{12}(\theta) + C^{(5)}_I \cdot r^{3/2} \cdot j^{\,I}_{12}(\theta) + \ldots \quad (15)$$

where:
functions $f^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $g^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $h^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $i^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $j^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$... – are universal functions of the angle, independent of geometry and loading;
$C^{(\beta)}_{1}$ – is a constant dependent on geometry and loading.

The first term in the above expressions tends to infinity as the radius r approaches zero. Within the framework of linear fracture mechanics (LFM), only the first singular term of the expansion is considered, while the remaining terms are neglected as they are much smaller than the first one as $r \to 0$. In linear fracture mechanics, the stress and displacement fields at the crack tip are expressed using William's equations:

$$\sigma_{11} = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} f^{I}_{11}(\theta) = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ \cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)\right\} \quad (16)$$

$$\sigma_{22} = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} f^{I}_{22}(\theta) = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ \cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)\right\} \quad (17)$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} f^{I}_{12}(\theta) = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ \cos\frac{\theta}{2}\sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2}\right\} \quad (18)$$

$$u_1 = \frac{1+\nu}{E} K_{\mathrm{I}} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left\{\kappa - 1 + 2\sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right\} \quad (19)$$

$$u_2 = \frac{1+\nu}{E} K_{\mathrm{I}} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\left\{\kappa + 1 - 2\sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right\} \quad (20)$$

where:
$\kappa = 3 - 4\nu$ in the plane strain condition;
$\kappa = (3 - \nu)/(1+\nu)$ in the plane stress condition.

Fatigue crack growth rate

The process of fatigue crack growth is associated with local stress intensification, and therefore it is related to the value of the stress intensity factor K. The fatigue crack growth curve has an S-shape, and it can be divided into three segments, which differ in both curvature and growth rate. This means that each segment has a different crack length increase per cycle, denoted as da/dN [mm/cycle].

The curve presented in Figure 5 is characterized by three distinct phases, known as the phases of low, medium, and high crack growth rates. The boundaries between phases 1 and 2, and phases 2 and 3, are conventionally assumed to correspond to growth rates da/dN of 10^{-5} i 10^{-3} mm/cycle [15]. The crack develops from a certain value K_{th}, known as the threshold stress intensity factor, and failure of the element occurs at the critical value K_{fc} (final stress intensity factor). The threshold stress intensity factor K_{th} allows for the prediction of crack non-growth. Its value is assumed to be the K_{max} for which the crack does not grow over a period corresponding to 10^6 cycles, and an increase of 3% in causes the crack to grow at a rate no greater

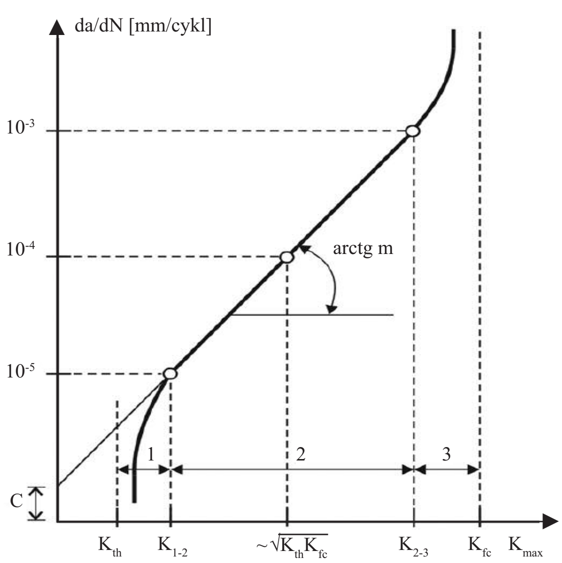

Fig. 5. Fatigue crack propagation curve
Rys. 5. Krzywa propagacji pęknięcia zmęczeniowego

gdzie:
funkcje $f^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $g^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $h^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $i^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$, $j^{\mathrm{I}}_{ij}(\theta)$... – uniwersalne funkcje kąta, niezależne od geometrii i obciążenia;
$C^{(\beta)}_{1}$ – stała zależna od geometrii i obciążenia.

Pierwszy człon w tych wyrażeniach dąży do nieskończoności, gdy promień r zmierza do zera. W ramach liniowej mechaniki pękania (LMP) uwzględnia się tylko pierwszy, osobliwy człon rozwinięcia, a pozostałe odrzuca, jako znacznie mniejsze od pierwszego przy $r \to 0$. W zakresie liniowej mechaniki pękania pole naprężeń i przemieszczeń u czoła pęknięcia wyraża się za pomocą równań Wiliamsa:

$$\sigma_{11} = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} f^{I}_{11}(\theta) = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ \cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)\right\} \quad (16)$$

$$\sigma_{22} = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} f^{I}_{22}(\theta) = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ \cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)\right\} \quad (17)$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} f^{I}_{12}(\theta) = \frac{K_{\mathrm{I}}}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ \cos\frac{\theta}{2}\sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2}\right\} \quad (18)$$

$$u_1 = \frac{1+\nu}{E} K_{\mathrm{I}} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left\{\kappa - 1 + 2\sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right\} \quad (19)$$

$$u_2 = \frac{1+\nu}{E} K_{\mathrm{I}} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\left\{\kappa + 1 - 2\sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right\} \quad (20)$$

gdzie:
$\kappa = 3 - 4\nu$ w płaskim stanie odkształcenia;
$\kappa = (3 - \nu)/(1+\nu)$ w płaskim stanie naprężenia.

Prędkość pękania zmęczeniowego

Proces zwiększenia szczeliny zmęczeniowej związany jest z lokalnym spiętrzeniem naprężeń, a więc z wartością współczynnika intensywności naprężeń K. Krzywa wzrostu pęknięcia zmęczeniowego ma kształt litery S i można na niej wyróżnić trzy odcinki, różniące się zarówno krzywizną, jak i szybkością wzrostu, czyli przyrostem długości szczeliny przypadającym na jeden cykl da/dN [mm/cykl].

Krzywa przedstawiona na rysunku 5 charakteryzuje się trzema wyraźnymi fazami, nazywanymi fazami małej, średniej i dużej szybkości wzrostu. Jako granice faz 1 i 2 oraz 2 i 3 przyjmuje się umownie szybkości wzrostu da/dN równe 10^{-5} i 10^{-3} mm/cykl [15]. Pęknięcie rozwija się od pewnej wielkości K_{th}, którą nazywa się progowym współczynnikiem intensywności naprężenia, a zniszczenie elementu następuje przy krytycznej wartości K_{fc} (końcowy współczynnik intensywności naprężenia). Progowy współczynnik intensywności naprężeń K_{th} umożliwia przewidywanie nierozwijania się pęknięcia. Za jego wielkość należy przyjmować taką wielkość K_{max}, w przypadku której pęknięcie nie rozwija się w okresie odpowiadającym 10^6 cykli, a której zwiększenie o 3% powoduje rozthan 3x10^{-7} mm/cycle [16]. Based on experimental results, correlation relationships between K_{th} for various steel grades and the cycle asymmetry ratio R = 0, and the yield strength f_y have been obtained [16]:

$$K_{th,0} = 11{,}17 - 0{,}0032 \cdot f_u \tag{21}$$

However, for a loading cycle with an asymmetry ratio R different from zero:

$$K_{th} = K_{th,0} - B \cdot R \tag{22}$$

where: $B = 10{,}39 - 0{,}0052 \cdot f_y$

The equation of the crack growth curve over the entire range of the stress intensity factor ($K_{th} \div K_{fc}$) can be expressed as follows [15]:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot \left(\frac{K_{\max} - K_{th}}{K_{fc} - K_{\max}} \right)^q \tag{23}$$

where:
C_0, q – material-specific constants;
K_{th}, K_{fc} – threshold and critical values of the fatigue stress intensity factor, respectively;
K_{max} – current stress intensity factor corresponding to the maximum stress in the load cycle.

The longest, middle segment of the crack growth curve is most commonly described using the Paris equation [17]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \tag{24}$$

$$\Delta K = Y \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \tag{25}$$

where:
C, m – material-specific constans.

The formula for the number of cycles NN required to propagate a crack from its initial length a_0 to the current length a_b is obtained by integrating equation (24):

$$N_b = \int_{a_o}^{a_b} \frac{da}{C(\Delta K)^m} = \frac{2}{C(m-2)\cdot\left(Y \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi}\right)^m} \cdot \left(\frac{1}{a_0^{\frac{m-2}{2}}} - \frac{1}{a_b^{\frac{m-2}{m}}} \right) \tag{26}$$

The initial crack length a_0 (the end of the initiation phase) is a conventional value, it is proposed to assume 0,25 mm according to [18] or 0,1 mm according to [19]. The maximum crack length a_k is limited by the critical crack length, which after rearranging equation (3), when $K_I = K_{fc}$, is given by:

$$a_k = \frac{K_{fc}^2}{\pi \cdot (Y \cdot \sigma_{\max})^2} \tag{27}$$

The coefficients C and m must be determined experimentally. They depend primarily on the material structure and the surrounding environment. For ferritic-pearlitic steels with a yield strength not exceeding 600 MPa, operating in a non-aggressive environment, the values $C = 3 \cdot 10^{-13}$ and $m = 3$ may be assumed [15]. These values were developed based on fatigue tests conducted on joints. In cases where determining the coefficients C and m is difficult, one may use approximate formulas derived from tests on standardized specimens, as provided in [16]:

wój pęknięcia z prędkością nie większą od 3x10^{-7} mm/cykl [16]. Na podstawie wyników badań uzyskano zależności korelacyjne między K_{th} różnych gatunków stali i współczynnikiem asymetrii cyklu R = 0, a granicą plastyczności f_y [16]:

$$K_{th,0} = 11{,}17 - 0{,}0032 \cdot f_u \tag{21}$$

W przypadku cyklu o asymetrii R różnej od zera:

$$K_{th} = K_{th,0} - B \cdot R \tag{22}$$

gdzie: $B = 10{,}39 - 0{,}0052 \cdot f_y$

Równanie krzywej w całym przedziale współczynnika intensywności naprężeń ($K_{th} \div K_{fc}$) można zapisać w postaci [15]:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot \left(\frac{K_{\max} - K_{th}}{K_{fc} - K_{\max}} \right)^q \tag{23}$$

gdzie:
C_0, q – pewne wielkości materiałowe;
K_{th}, K_{fc} – progowy początkowy i końcowy współczynnik intensywności naprężenia zmęczeniowego;
K_{max} – bieżący współczynnik intensywności naprężenia, odpowiadający maksymalnemu naprężeniu cyklu.

Najdłuższą, środkową część krzywej wzrostu pęknięcia, najczęściej opisuje się równaniem Parisa [17]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \tag{24}$$

$$\Delta K = Y \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \tag{25}$$

gdzie:
C, m – pewne wielkości materiałowe.

Wzór na liczbę cykli wywołujących pewną długość rysy, propagującą od długości początkowej a_0 do długości bieżącej a_b, otrzymuje się po scałkowaniu równania (24):

$$N_b = \int_{a_o}^{a_b} \frac{da}{C(\Delta K)^m} = \frac{2}{C(m-2)\cdot\left(Y \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi}\right)^m} \cdot \left(\frac{1}{a_0^{\frac{m-2}{2}}} - \frac{1}{a_b^{\frac{m-2}{m}}} \right) \tag{26}$$

Długość początkowa a_0 (koniec inicjacji) jest wartością umowną. Proponuje się przyjmować 0,25 mm wg [18] lub 0,1 mm wg [19]. Długość maksymalna a_k jest ograniczona długością krytyczną, która po przekształceniach wzoru (3), gdy $K_I = K_{fc}$, wynosi:

$$a_k = \frac{K_{fc}^2}{\pi \cdot (Y \cdot \sigma_{\max})^2} \tag{27}$$

Współczynniki C i m należy wyznaczyć doświadczalnie. Zależą one przede wszystkim od struktury materiału i środowiska go otaczającego. W przypadku stali ferrytyczno-perlitycznych, o granicy plastyczności nie większej od 600 MPa, pracujących w środowisku nieagresywnym można przyjmować $C = 3 \cdot 10^{-13}$ oraz $m = 3$ [15]. Wartości te opracowano na podstawie zmęczeniowych badań doświadczalnych węzłów. W przypadku trudności z ustaleniem wartości współczynników C i m można posłużyć się orientacyjnymi wzorami, wyprowadzonymi z badań próbek znormalizowanych, podanymi w [16]:

$$\log C = \max\begin{Bmatrix} 0{,}00483 \cdot R_e - 12{,}432 \\ 0{,}00556 \cdot R_m - 13{,}726 \end{Bmatrix} \quad (28)$$

$$m = \max\begin{Bmatrix} 4{,}52 - 0{,}0026 \cdot f_y \\ 5{,}19 - 0{,}00297 \cdot f_u \end{Bmatrix} \quad (29)$$

The fatigue crack growth rate with increasing number of cycles is not constant, as already illustrated in Figure 5. In addition to the influence of the individual stages of crack development on its growth rate, cycle asymmetry R and mean stress σ_m. also exert a significant impact. Experimental results presented in [16] describe both the increase and decrease in the crack growth rate da/dN, depending on the values of R and σ_m. For this reason, equation (24) has been modified by numerous authors. In practical applications, the most commonly used is the extended form of the equation, in which the value K_C corresponds to the fracture toughness under the specific loading conditions:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot (\Delta K)^m}{(1-R) \cdot K_C - \Delta K} \quad (30)$$

The crack propagation rate can be influenced by variations in the stress levels within the load spectrum – more specifically, by the occurrence of single or multiple overload cycles. This can lead to a delay, or even a temporary arrest, of crack growth. This phenomenon is directly related to the size of the plastic zone ahead of the crack tip, which has an increased capacity for dissipating energy arriving at the crack front. The size of this zone depends primarily on the ratio between the overload stress and the basic cycle stress [16]. To account for this behavior, a delay factor C_{op} was introduced into equation (24):

$$\frac{da}{dN} = C_{op} \cdot C \cdot (\Delta K)^m \quad (31)$$

The crack propagation rate can also be influenced by the temperature T associated with the fatigue process. At elevated temperatures, the effects of fatigue and creep combine, often leading to an increase in crack growth rate. On the other hand, at lower temperatures, the propagation rate typically decreases, and this behavior largely depends on the material. Additionally, factors such as the material's structure and state, the heat-affected zone from the cutting technology, and the thickness and width of the cracked component can all influence the fatigue crack growth rate.

Fatigue strength curves

Fatigue strength, defined as the maximum stress in an irregular loading cycle, is related to the fatigue life of a structure, measured by the number of cycles N_i. There is an inverse relationship between fatigue strength and the durability of a structure, meaning that the higher the fatigue strength, the shorter the durability, and vice versa. These relationships were investigated and described by Wöhler in 1870 and are still used today as Wöhler curves. When analyzing the fatigue li-

$$\log C = \max\begin{Bmatrix} 0{,}00483 \cdot R_e - 12{,}432 \\ 0{,}00556 \cdot R_m - 13{,}726 \end{Bmatrix} \quad (28)$$

$$m = \max\begin{Bmatrix} 4{,}52 - 0{,}0026 \cdot f_y \\ 5{,}19 - 0{,}00297 \cdot f_u \end{Bmatrix} \quad (29)$$

Prędkość propagacji rysy zmęczeniowej przy rosnącej liczbie cykli nie jest stała, co przedstawiono na rysunku 5. Oprócz wpływu samych etapów rozwoju rysy na jej prędkość, istotny wpływ wywiera asymetria cyklu R oraz naprężenie średnie σ_m. Rezultaty z badań doświadczalnych przedstawionych w [16] opisują powiększającą się oraz pomniejszającą prędkość propagacji rysy da/dN w zależności od wartości R i σ_m, dlatego też wzór (24) był przez wielu autorów modyfikowany. W praktyce najczęściej posługuje się równaniem rozszerzonym, gdzie wartość K_C odpowiada odporności na pękanie w konkretnych warunkach obciążenia:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot (\Delta K)^m}{(1-R) \cdot K_C - \Delta K} \quad (30)$$

Prędkość propagacji może być związana ze zmianą poziomu naprężeń w widmie, a dokładniej z wystąpieniem pojedynczych lub wielokrotnych cykli przeciążających. Może to spowodować opóźnienie, a nawet zatrzymanie pęknięcia. Efekt ten wiąże się bezpośrednio z wielkością strefy plastycznej przed czołem pęknięcia, mającej duże zdolności dyssypacji energii dochodzącej do czoła pęknięcia. Jej wielkość zależy głównie od stosunku wielkości naprężeń przeciążających do naprężeń cyklu podstawowego [16]. Do wzoru (24) wprowadzono współczynnik opóźnienia C_{op}:

$$\frac{da}{dN} = C_{op} \cdot C \cdot (\Delta K)^m \quad (31)$$

Czynnikiem wpływającym na prędkość propagacji rysy może być temperatura T, jaka towarzyszy procesowi zmęczenia. W podwyższonej temperaturze nakładają się na siebie efekty zmęczenia oraz pełzania. W związku z tym prędkość pękania zazwyczaj się powiększa. Efekt odwrotny obserwuje się w warunkach obniżonej temperatury, gdzie szybkość propagacji maleje i zależy przede wszystkim od materiału. Dodatkowo na wartość przyrostu pęknięcia zmęczeniowego może mieć wpływ struktura i stan materiału, strefa wpływu ciepła związana z technologią wycinania oraz grubość i szerokość elementu zarysowanego.

Krzywe wytrzymałości zmęczeniowej

Wytrzymałość zmęczeniowa, jako maksymalne naprężenie cyklu nieregularnego, jest związana z tzw. trwałością zmęczeniową konstrukcji mierzoną liczbą cykli N_i. Zachodzi zależność pomiędzy wytrzymałością zmęczeniową a trwałością konstrukcji, tzn. im większa jest wytrzymałość zmęczeniowa, tym mniejsza trwałość, i na odwrót. Te relacje zostały zbadane i opisane przez Wöhlera w 1870 r. i są wykorzystywane do dziś jako krzywe. Analizując żywotność zmęczeniową elementu, mierzoną wyłącznie liczbą cykli, możfe of a component, measured solely by the number of cycles, four intervals can be distinguished [20], as shown in Figure 6. It is important to note that the boundaries of these intervals are conventionally defined.

Interval I corresponds to a small number of cycles and a minor reduction in strength. This is referred to as the quasi-static strength interval, where there is no need to check fatigue strength. Interval II, with a boundary at $N = 10^4$ for steel structures and $N = 10^5$ for aluminum structures, is the low--cycle fatigue strength interval. In this interval, the key calculation parameter is the range of strain variation $\Delta\varepsilon$ (which includes both plastic and elastic strains), rather than the variation in stress $\Delta\sigma$. Due to the complexity of the fatigue process, computational procedures for this interval are not standardized. Interval III is the high-cycle fatigue strength interval, which is limited because failure occurs after a certain number of cycles, and the failure rate increases with the magnitude of the stress range $\Delta\sigma$. The material works exclusively in the elastic range, as indicated by the proportionality line in the corresponding $\sigma - \varepsilon$ graph for this cycle range. Interval IV, starting at $N = 10^8$ load cycles and theoretically extending to infinity, is the unlimited high-cycle fatigue strength interval (also known as the endurance limit). For an unlimited number of cycles, the fatigue strength has a constant stress amplitude $\Delta\sigma_L$, which depends on the notch category $\Delta\sigma_C$, i. e., the standard fatigue strength at $N = 2{\cdot}10^6$ cycles. If the stress range for a given element or node satisfies the condition $\Delta\sigma \le \Delta\sigma_L$, the life of that element or node is considered unlimited.

The Wöhler fatigue curve is a continuous, smooth line, which is often represented in logarithmic coordinate system for calculation convenience, with additional approximation of small transition arcs using intersecting straight lines. This results in a three-line graph a-b-c (Fig. 7). The break points of the curves D and L have the following coordinates: ($N_D = 5{\cdot}10^6$; $\Delta\sigma_D$) and ($N_L = 10^8$; $\Delta\sigma_L$), where $\Delta\sigma_D$ is the endurance strength at constant amplitude, while $\Delta\sigma_L$ is the fatigue strength at variable amplitude. Both of these strengths depend only on the notch category, determined using the normative fatigue strength $\Delta\sigma_C$ (fatigue category). The fatigue strength graph at constant amplitude is bilinear, as a-d.

The fatigue strength curves a and b are inclined at angles whose cotangents are $m_1 = 3$ and $m_2 = m_1 + 2 = 5$. The cotangent of the inclination angle of section *e* for shear

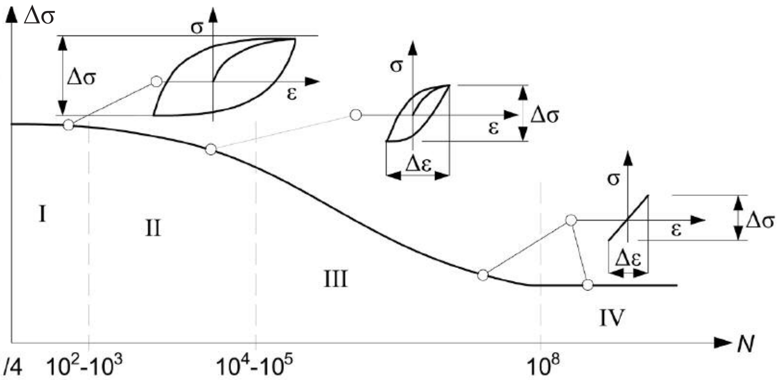

Fig. 6. Illustrative division of fatigue life with different strain variation ranges $\Delta\varepsilon$ [20]

Rys. 6. Poglądowy podział żywotności zmęczeniowej z różnymi zakresami zmienności odkształceń $\Delta\varepsilon$ [20]

na wyróżnić cztery przedziały [20], co pokazano na rysunku 6. Warto podkreślić, że przedziały poszczególnych obszarów należy traktować jako umowne.

Przedział I, o niedużej liczbie cykli i niewielkim zmniejszeniu wytrzymałości, jest określany jako tzw. przedział wytrzymałości quasi-statycznej, w przypadku której nie ma potrzeby sprawdzania wytrzymałości zmęczeniowej. Przedział II, którego granicą jest liczba cykli $N = 10^4$ dla konstrukcji stalowych i $N = 10^5$ dla konstrukcji aluminiowych, jest przedziałem wytrzymałości zmęczeniowej niskocyklowej, w której podstawowym parametrem obliczeń jest zakres zmienności odkształceń $\Delta\varepsilon$ (łącznych, czyli plastycznych i sprężystych), a nie zakres zmienności $\Delta\sigma$. Ze względu na złożoność procesu zmęczenia, procedury obliczeniowe dla tego przedziału nie są znormalizowane. Przedział III, to przedział wytrzymałości zmęczeniowej wysokocyklowej ograniczonej, gdyż przy ograniczonej liczbie cykli następuje zniszczenie, tym szybciej, im większy jest zakres zmienności $\Delta\sigma$. Praca materiału odbywa się tylko w zakresie sprężystym, co jest zaznaczone na odnośnym wykresie $\sigma - \varepsilon$ dla tego zakresu cykli, linią proporcjonalności. Przedział IV, rozpoczynający się przy $N = 10^8$ cykli obciążenia i sięgający teoretycznie w nieskończoność, jest określany przedziałem wytrzymałości zmęczeniowej wysokocyklowej nieograniczonej (tzw. trwałej). Przy nieograniczonej liczbie cykli wytrzymałość zmęczeniowa ma stałą wartość amplitudy naprężeń $\Delta\sigma_L$, zależną od kategorii karbu $\Delta\sigma_C$, czyli wytrzymałości zmęczeniowej normatywnej przy liczbie cykli $N = 2{\cdot}10^6$. Jeżeli dla analizowanego elementu lub węzła będzie zachodzić relacja $\Delta\sigma \le \Delta\sigma_L$, to żywotność takiego elementu lub węzła jest nieograniczona.

Wykres krzywej zmęczeniowej Wöhlera jest linią ciągłą, gładką, który często dla wygody obliczeń jest podawany w układzie współrzędnych logarytmicznych, z dodatkową aproksymacją niewielkich łuków przejścia za pomocą linii prostych przecinających się. Otrzymuje się wtedy wykres trójliniowy a-b-c (rysunek 7). Punkty załomu krzywych D i L mają odpowiednio współrzędne ($N_D = 5{\cdot}10^6$; $\Delta\sigma_D$) oraz ($N_L = 10^8$; $\Delta\sigma_L$), gdzie $\Delta\sigma_D$ jest wytrzymałością trwałą przy stałej amplitudzie, zaś $\Delta\sigma_L$ jest wytrzymałością zmęczeniową trwałą przy zmiennej amplitudzie. Obie te wytrzymałości zależą jedynie od kategorii karbu, określanej za pomocą wytrzymałości zmęczeniowej normatywnej $\Delta\sigma_C$ (kategorii zmęczeniowej). Wykres wytrzymałości zmęczeniowej przy stałej amplitudzie jest biliniowy, jako a-d.

Krzywe wytrzymałości zmęczeniowych a i b są pochylone pod kątami, których cotangensy wynoszą odpowiednio $m_1 = 3$ oraz $m_2 = m_1 + 2 = 5$. Cotangens kąta nachylenia odcinka *e* stresses $\Delta\tau$ is $m_2 = m_1 + 2 = 5$. The equations of these curves can be written as:

$$(\Delta\sigma_R)^m \cdot N_C = C_\sigma \quad (32)$$

$$(\Delta\tau_R)^m \cdot N_C = C_\tau \quad (33)$$

where:

C_σ, C_τ – coefficients depending on the notch category.

Fatigue categories of different notches occurring in construction are standardized and presented, among others, in standards [21, 22]. Therefore, for known values of $\Delta\sigma_C$ from equations (32) and (33), the following relations can be determined:

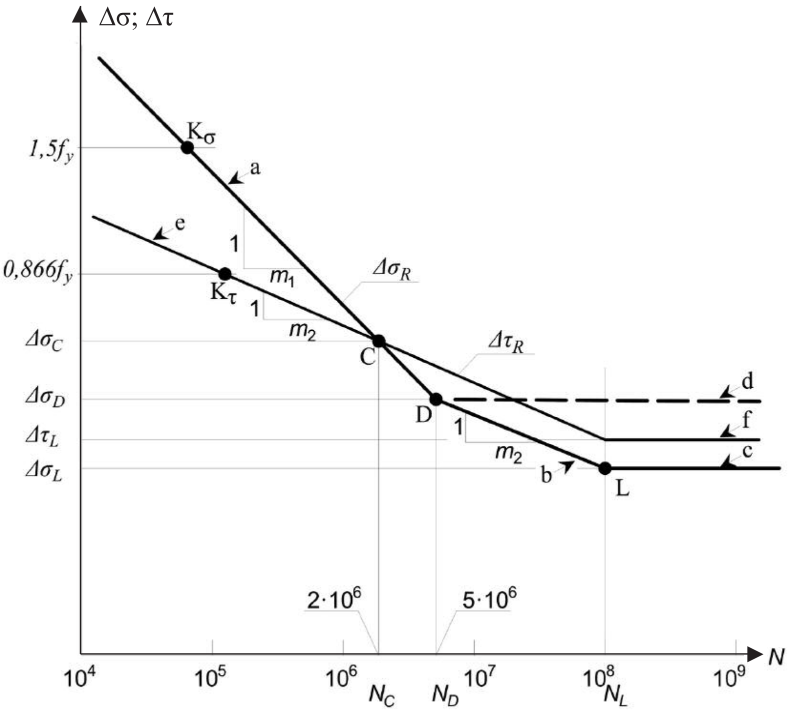

Fig. 7. Fatigue strength curves log Δσ – log N oraz log Δτ – log N [20]

Rys. 7. Krzywe wytrzymałości zmęczeniowej log Δσ – log N oraz Δτ – log N [20]

$$\Delta\sigma_D = \Delta\sigma_C \cdot \sqrt[3]{\frac{N_C}{N_D}} = 0{,}737 \cdot \Delta\sigma_C \quad (34)$$

$$\Delta\sigma_L = \Delta\sigma_D \cdot \sqrt[5]{\frac{N_D}{N_L}} = 0{,}549 \cdot \Delta\sigma_D = 0{,}405 \cdot \Delta\sigma_C \quad (35)$$

$$\Delta\tau_L = \Delta\tau_C \cdot \sqrt[5]{\frac{N_C}{N_L}} = 0{,}457 \cdot \Delta\tau_C \quad (36)$$

Standard fatigue Wöhler curves depend solely on the notch categories, that is, on their design (shape) and manufacturing technology. They take into account stress concentration, residual stresses, and weld discontinuities that do not exceed the limits specified by the standard [23]. The fatigue curves do not depend on the grade of steel, meaning the yield strength of steel, which can range from S235 to S700 [7, 24]. The validity of standard fatigue curves is limited to the elastic range of the material's behavior, which is defined by the upper coordinates of the points K_τ and K_σ (Fig. 7), where:

$$K_\tau \le 1{,}5 \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (37)$$

$$K_\sigma \le 1{,}5 \cdot f_y \quad (38)$$

Conclusions

Modern construction places increasing demands on designers due to growing technological and functional expectations for structures. Steel structures are becoming lighter, slimmer, and, consequently, more stressed. Computational methods often take into account the plastic load-bearing capacity of materials, which in the future may

dla naprężeń stycznych $\Delta\tau$ wynosi $m_2 = m_1 + 2 = 5$. Równania tych krzywych można zapisać w postaci:

$$(\Delta\sigma_R)^m \cdot N_C = C_\sigma \quad (32)$$

$$(\Delta\tau_R)^m \cdot N_C = C_\tau \quad (33)$$

gdzie:

C_σ, C_τ – współczynniki zależne od kategorii karbu.

Kategorie zmęczeniowe różnych karbów występujących w budownictwie są znormalizowane i przedstawione m.in. w normach [21, 22]. W związku z tym w przypadku znanych wartości $\Delta\sigma_C$ można wyznaczyć z równań (32) i (33) następujące relacje:

$$\Delta\sigma_D = \Delta\sigma_C \cdot \sqrt[3]{\frac{N_C}{N_D}} = 0{,}737 \cdot \Delta\sigma_C \quad (34)$$

$$\Delta\sigma_L = \Delta\sigma_D \cdot \sqrt[5]{\frac{N_D}{N_L}} = 0{,}549 \cdot \Delta\sigma_D = 0{,}405 \cdot \Delta\sigma_C \quad (35)$$

$$\Delta\tau_L = \Delta\tau_C \cdot \sqrt[5]{\frac{N_C}{N_L}} = 0{,}457 \cdot \Delta\tau_C \quad (36)$$

Normowe krzywe zmęczeniowe Wöhlera zależą jedynie od kategorii karbów, czyli od ich konstrukcji (kształtu) i technologii wykonania. Uwzględniają one spiętrzenia naprężeń, naprężenia własne oraz niezgodności spawalnicze nie większe niż dopuszcza norma [23]. Krzywe zmęczeniowe nie zależą od gatunku stali, czyli od granicy plastyczności stali, która może mieć wartość od S235 do S700 [7, 24]. Ważność normowych krzywych zmęczeniowych jest ograniczona do sprężystego zakresu pracy materiału, który wyznaczają od góry rzędne punktów K_τ i K_σ (rysunek 7), przy czym:

$$K_\tau \le 1{,}5 \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (37)$$

$$K_\sigma \le 1{,}5 \cdot f_y \quad (38)$$

Wnioski

Współczesne budownictwo stawia przed projektantami coraz większe wymagania wynikające z rosnących oczekiwań technologicznych i użytkowych obiektów. Konstrukcje stalowe stają się lżejsze, smuklejsze, a co za tym idzie bardziej wytężone. Często stosuje się metody obliczeniowe uwzględniające nośność plastyczną materiału, co w przyszłości molead to a situation where the fatigue strength limit state becomes a key design criterion. Despite significant progress in the theory of material fatigue, this issue remains highly complex and still not fully understood in the context of steel building structures. Many factors have a significant impact on the results obtained. Among them is the scale effect, as large-scale construction cannot be experimentally tested in its natural size, and therefore the so-called scale effect coefficient is used, as already utilized in the standard [8]. Other factors include the type of cutting technology [7], the type of loading, the presence of geometric notches in the structure, environmental influences, and the impact of welding technology [25]. There is still a lack of unified guidelines and sufficient research to precisely determine the fatigue life of steel structures. Further exploration of effective analysis methods and experimental studies is necessary to better understand the mechanisms of fatigue crack propagation and their impact on the safety and durability of structures. The development of these studies may, in the future, contribute to the optimization of design processes and the formulation of more precise standards that account for the influence of fatigue loading on steel structures.

Received: 16.12.2024
Revised: 17.02.2025
Publshed: 22.05.2025

że prowadzić do sytuacji, w której stan graniczny wytrzymałości zmęczeniowej stanie się kluczowym kryterium projektowym. Pomimo istotnego postępu w teorii zmęczenia materiału, zagadnienie to pozostaje niezwykle złożone i wciąż nie do końca poznane w kontekście stalowych konstrukcji budowlanych. Jest wiele czynników, mających istotny wpływ na otrzymywane rezultaty. Należy do nich m.in. efekt skali, gdyż konstrukcji budowlanych o znacznych rozmiarach nie da się testować doświadczalnie w skali naturalnej i dlatego posługujemy się współczynnikiem tzw. efektu skali, co jest wykorzystywane w normie [8]. Pozostałe to wpływ m.in. rodzaju technologii cięcia [7], rodzaju obciążenia, występowania w konstrukcji karbów geometrycznych, środowiska czy wpływ technologii spawania [25]. W dalszym ciągu brakuje jednolitych wytycznych oraz wystarczającej liczby badań do precyzyjnego określania trwałości zmęczeniowej konstrukcji stalowych. Konieczne jest dalsze poszukiwanie skutecznych metod analizy i badań eksperymentalnych, które pozwolą na lepsze zrozumienie mechanizmów propagacji pęknięć zmęczeniowych i ich wpływu na bezpieczeństwo oraz trwałość konstrukcji. Rozwój tych badań może w przyszłości przyczynić się do optymalizacji procesów projektowych oraz wypracowania bardziej precyzyjnych norm uwzględniających wpływ obciążeń zmęczeniowych na konstrukcje stalowe.

Artykuł wpłynął do redakcji: 16.12.2024 r.
Otrzymano poprawiony po recenzjach: 17.02.2025 r.
Opublikowano: 22.05.2025 r.

Literature

[1] He L, Tian Y, Akebono H, Sugeta A. Prediction of fatigue crack propagation behavior in elastic plastic region nder block loading for type 316 steel via artificial neural network approach. International Journal of Fatigue. 2025; 192, 108725: 1 – 17.

[2] Safaei S, Bernasconi A, Carboni M, Martulli LM. A novel implementation of the cohesive zone model for the fatigue propagation of delamination in composites using a sequential static fatigue algorithm. International Journal of Fatigue. 2025; 192, 108712: 1 – 12.

[3] Paysan F, Melching D, Breitbarth E. Plasticity-induced crack closure identification during fatigue crack growth in AA2024-T3 by using high-resolution digital image correlation. International Journal of Fatigue. 2025; 192, 108703: 1 – 14.

[4] Chiocca A, Pedranz M, Zanini Z, Carmignato S, Fontanari V, Benedetti M, Frendo F. Application of the Effective critical plane approach for the fatigue assessment of ductilecast iron under multiaxial and non-proportional loading conditions. International Journal of Fatigue. 2025; 192, 108716: 1 – 14.

[5] Dastgerdi JN, Jaberi O, Hensel J. Characterization of surface irregularities and fatigue strength evaluation of wire arc additive manufactured high strength steel specimens. International Journal of Fatigue. 2025; 192, 108737: 1 – 15.

[6] Gericke A, Thomas von Borstel, Goeran G, Strandberg M, Knuth-Michael Henkel. Fatigue strength of blast cleaned and stress relief annealed butt joints made of structural steel S355J2+N for offshore wind support structures. International Journal of Fatigue. 2025; 192, 108711: 1 – 17.

[7] Rowiński S. Effect of steel-cutting technology on fatigue strength of steel structures: tests and analyses. Materials. 2021, vol. 14, nr 20, art. 6097, s. 1 – 15.

[8] Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-9: Zmęczenie.

[9] Griffith AA. The Phenomenon of Rupture and Flow in Solids, Philosophie Transactions of Royal Society, Serie A, 1921: 163 – 198.

[10] PN-87/H-04335. Metoda badania odporności na pękanie w płaskim stanie odkształcenia.

[11] Barsom JM, Rolfe ST. Fracture and Fatigue Control in Structures, Prentice--Hall, Inc. 1987.

[12] Girienko WS, Diadin WP. Zawisimosti mieżdu udarnoj wjazkostju i kritierijami miechaniki razruszenija konstrukcjonnych stalej i ich swarnych sojedinienij. Awtomaticzeskaja Swarka. 1985, No 9, s. 13-20.

[13] Kalana K. Hodnotenie odolnosli proti krehkemu poruseniu zvaranych ocelovych konstrukcji. Zvaranie 1990, No 9, s. 265-271.

[14] PD, Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion WeldedStructures BSI, 1991.

[15] Rykaluk K. Pęknięcia w konstrukcjach stalowych, Dolnośląskie Wydawnictwo Edukacyjne, Wrocław 2000.

[16] Kocańda S, Szala J. Podstawy obliczeń zmęczeniowych. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 1997.

[17] Paris PC, Erdogan FA. A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Journal of Basic Engineering ASME Transaction, Serie D, 85, No 4, 1963, pp. 528-534.

[18] Sedlacek G, Stranghöner N, Stötzel G, Dahl W, Lungenberg P, Liessem A. Die Tragsicherheit, die Ermüdungssicherheit und das Sprödbruchproblem, Der Stahlbau 1996, H. 11, s. 407-414.

[19] Feldmann M, Hegger J, Hechler O, Rauscher S. Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Verbundmitteln unter ruhender und nichtruhender Belastung bei Verwendung hochfester Werkstoffe, Abschlussbericht Institutsbericht-Nr. 169/2006 des Lehrstuhls für Stahlbau und Leichtmetallbau und Instituts für Massivbau der RWTH Aachen, Aachen 2007.

[20] Rykaluk K. Nośność połączeń i węzłów pod obciążeniem zmęczeniowym, referat XXVII Konferencji „Warsztaty pracy projektanta konstrukcji", Szczyrk 2012, t. 3, s. 129 – 176.

[21] Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-9: Zmęczenie.

[22] PN-90/B-03200. Konstrukcje stalowe. Obliczenia statyczne i projektowanie.

[23] PN-EN 1090-2:2009. Wykonanie konstrukcji stalowych i aluminiowych. Część 2: Wymagania techniczne dotyczące konstrukcji stalowych.

[24] Rowiński S. Czynniki wpływające na wytrzymałość zmęczeniową konstrukcji stalowych. Builder. 2020; R. 24, nr 4, s. 51-53.

[25] Fustar B, Lukacević I, Dujmović D. Review of Fatigue Assessment Methods for Welded Steel Structures. Advances in Civil Engineering. Volume 2018, ID 3597356, 16 stron.