MECHANIKA
TEORETYCZNA
I STOSOWANA
1, 5 (1967)

KORELACJA CECH WYTRZYMAŁOŚCIOWYCH I WYTĘŻENIE MATERIAŁU

JANUSZ MURZEWSKI, ZBIGNIEW MENDERA (KRAKÓW)

1. Statystyczne określenie wytężenia

Rozpatrujemy materiał, który pod działaniem naprężenia może ulec zniszczeniu bądź to w formie uplastycznienia, bądź to pęknięcia. Materiał pozostaje niezniszczony, jeśli jednocześnie zachodzą następujące nierówności:

$$\sigma_H < Q, \quad \sigma_G < R, \tag{1.1}$$

gdzie σ_H jest to naprężenie zastępcze ze względu na uplastycznienie, a σ_G naprężenie zastępcze ze względu na pęknięcie. Naprężenie zastępcze rozumie się tak, jak w klasycznej teorii wytężenia; Q jest granicą plastyczności, a R granicą wytrzymałości rozdzielczej. Granice te są skorelowanymi zmiennymi losowymi.

Prawdopodobieństwo, że materiał pozostaje niezniszczony przy ustalonym stanie naprężenia, równa się prawdopodobieństwu spełnienia układu nierówności (1.1):

$$W = P(\sigma_H < Q, \sigma_G < R), \tag{1.2}$$

a prawdopodobieństwo zniszczenia:

$$w = 1 - W = F(Q^*, R^*) \quad \text{dla} \quad Q^* = \sigma_H, R^* = \sigma_G. \tag{1.3}$$

Prawdopodobieństwo w nazywamy wytężeniem materiału, a $F(Q, R)$ jest dystrybuantą dwuwymiarowego rozkładu zmiennych losowych Q i R.

Probabilistyczną definicję wytężenia wprowadził pierwszy z autorów dla ośrodków mikro-niejednorodnych [7]. Oznaczając prawdopodobieństwo mikro-uplastycznienia symbolem $\varkappa$, a prawdopodobieństwo mikro-spękania symbolem λ i zakładając stochastyczną niezależność granic mikro-plastyczności i mikro-wytrzymałości, podał on wzór:

$$\mu = 1 - (1-\varkappa)(1-\lambda) = \varkappa - \varkappa\lambda + \lambda, \tag{1.4}$$

gdzie μ jest wytężeniem w sensie mikroskopowym, czyli miarą koncentracji mikro-elementów uszkodzonych w jednostce objętości.

Tenże autor w rozdziale zamieszczonym w monografii o konstrukcjach aluminiowych [4] interpretuje wzór (1.4) w sensie makroskopowym w zastosowaniu do złomu kruchego lub poślizgowego.

W obecnej pracy autorzy rozumieją wytężenie (1.3) również w sensie makroskopowym i jako przykładową bazę empiryczną przyjmują zbiór doświadczeń wykonanych na próbkach makroskopowych przez drugiego z autorów [2]. A więc wytężenie w dla ustalonego naprężenia i materiału równa się granicy, do której dąży częstość zniszczenia w normalnych próbach wytrzymałościowych. Różnica merytoryczna między wzorem (1.3) i (1.4) polega na tym, że dystrybuanta $F(Q, R)$ dla skorelowanych Q i R nie da się napisać za pomocą prawdopodobieństw brzegowych $\varkappa$ i λ, tak jak to ma miejsce we wzorze (1.4). Ponadto w pracy niniejszej zwrócona jest uwaga na rozbieżność pojęć wytężenia i wadliwości. Wprawdzie wadliwość partii materiału można określić tym samym wzorem (1.3) co wytężenie, ale wtedy przez Q^*, R^* należy rozumieć nie naprężenie zastępcze, a minimalne gwarantowane wartości granicy plastyczności i wytrzymałości:

$$Q^* = Q_{\min}, \quad R^* = R_{\min}. \tag{1.5}$$

Jeśli brakiem nazwiemy materiał o cechach nie spełniających układu nierówności, analogicznych do (1.1),

$$Q > Q_{\min}, \quad R > R_{\min}, \tag{1.6}$$

to wadliwość w, określona wzorami (1.3) i (1.5), jest prawdopodobieństwem wypuszczenia braku pod warunkiem, że nie ma kontroli jakości.

W dalszym ciągu pracy przedstawione będą konsekwencje wynikające z różnego interpretowania wartości granicznych Q^* i R^* w przypadku wytężenia i wadliwości.

2. Rozkład losowych cech wytrzymałościowych

Funkcje rozkładu cech wytrzymałościowych są przedmiotem wielu prac teoretycznych i doświadczalnych [1, 9 i 11]. Najczęściej jednak rozkłady tych cech analizuje się z osobna nie przypuszczając istnienia stochastycznej zależności.

Mając przede wszystkim na uwadze stal konstrukcyjną przyjmujemy normalny łączny rozkład prawdopodobieństw granicy plastyczności Q i wytrzymałości R o gęstości prawdopodobieństw jak następuje:

$$f(Q, R) = \tag{2.1}$$

$$= \frac{1}{2\pi\mu_Q\mu_R\sqrt{1-r_{QR}^2}} \exp\left\{-\frac{1}{2(1-r_{QR}^2)}\left[\frac{(Q-\overline{Q})^2}{\mu_Q^2} - 2r_{QR}\frac{\overline{Q}-Q}{\mu_Q}\frac{R-\overline{R}}{\mu_R} + \frac{(R-\overline{R})^2}{\mu_R^2}\right]\right\},$$

gdzie $\overline{Q}$, $\overline{R}$ oznaczają wartości średnie, μ_Q, μ_R odchylenia standardowe, $r_{QR} = \operatorname{cov}(Q, R)/\mu_Q\, \mu_R$ współczynnik korelacji.

Odpowiednie rozkłady brzegowe przedstawia rys. 1.

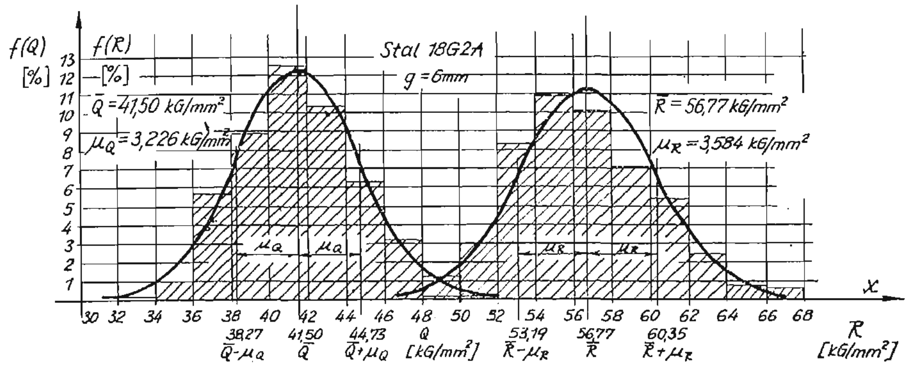
Przy takich założeniach abstrahujemy od tego, że cechy wytrzymałościowe są funkcją stochastyczną punktu ośrodka. Ogranicza to nasze rozważania do elementów konstrukcyjnych o wymiarach mniej więcej tego rzędu, co badane doświadczalnie próbki, i naprężonych równomiernie, choć niekoniecznie jednoosiowo. W ten sposób eliminujemy tzw. efekty skali.

W celu jaśniejszego przedstawienia sprawy i możliwości zilustrowania wywodów realnymi wykresami wyspecyfikowano przykładowe parametry rozkładu prawdopodobieństw.

Analizę statystyczną przeprowadzono na podstawie doświadczeń rozciągania 874 próbek losowo wyciętych z arkuszy blach o grubości 6 mm stali niskostopowej, manganowo-krzemowej 18G2A [2].

Stal ta zyskuje coraz większe znaczenie w zastosowaniach do niektórych rodzajów konstrukcji stalowych, mianowicie tam, gdzie może być wykorzystana jej podwyższona wytrzymałość.

Próby rozciągania przeprowadzono przy kontrolowanych naprężeniach. Wyniki doświadczeń zestawiono w tablicy 1 podając jednocześnie zależność stochastyczną między granicą plastyczności Q i granicą wytrzymałości R.



Rys. 1

Tablica 1. Rozkład empiryczny wartości Q i R stali 18G2A n_{ij}

Q_i kG/mm² \ R_j kG/mm²	48–50	50–52	52–54	54–56	56–58	58–60	60–62	62–64	64–66	66–68	n_i
30–32	2										2
32–34	2	2									4
34–36	2	12	4	1							19
36–38		30	51	17	1	1					100
38–40		10	74	57	14	1	1				157
40–42		1	16	90	81	26	10				224
42–44			3	23	62	70	20	2			180
44–46				5	15	20	56	13	1		110
46–48					5	8	9	29	4	1	56
48–50								1	9	11	21
50–52										1	1
n_j	6	55	148	193	178	126	96	45	14	13	874

Parametry rozkładu prawdopodobieństw oszacowano na podstawie rozkładu empirycznego jak następuje:

wartości średnie

$$\bar{Q} \approx \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{k} n_i Q_i = 41{,}50 \text{ kG/mm}^2,$$

(2.2)

$$\bar{R} \approx \frac{1}{n} \sum_{j=1}^{l} n_j R_j = 56{,}77 \text{ kG/mm}^2;$$

odchylenia średnie

$$\mu_Q \approx \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{k} n_i Q_i^2 - \overline{Q}^2} = 3{,}226 \text{ kG/mm}^2, \tag{2.3}$$

$$\mu_R \approx \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{j=1}^{l} n_j R_j^2 - \overline{R}^2} = 3{,}584 \text{ kG/mm}^2,$$

współczynnik korelacji

$$r_{QR} = \frac{\operatorname{cov}(Q, R)}{\mu_Q \mu_R} \approx \frac{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{k}\sum_{j=1}^{l} n_{ij} Q_{ij} R_{ij} - \overline{Q}\overline{R}}{\mu_Q \mu_R} = 0{,}809. \tag{2.4}$$

Dystrybuanta rozkładu normalnego wyraża się wzorem symbolicznym

$$F(Q^*, R^*) = \int_{-\infty}^{Q^*}\int_{-\infty}^{R^*} f(Q, R)\, dQ\, dR, \tag{2.5}$$

i jej wartości oblicza się dla ustalonych Q^*, R^* za pomocą tablic dwuwymiarowego rozkładu normalnego [10].

3. Warunki plastyczności i wytrzymałości

Zagadnienie najtrafniejszego wyboru hipotezy wytężeniowej, a więc warunku plastyczności i warunku wytrzymałości, jest w zasadzie zagadnieniem odrębnym [5 i 6].

Dla prostoty przyjmiemy klasyczne hipotezy. Jako pierwszą, najlepszą naszym zdaniem kombinację, przyjmiemy warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego (σ_H) i warunek wytrzymałości Galileusza (σ_G). Naprężenia zastępcze wyrażają się następującymi wzorami:

$$\sigma_H = \sqrt{\frac{1}{2}}\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2}, \tag{3.1}$$

$$\sigma_G = \sigma_1, \quad \sigma_1 \geqslant \sigma_2 \geqslant \sigma_3.$$

Równanie

$$w(\sigma_H, \sigma_G) = F(\sigma_H, \sigma_G) = \text{const} \tag{3.2}$$

określa powierzchnię równych wytężeń, która pokrywa się z powierzchnią graniczną naprężeń dla poziomu wytężenia w według definicji probabilistycznej [7].

Powierzchnię graniczną naprężeń wyrazimy analitycznie przy użyciu układu walcowych niezmienników naprężenia $\sigma_A, \sigma_D, \omega_\sigma$.

Walcowym układem niezmienników względnie współrzędnych w przestrzeni naprężeń nazywa się następującą transformację naprężeń głównych:

$$\sigma_A = \sqrt{\frac{1}{3}}(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3),$$

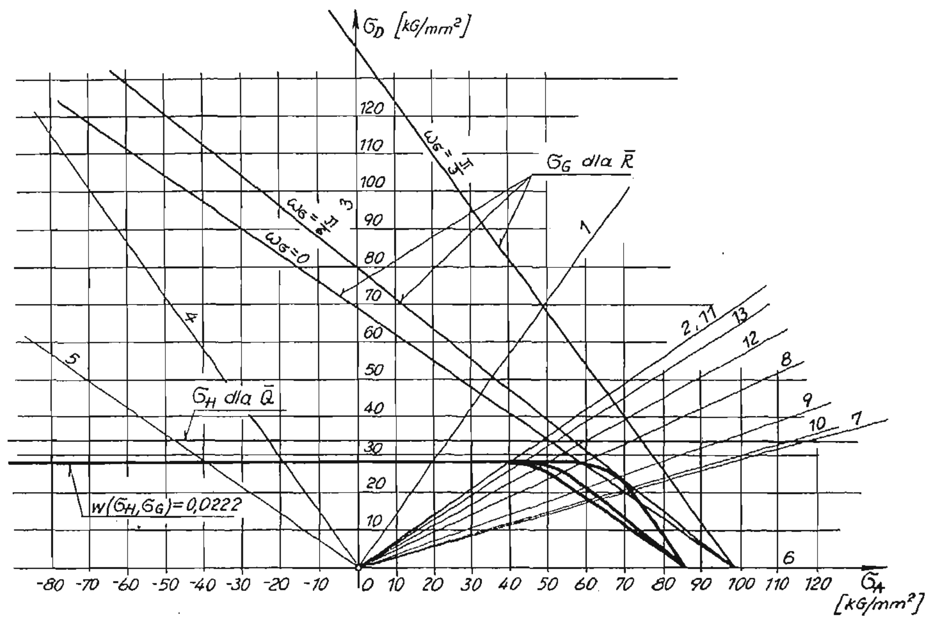
$$\sigma_D = \sqrt{\frac{1}{3}}\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2}, \tag{3.3}$$

$$\omega_\sigma = \arcsin\frac{\sigma_2-\sigma_3}{\sqrt{2}\sigma_D} = \operatorname{arctg}\frac{\sigma_2-\sigma_3}{\sqrt{3}\sigma_1-\sigma_A}.$$

Zapis analityczny warunku plastyczności i warunku wytrzymałości we współrzędnych walcowych jest następujący:

$$\sigma_H = \sqrt{\frac{3}{2}}\,\sigma_D, \qquad \sigma_G = \sqrt{\frac{1}{3}}\,\sigma_A + \sqrt{\frac{2}{3}}\,\sigma_D \cos\omega_\sigma, \tag{3.4}$$

a interpretację geometryczną podaje rys. 2.



Rys. 2

Ślady przecięcia powierzchni granicznej z pękiem płaszczyzn przechodzących przez oś σ_A dla różnych kątów ω_σ dają proste σ_H dla warunku plastyczności i proste σ_G dla warunku wytrzymałości.

Wprowadzamy parametr t:

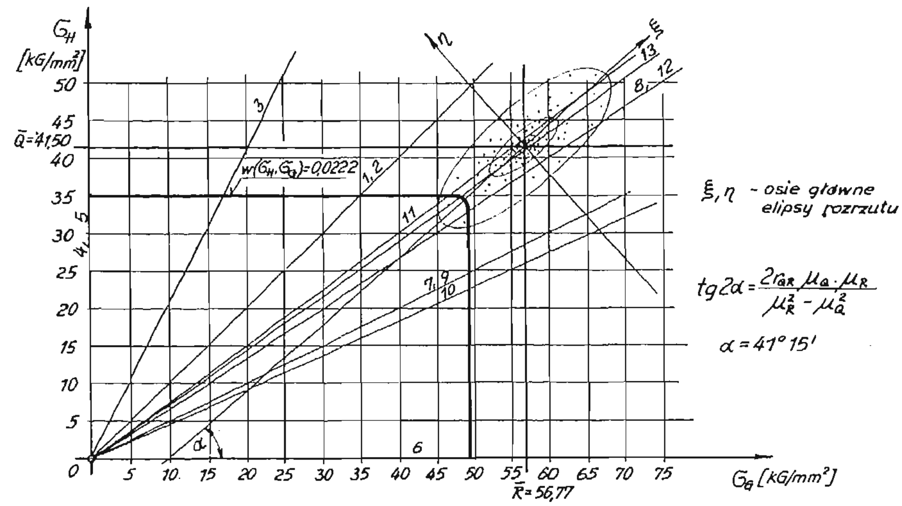
$$t = \frac{\sigma_D}{\sigma_A} \tag{3.5}$$

i przyporządkowujemy każdej prostej drodze obciążenia wychodzącej z punktu początkowego $\sigma_A = 0$, $\sigma_D = 0$ określoną wartość tego parametru. A zatem przy ustalonym kącie ω_σ mamy również linię prostą na płaszczyźnie naprężeń zastępczych σ_H, σ_G. Jej równanie uzyskujemy ze wzoru (3.4):

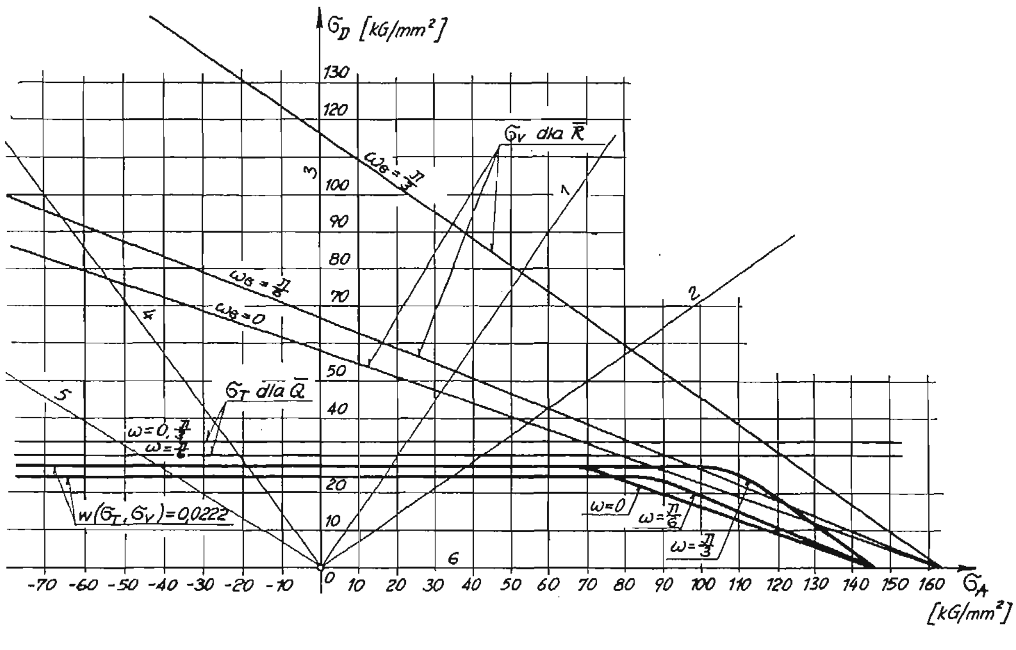
$$\sigma_G = \left(\frac{\sqrt{2}}{3t} + \frac{2}{3}\cos\omega_\sigma\right)\sigma_H, \tag{3.6}$$

co obrazuje rys. 3.

Analogicznie, przy założeniu innych warunków wytrzymałościowych można zbudować inne warianty powierzchni granicznych w przestrzeni naprężeń głównych i pęku prostych na płaszczyźnie naprężeń zastępczych.



Rys. 3



Rys. 4

Na przykład dla kombinacji warunku plastyczności Treski-Guesta i warunku wytrzymałości St Venanta:

$$\sigma_T = \sigma_1-\sigma_3, \qquad \sigma_V = \sigma_1-\nu(\sigma_2+\sigma_3) \tag{3.7}$$

otrzymuje się proste proporcjonalnego obciążenia na płaszczyźnie naprężeń zastępczych wg wzoru:

$$\sigma_V = \left[\frac{1-2\nu}{\sqrt{2}t} + (1+\nu)\cos\omega_\sigma\right]\frac{\sigma_T}{\frac{3}{2}\cos\omega_\sigma + \frac{\sqrt{3}}{2}\sin\omega_\sigma}. \tag{3.8}$$

Warunek analogiczny do (3.2):

$$w(\sigma_T, \sigma_V) = \text{const} \tag{3.9}$$

określa odpowiednią powierzchnię graniczną w przestrzeni naprężeń, co obrazuje rys. 4.

4. Ustalenie poziomu wytężenia

Wykresy $w = \text{const}$ na rys. 2, 3, 4 wykonane są dla ustalonego konkretnego poziomu wytężenia $w = 2{,}22$ % (tabl. 2).

Różnice krzywoliniowych wykresów granicznych w stosunku do linii łamanych wynikających z deterministycznych «zjednoczonych» hipotez byłyby inne dla niższych lub wyższych poziomów wytężenia.

Wartość 2,22 % obliczono przyjmując, że dla jednoosiowego stanu naprężenia argument dystrybuanty wynosi 35 kG/mm², a zatem:

$$w = P(Q < k^*, R < k^*) = 1 - \int_{k^*}^{\infty}\int_{k^*}^{\infty} f(Q, R)\,dQ\,dR = 0{,}0222 \tag{4.1}$$

dla $k^* = 35$ kG/mm² i $f(Q, R)$ wg wzorów (2.1), (2.2), (2.3), (2.4).

Przyjęta wartość k^* jest nieco mniejsza niż normatywna minimalna granica plastyczności $Q_{\min} = 36$ kG/mm² dla stali 18G2A i grubości 4–16 mm, ale większa niż tzw. naprężenie graniczne $K = 30$ kG/mm² (dla metody obliczeń uwzględniającej współczynniki przeciążenia) i większa niż naprężenie dopuszczalne $k = 25$ kG/mm² (określone z zastosowaniem pełnego współczynnika bezpieczeństwa). Wartość k^* ma znaczenie przykładowe. Racjonalne, obiektywne jej wyznaczenie wymagałoby sprecyzowania przeznaczenia konstrukcji i kosztu awarii oraz zastosowania metod optymalizacyjnych teorii bezpieczeństwa [8].

Istotną i ważną rzeczą, którą szczególnie chcemy podkreślić, jest, że wytężenie $w = 2{,}22$ % zostało obliczone wg (4.1) po podstawieniu we wzorze (1.3) równych wartości:

$$\sigma_H = \sigma_G = k^*, \tag{4.2}$$

co odpowiada punktowi położonemu na prostej nachylonej pod kątem 45° względem osi układu naprężeń zastępczych (rys. 3). Równość naprężeń zastępczych (4.2) jest tu konieczna, bo przy jednoosiowym stanie naprężenia wynika ona z definicji naprężenia zastępczego.

Natomiast jeślibyśmy określali wadliwość, to możemy ustalić dowolne proporcje $Q_{\min}$ i $R_{\min}$ i na ogół ustala się:

$$Q_{\min} \neq R_{\min}, \tag{4.3}$$

bowiem racjonalne podejście do sprawy ustalenia nominalnych wartości $Q_{\min}$ i $R_{\min}$ w świetle pracy [3] polega raczej na tym, by zrównać częstość występowania braków

Tablica 2. Numeryczne wyliczenie granicznych tensorów naprężenia dla $w(\sigma_H, \sigma_G) = \mathrm{const}$

Lp.	Stan naprężenia							$t = \frac{\sigma_D}{\sigma_A}$	$\sigma_G = \left(\frac{\sqrt{2}}{3t} + \frac{2}{3}\cos\omega_\sigma\right)\sigma_H$			$w(\sigma_H, \sigma_G)$
	Określenie	Naprężenie główne			Współrzędne walcowe				Wzór ogólny	Wartość σ_H (kG/mm²)	Wartość σ_G (kG/mm²)	
		σ_1	σ_2	σ_3	σ_A	σ_D	ω_σ					
1.	Jednoosiowe rozciąganie	σ	0	0	$\sqrt{\frac{1}{3}}\sigma$	$\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma$	0°	$\sqrt{2}$	$\sigma_G = \sigma_H = k^*$	35,00	35,00	0,0222
2.	Dwuosiowe rozciąganie	σ	σ	0	$\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma$	$\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma$	60°	$\sqrt{\frac{1}{2}}$	$\sigma_G = \sigma_H$	35,00	35,00	0,0222
3.	Czyste ścinanie	σ	0	$-\sigma$	0	$\sqrt{2}\sigma$	30°	∞	$\sigma_G = \sqrt{\frac{1}{3}}\sigma_H$	35,00	20,20	0,0222
4.	Jednoosiowe ściskanie	0	0	$-\sigma$	$-\sqrt{\frac{1}{3}}\sigma$	$\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma$	60°	$-\sqrt{2}$	$\sigma_G = 0$	35,00	0	0,0222
5.	Dwuosiowe ściskanie	0	$-\sigma$	$-\sigma$	$-\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma$	$\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma$	0°	$-\sqrt{\frac{1}{2}}$	$\sigma_G = 0$	35,00	0	0,0222
6.	Trójosiowe rozciąganie	σ	σ	σ	$\sqrt{3}\sigma$	0	dowolne	0	$\sigma_G = \sqrt{\frac{1}{3}}\sigma_A$	0	49,57	0,0222
7.	Trójosiowe rozciąganie	σ	σ	$\frac{1}{2}\sigma$	$\frac{5}{2\sqrt{3}}\sigma$	$\sqrt{\frac{1}{6}}\sigma$	60°	$\frac{\sqrt{2}}{5}$	$\sigma_G = 2\sigma_H$	24,75	49,50	0,0222
8.	Trójosiowe rozciąganie	σ	σ	$\frac{1}{4}\sigma$	$\frac{9}{4\sqrt{3}}\sigma$	$\frac{6}{4}$	60°	$\frac{\sqrt{2}}{3}$	$\sigma_G = 1{,}5\sigma_H$	33,00	49,50	0,0222
9.	Trójosiowe rozciąganie	σ	$\frac{1}{2}\sigma$	$\frac{1}{2}\sigma$	$\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma$	$\sqrt{\frac{1}{6}}\sigma$	0°	$\frac{1}{2}\sqrt{\frac{1}{2}}$	$\sigma_G = 2\sigma_H$	24,75	49,50	0,0222
10.	Trójosiowe rozciąganie	σ	$\frac{9}{16}\sigma$	$\frac{9}{16}\sigma$	$1{,}23\sigma$	$0{,}36\sigma$	0°	0,291	$\sigma_G = 2{,}287\sigma_H$	21,60	49,50	0,0222
11.	Trójosiowe rozciąganie	σ	$\frac{1}{4}\sigma$	$\frac{1}{4}\sigma$	$\frac{3}{2\sqrt{3}}\sigma$	$\frac{\sqrt{6}}{4}\sigma$	0°	$\frac{1}{\sqrt{2}}$	$\sigma_G = \frac{4}{3}\sigma_H$	35,00	46,70	0,0222
12.	Trójosiowe rozciąganie	σ	$\frac{1}{3}\sigma$	$\frac{1}{3}\sigma$	$\frac{5}{3\sqrt{3}}\sigma$	$\frac{2}{3}\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma$	0°	$\frac{2}{5}\sqrt{2}$	$\sigma_G = 1{,}5\sigma_H$	33,00	49,50	0,0222
13.	Trójosiowe rozciąganie	σ	$0{,}28\sigma$	$0{,}28\sigma$	$0{,}90\sigma$	$0{,}59\sigma$	0	0,655	$\sigma_G = 1{,}387\sigma_H$	34,70	48,10	0,0222

o zaniżonym Q lub R, a uzyskuje się to wtedy, gdy Q_{min} i R_{min} są kwantylami tego samego rzędu rozkładów brzegowych, czyli

$$Q_{min} = \bar{Q} - \lambda\mu_Q, \quad R_{min} = \bar{R} - \lambda\mu_R, \tag{4.4}$$

gdzie λ = const jest standaryzowanym odchyleniem granicznym, będącym funkcją wadliwości parametrycznej.

Na zakończenie poruszymy jeszcze kwestię związku wytężenia z bezpieczeństwem. Otóż uważamy, że nawet w najprostszym jednorodnym polu naprężeń, działającym w elemencie konstrukcyjnym, nie są to pojęcia ściśle z siebie wynikające. Bowiem ten sam element projektowany dla wielu powtarzalnych budowli, mających pracować w tych samych warunkach, narażony bywa w rzeczywistości na niekoniecznie takie same obciążenia. Trzeba więc zrezygnować z postulatu stałości naprężenia i analizować bezpieczeństwo traktując także obciążenia jako zmienną losową.

Literatura cytowana w tekście

1. А. М. Длин, *Математическая статистика в технике*, Советская Наука, Москва 1958.
2. Z. Mendera, *Wytężenie spoiny czołowej w połączeniach stali konstrukcyjnej o podwyższonej wytrzymałości*, Rozprawa doktorska, Politechnika Krakowska, Kraków 1964.
3. Z. Mendera, *Korelacja cech wytrzymałościowych stali i jej wpływ na wadliwość*, Arch. Inżyn. Lądowej, 1966.
4. R. Mromliński, *Konstrukcje aluminiowe*, Wyd. II, Arkady, Warszawa 1964.
5. J. Murzewski, Z. Mendera, *Yield surface of steel determined by semi-empirical method*, Bull. Acad. Polon. Sci., Série Sci., Techn., 7, **11** (1963).
6. J. Murzewski, Z. Mendera, *Wytrzymałość stali i żeliwa w ogólnym stanie naprężenia*, PAN i PZITB, Konstrukcje stalowe w budownictwie i mostownictwie, Księga pokonferencyjna, Arkary, Warszawa 1960, 243.
7. J. Murzewski, *A probabilistic theory of plastic and brittle behaviour of quasi-homogeneous materials*, Arch. Mech. Stos., 2, **12** (1960), 203.
8. J. Murzewski, *Wprowadzenie do teorii bezpieczeństwa konstrukcji*, PWN, Warszawa 1963.
9. J. Ryś, *Zależność statystyczna R_r i a_5 od składu chemicznego w stalach konstrukcyjnych węglowych wyższej jakości*, Arch. Hutn., 2, **4** (1961), 147.
10. Н. В. Смирнов, Л. Н. Волшев, *Таблицы для вычисления функции двумерного нормального распределения*, АН СССР, Москва 1962.
11. W. Wierzbicki, *Obiektywne metody oceny bezpieczeństwa konstrukcji budowlanych*, PWN, Warszawa 1961.

Резюме

КОРРЕЛЯЦИЯ ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ И НАПРЯЖЕННОСТЬ МАТЕРИАЛА

Для конструкционной стали предполагается двумерное, нормальное распределение предела текучести Q и предела прочности R, $f(Q, R)$ и определяются все пять параметров этого распределения, а именно: средние значения $\bar{Q}$ и $\bar{R}$, среднее отклонение μ_Q и μ_R, а также коэффициент корреляции r_{QR} — с использованием статистического анализа.

Статистический анализ проводился на основе результатов испытаний на растяжение 874 образцов, случайно вырезанных из листов низколегированной, марганцево-кремниевой стали толщиной 6 мм.

Полученные результаты дают возможность определить предел разрушения при одноосном напряженном состоянии, понимаемый как объединение (в смысле теории вероятности) предела пластичности Q и предела прочности R для заданного уравня натуги.

Натуга понимается как вероятность и может быть выражена при помощи двумерных функций распределения предела текучести и предела прочности, на основе формулы (4.1).

Понятие предела разрушения обобщается на случай сложного напряженного состояния. Это приводит к граничным поверхностям, построенным для заданного уровня натуги 2,22% и для комбинации условий пластичности и прочности Губера-Мизеса-Генки и Галилея, а затем Треска и Сен-Венана.

Далее, уточняется взаимосвязь понятия натуги в вероятностном смысле и понятия прочности употребляемого при статистическом контроле качества.

S u m m a r y

THE CORRELATION OF STRENGTH PROPERTIES AND MATERIAL UNSERVICEABILITY

Two dimensional normal distribution of yield limit Q, and cleavage limit R, $f(Q, R)$, has been assumed for structural steel, A set of five parameters of the distribution has been found by means of statistical analysis, namely:

mean values $\overline{Q}$ and $\overline{R}$, mean deflection μ_Q and μ_R as well as the correlation coefficient r_{QR}.

The statistical analysis was carried out on the basis of 874 test specimens cut out from low alloy manganese silicon steel sheet 6 mm thick.

The results allow to define a failure limit in uniaxial stress meant as an alternative of yield limit Q and cleavage limit R (in probabilistic meaning) for given unserviceability level.

The unserviceability is considered as probability and may be expressed with the help of the cumulative function of the two-dimensional yield limit and cleavage distribution by the formula (4.1). The definition of the failure limit is generalized for three-axial stress states and limit surfaces are derived for the given unserviceability level 2.22% and for the combination of either Huber-Mises-Hencky and Galileo or Tresca and St. Venant yield and fracture conditions.

Further a relation between unserviceability in probabilistic meaning and defectiveness as applied in statistical control of quality has been defined.