



ANIELA GLINICKA¹⁾
SZYMON IMIEŁOWSKI²⁾

THE ASSESSMENT OF STABILITY AT COMPRESSION OF STEEL PIPES CONSIDERING EFFECTS OF UNIFORM CORROSION

OCENA STATECZNOŚCI PRZY ŚCISKANIU STALOWYCH RUR Z UWZGLĘDNIENIEM EFEKTÓW KOROZJI RÓWNOMIERNEJ

STRESZCZENIE. Elementy stalowe stosowane w konstrukcjach inżynierskich mogą ulegać korozji w wyniku działania mediów agresywnych. W takich mediach, ze względu na zanieczyszczenia i możliwe awarie, pomimo stosowania zabezpieczeń antykorozyjnych, skutki korozji wyraźne wpływają na nośność i stateczność elementów. W artykule przeprowadzono analizę stanu krytycznego ściskanych skorodowanych prętów stalowych. Dane do analizy zaczerpnięto z korozyjnych badań laboratoryjnych; rury stalowe kilku średnic skorodowano w roztworach kwasów siarkowego, solnego i komorze mgły solnej. Określono ubytki korozyjne i wykonano wykresy zmiany ubytku korozyjnego jako funkcji średnicy rury oraz wykresy szybkości korozji w czasie. W przypadku serii skorodowanych rur obliczono względny spadek wartości maksymalnej energii sprężystej, jaka może być zgromadzona w pręcie i względny spadek wartości siły krytycznej wybożenia sprężystego. Stwierdzono, że kształt wykresów: względnej zmiany maksymalnej energii sprężystej i względnej zmiany siły krytycznej wybożenia sprężystego w czasie korozji jest taki sam, jak wykresów szybkości korozji w czasie. Przy obliczaniu wartości siły krytycznej pręta uwzględnia się warunki brzegowe, a przy obliczaniu wartości maksymalnej energii sprężystej nie jest to konieczne, dlatego taka miara stateczności jest dogodna do oceny zdolności pręta do przenoszenia siły krytycznej.

SŁOWA KLUCZOWE: energia odkształcenia sprężystego, rury stalowe, siła krytyczna, szybkość korozji, wybożenie prętów, zakres sprężysty.

ABSTRACT. In aggressive environments structural steel components of engineering structures may become affected by corrosion. Even with corrosion protection, their critical load capacity and stability are seriously affected by the consequences of corrosion in aggressive environments due to impurities and possible failures. In this paper a critical state analysis of corroded struts is presented. The input data for the analysis was taken from laboratory corrosion tests in which steel pipes of a few different diameters were subjected to the attack of sulphuric and hydrochloric acids and placed in salt spray tester. The loss of material due to corrosion was determined and graphs, presenting the loss of material as a function of pipe diameter and the corrosion rate over time, were determined. The relative decrease of the maximum elastic strain energy which can be stored in the strut and the relative decrease of the critical load of elastic buckling were calculated for a series of corroded pipes. The curves of the relative change of the maximum elastic strain energy and the relative change of critical load over the time of corrosion progression were found to follow a similar path. For determining the critical load for a given strut, boundary conditions are taken into consideration. However, it is not necessary in the case of maximum elastic strain energy, which makes it a more convenient stability measure of the critical load capacity of strut.

KEYWORDS: buckling bars, corrosion rate, critical force, energy of elastic strain, elastic range, steel pipes.

DOI: 10.7409/rabdim.019.018

¹⁾ Politechnika Warszawska, Wydział Inżynierii Lądowej, Al. Armii Ludowej 16, 00-637 Warszawa; A.Glinicka@il.pw.edu.pl (✉)

²⁾ Politechnika Warszawska, Wydział Instalacji Budowlanych, Hydrotechniki i Inżynierii Środowiska, ul. Nowowiejska 20, 00-653 Warszawa; szymon.imielowski@is.pw.edu.pl

1. WPROWADZENIE

Badanie i ocena efektów korozji zachodzącej w czasie w elementach stalowych jest istotna z punktu widzenia zachowania ich projektowanej nośności i stateczności. Wielu autorów rozpatruje i analizuje korozję w mostach i kładkach np. [1-4], ponieważ jest ona jednym z czynników obniżającym trwałość i może być niebezpieczna. Przedmiotem artykułu jest opis własności mechanicznych skorodowanych prętów stalowych o przekroju pierścieniowym i analiza stanu krytycznego prętów przy ściskaniu. Wyznaczono zmiany siły krytycznej wyboczenia sprężystego i zmiany maksymalnej energii sprężystej w warunkach utraty stateczności. Rury stalowe o małych średnicach są stosowane w instalacjach mostowych, w obiektach drogowych, w ciągach komunikacyjnych i w instalacjach przemysłowych. W celu zabezpieczenia przed korozją na rury wykonane ze stali węglowej nakładana jest powłoka ochronna, np. metaliczna, powłoka organiczna lub nieorganiczna albo płaszcz z polipropylenu (PP). Innym sposobem zabezpieczenia jest stosowanie dodatków stopowych, które podwyższają odporność stali na korozję lub nakładanie powłok cynkowych. Poprzez kontakt z agresywnym medium, nawet w tak zabezpieczonych rurach, zachodzi niszczący je proces korozji. Postęp korozji w czasie jest określany na podstawie obserwacji zmian powierzchniowych (metoda wizualna), obliczenia ubytku objętości materiału, wyznaczenia zmian własności mechanicznych materiału tj. granicy plastyczności R_e , wytrzymałości materiału na rozciąganie R_m i względnego wydłużenia przy zerwaniu ε_z .

Możliwe są trzy sposoby oceny szybkości postępu korozji powierzchniowej równomiernej, czyli narastania ubytków korozyjnych w czasie:

- szybkość korozji materiału w czasie w agresywnym medium jest wyznaczana indywidualnie w przypadku każdej rury o konkretnej średnicy [5],
- szybkość korozji jest wyznaczana jako średnia arytmetyczna w przypadku rur o różnych średnicach,
- szybkość korozji materiału w agresywnym medium jest zaczerpnięta z literatury [6, 7].

Przyjęto czas rozwoju korozji, taki jak w badaniach laboratoryjnych, $t = 720$ h i czasy wielokrotnie dłuższe. W przypadku korozji powierzchniowej i równomiernej elementu, na podstawie znanej szybkości korozji można określić wartość ubytku materiału oraz nośność i odkształcalność. Powierzchniowe ubytki materiału istotnie wpływają na nośność i stateczność elementów [8, 9].

Celami pracy są:

1. Wyznaczenie szybkości korozji indywidualnie dla rur o danej średnicy i średniej szybkości korozji.

1. INTRODUCTION

Testing and evaluating the effects of progressing corrosion of steel elements is important for ensuring their design strength and stability. In the case of bridges, including pedestrian and service bridges, corrosion has been considered and analysed by many authors, for example [1-4], since it is considered one of the main factors affecting the service life and safety of operation. This article deals with corroded tubular cross-section steel struts, including their critical state analysis. The changes of the critical load of elastic buckling and of the maximum elastic strain energy at the loss of stability. The applications of small diameter steel pipes include bridge systems, road structures, circulation routes and industrial systems. The surfaces of carbon steel pipes are protected from corrosion by application of metallic, organic/inorganic or polypropylene (PP) protective coating. Other corrosion protection methods include use of alloying additives that improve corrosion resistance of steel and also zinc coat application on the surfaces. Anyway, notwithstanding these protection methods, damage from corrosion is bound to occur when the steel pipes are exposed to the action of aggressive environment. The progress of corrosion with time is assessed by observation of the changes taking place on the surface (visual method), by loss of volume calculations or by determination of changes to the mechanical properties of the material, i.e. yield point R_e , tensile strength R_m and relative elongation at break ε_z .

There are three approaches to determining the rate of uniform surface corrosion, i.e. the increase of the loss of material with time:

- the rate of corrosion with time for a material exposed to an aggressive environment is determined individually for each pipe diameter [5],
- the corrosion rate is determined as an arithmetical mean of the values obtained for pipes of different diameters,
- the corrosion rate of a material exposed to aggressive environment is retrieved from publications [6, 7].

The exposure durations included the laboratory test duration, i.e. $t = 720$ h and several times longer durations. In the case of surface and uniform corrosion type, knowing the corrosion rate it is possible to determine the loss of material, bearing capacity and deformability. The surface loss of material significantly affects the load bearing capacity and the stability of members [8, 9].

The objectives of this research are:

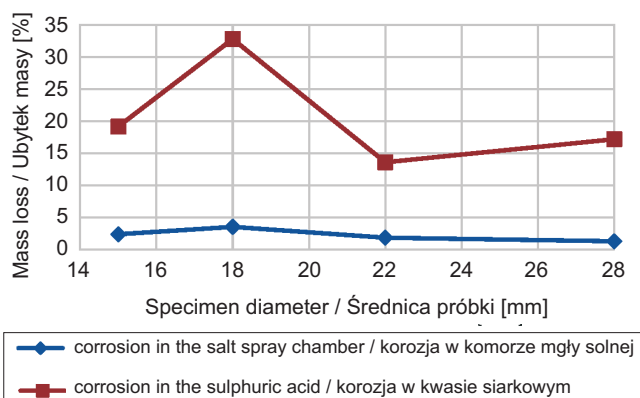
1. Determining the corrosion rate: separately for pipes of different diameters and as a mean value.

2. Wyznaczenie względnych zmian maksymalnej energii sprężystej serii próbek na skutek rozwoju korozji.
3. Wyznaczenie względnych zmian siły krytycznej wybożenia sprężystego tych samych serii skorodowanych rur.
4. Porównanie wyników obliczeń uzyskanych w p. 2. i p. 3.
5. Odniesienie wyników obliczeń uzyskanych w p. 2. i p. 3. do wyników uzyskanych w p. 1 i wybór kryterium oceny efektów korozyjnych w warunkach utraty stateczności.

W celu przeprowadzenia badań wybrano rury ze stali węglowej w płaszczu zewnętrznym z polipropylenu (PP) i rury ze stali chromowo-niklowo-molibdenowej. W dalszym ciągu artykułu przedstawiono badania doświadczalne i analizę teoretyczną zmniejszenia nośności rur przy ściskaniu.

2. BADANIA KOROZYJNE RUR

Do badań korozyjnych przeznaczono dwie grupy rur. W pierwszej grupie uwzględniono rury ze stali węglowej S205G2T zabezpieczonej zewnętrzną warstwą ochronną z polipropylenu, o średnicach DN : 15, 18, 22, 28 mm oraz grubościach ścianki 1,2 mm ($DN15$) i 1,5 mm (pozostałe średnice). Długości rur wynosiły odpowiednio: 340, 425, 486, 535 mm. Przygotowano po 4 próbki dla każdej średnicy. Proces korozji rur przeprowadzono w kuwecie, w 5% roztworze H_2SO_4 , przez 720 h w temperaturze otoczenia oraz w komorze mgły solnej (typu MS600) przez 720 h w temperaturze $35^\circ C$ [10, 11]. W komorze mgły solnej jest imitowane środowisko nadmorskie oraz w przybliżeniu środowisko utworzone przez działanie wód deszczowych zanieczyszczonych solą pochodzącą z odladzania nawierzchni dróg. Roztwory kwasu siarkowego przybliżają środowiska istniejące w kanalizacji. W obu środowiskach skorodowała tylko wewnętrzna powierzchnia rur. Pod powierzchnią płaszcza z PP nie zauważono efektów korozji; korozji uległa część próbki stykająca się z ośrodkiem agresywnym. Po zdjęciu płaszcza z PP rury zważono i zmierzono. Na Rys. 1 przedstawiono wykresy relacji ubytek masy - średnica rury.



2. Determining the relative changes of the maximum strain energy of a series of samples due to growth of corrosion.
3. Determining the relative changes of the critical load of elastic buckling for the same series of corrodes pipes.
4. Comparing the results of calculations, obtained in steps 2 and 3 above.
5. Comparing the results obtained in steps 2 and 3 with the results obtained in step 1 and choose the criterion for assessing the corrosion effects at the loss of stability.

The samples were made of carbon steel pipes protected on the outside by polypropylene coat and chromium-nickel-molybdenum steel pipes. The following part of the article presents the experimental tests that were carried out and a theoretical analysis of the decrease of the load capacity of pipes in compression.

2. TESTING CORROSION OF PIPES

Two groups of pipes have been chosen for corrosion testing. The first group included S205G2T carbon steel pipes with the outside surface protected with PP coating, with DN nominal diameters of 15, 18, 22, 28 mm. The wall thicknesses were 1.2 mm for $DN15$ and 1.5 mm for the other sizes. The lengths of samples were 340, 425, 486 and 535 mm respectively. Four samples were prepared per pipe diameter. The samples were exposed to the corrosive environment by submersion for 720 hours in a 5% solution of H_2SO_4 at ambient temperature and by placing in a MS 600 salt spray chamber for 720 hours at the temperature of $35^\circ C$ [10, 11]. The salt spray tester imitates the seaside environment and approximates the conditions created by storm-water runoff contaminated with winter maintenance salt. The sulphuric acid bath approximates the environmental conditions inside sewers. In both of these environments corrosion affected only the inside surface of samples. No corrosion effects were found under the PP coating and only the part which was in contact with the aggressive environment had corroded. The PP coating was removed to weigh the samples and measure their diameters. The relationship between the loss of material and pipe diameter is represented by the curves in Fig. 1.

Fig. 1. Relationship between mass loss and pipe diameter for corroded samples of carbon steel in a PP jacket; time 720 h
Rys. 1. Zależności ubytek masy - średnica rury dla skorodowanych próbek ze stali węglowej w płaszczu z PP; czas 720 h

W drugiej grupie uwzględniono rury ze stali nierdzewnej, chromowo-niklowo-molibdenowej, OH17N12M2, o długości 300 mm. Średnice rur DN wynosiły: 15, 18, 22, 28, 35 mm, a grubości ścianek odpowiednio: 1,2; 1,2; 1,2; 1,2; 1,5 mm. Przygotowano po 5 próbek w każdej serii. Proces korozji przeprowadzono w kuwecie, przez 720 h w temperaturze otoczenia w czterech środowiskach agresywnych: 20% H_2SO_4 , 5% H_2SO_4 pod wyciągiem, 5% H_2SO_4 , 20% HCl [5, 11]. Roztwory kwasu siarkowego powyżej 10% przybliżają środowisko, które może wystąpić w zakładach chemicznych lub w ich pobliżu i w przewodach kanalizacyjnych. Wody deszczowe wprowadzane do kanalizacji z dużą zawartością soli przybliżają środowiska utworzone przez wodę i chlorki stosowane np. do odładzania dróg. Stwierdzono makroskopowo [12], że korozja rur była powierzchniowa; po korozji rury zważono i zmierzono ich wymiary. Na Rys. 2 przedstawiono wykresy relacji ubytek masy - średnica rury.

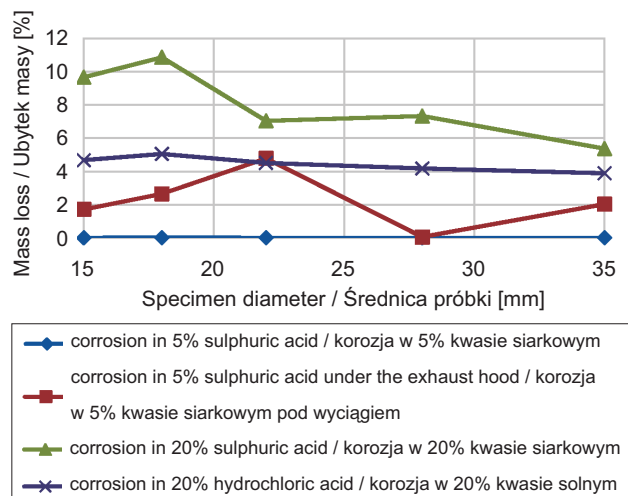


Fig. 2. Relationship between mass loss and pipe diameter for corroded samples of stainless steel; time 720h

Rys. 2. Zależności ubytek masy - średnica rury w przypadku skorodowanych próbek ze stali nierdzewnej; czas 720 h

Z przedstawionych na Rys. 1 i 2 wykresów wynikają następujące spostrzeżenia:

1. Ubytki masy są najmniejsze, bliskie zeru, w przypadku korozji próbek ze stali nierdzewnej w 5% H_2SO_4 , a więc w dalszym ciągu rozważań pominięto ten przypadek.
2. Wszystkie wykresy zależności ubytku masy jako funkcji średnicy rury są nieliniowe.
3. Ubytki masy są największe w przypadku korozji próbek ze stali węglowej w 5% H_2SO_4 .

Na podstawie wyników pomiarów pokazanych na Rys. 1 i 2 określono szybkość korozji liniowej V_p w mm/rok [13].

The second group included OH17N12M2 chromium-nickel-molybdenum stainless steel pipes of 300 mm in length. The pipes had nominal diameters DN of 15, 18, 22, 28 and 35 mm and wall thicknesses of 1.2, 1.2, 1.2, 1.2, and 1.5 mm respectively. Five samples were prepared from each series. The aggressive environments were prepared in trays containing the following solutions: 20% H_2SO_4 , 5% H_2SO_4 under the exhaust hood, 5% H_2SO_4 and 20% HCl [5, 11] in which the samples were immersed for 720 hours at ambient temperature. Solutions of sulphuric acid stronger than 10% approximate the ambient environment which can be found within or near chemical factories and inside sewers. Inside sewers containing storm-water heavily contaminated with salt the conditions are similar to the environment created by water and chlorides coming from de-icing salts used for winter maintenance of roads. Macroscopic examination [12] revealed that corrosion was limited to the pipe surfaces. After exposure to the aggressive environment the samples were weighed and their diameters were measured. The relationship between the mass loss of material and pipe diameter is represented by the curves in Fig. 2.

From the graphs in Fig. 1, 2 it can be seen that:

1. The loss of mass is the smallest, close to nil, in the case of stainless steel specimens immersed in 5% solution of H_2SO_4 and, as such, this case has been left out from further analysis.
2. In all the cases nonlinear relationships have been established between the loss of mass and the pipe diameter.
3. The greatest loss of mass was obtained for the samples of pipes made of carbon steel immersed in 5% solution of H_2SO_4 .

The measurement data presented in Fig. 1 and Fig. 2 were used to determine the penetration rate V_p in mm/year [13].

Tables 1 and 2 give the corrosion rates for the respective pipe diameters and the mean value V_{ps} for carbon steel pipes in PP coating and stainless steel pipes. The corrosion rate values were subjected to statistical processing using t -student distribution [14], including determination of the confidence interval limits $V_{ps} \pm S_{xt}$, where V_{ps} is the mean value and S_{xt} is the mean value measurement uncertainty.

In the case of stainless steel the greatest measurement uncertainty V_p of 53.8% was obtained for exposure in 5% sulphuric acid in the tray placed under the exhaust hood, this due to evaporation of water and the resulting increase of the solution concentration. In the other two cases uncertainties of 0.35% and 29% were obtained respectively. In

W Tablicach 1 i 2, odpowiednio zestawiono wartości szybkości korozji V_p każdej średnicy i wartość średnią V_{ps} w przypadku rur ze stali węglowej w płaszczu PP i rur ze stali nierdzewnej. Do oceny statystycznej szybkości korozji zastosowano rozkład t Studenta [14], obliczono granice przedziału ufności $V_{ps} \pm S_{xt}$, gdzie V_{ps} jest wartością średnią zaś S_{xt} niepewnością pomiaru wartości średniej.

the case of carbon pipes the mean value uncertainties of measurement were 26% and 11% respectively.

Table 1. Corrosion rate of carbon steel pipes in a PP jacket

Tablica 1. Zestawienie szybkości korozji rur ze stali węglowej w płaszczu PP

Salt spray chamber, 720 h Komora mgły solnej, 720 h			5% H ₂ SO ₄ , 720 h		
DN [mm]	V_p [mm ^p /year] [mm/rok]	$V_{ps} \pm S_{xt}$ [mm/year] [mm/rok]	DN [mm]	V_p [mm ^p /year] [mm/rok]	$V_{ps} \pm S_{xt}$ [mm/year] [mm/rok]
1	2	3	4	5	6
15	0.53	0.50±0.13	15	2.92	3.19±0.37
18	0.86		18	3.98	
22	0.35		22	2.55	
28	0.25		28	3.32	

Table 2. Corrosion rate of stainless steel pipes

Tablica 2. Zestawienie szybkości korozji rur ze stali nierdzewnej

5% H ₂ SO ₄ , 720 h under the exhaust hood / pod wyciągiem			20% H ₂ SO ₄ , 720 h			20% HCl, 720 h		
DN [mm]	V_p [mm ^p /year] [mm/rok]	$V_{ps} \pm S_{xt}$ [mm/year] [mm/rok]	DN [mm]	V_p [mm ^p /year] [mm/rok]	$V_{ps} \pm S_{xt}$ [mm/year] [mm/rok]	DN [mm]	V_p [mm ^p /year] [mm/rok]	$V_{ps} \pm S_{xt}$ [mm/year] [mm/rok]
1	2	3	4	5	6	7	8	9
15	0.11	0.13±0.07	15	0.63	0.56±0.002	15	0.24	0.19±0.056
18	0.17		18	0.68		18	0.32	
22	0.34		22	0.47		22	0.20	
28	0.001		28	0.51		28	0.18	
35	0.02		35	0.50		35	0.21	

W przypadku stali nierdzewnej największa niepewność pomiaru V_p równa 53,8%, występuje, gdy korozja zachodzi w roztworze 5% kwasu H₂SO₄ umieszczonego w kuwecie pod wyciągiem, co jest spowodowane zwiększeniem stężenia kwasu wskutek odparowania wody. W dwóch pozostałych przypadkach wynosi ona odpowiednio 0,35% i 29%. Niepewność wartości średniej określona w przypadku rur ze stali węglowej jest odpowiednio 26% i 11%.

Zwiększenie czasu trwania korozji może spowodować zmianę szybkości korozji [1, 15], co sprawdzono poniżej. Na Rys. 3 przedstawiono zależności szybkości korozji jako funkcji czasu w przedziale 0 - 2208 h w przypadku rur ze stali nierdzewnej o każdej średnicy DN korodujących w 20% H₂SO₄.

Wszystkie wykresy przedstawione na Rys. 3 są nieliniowe i osiągają minima w przedziale 1228 h - 1704 h. Średnie wartości szybkości korozji rur ze stali nierdzewnej o różnych

Increasing the exposure time can change the corrosion rate [1, 15], as it is checked below. Fig. 3 presents the corrosion rate as a function of time between 0 and 2208 hours for stainless steel pipes of all the tested nominal diameters, immersed in 20% sulphuric acid.

All the relationships presented in the graphs in Fig. 3 are nonlinear and have their minima in the range of 1228-1704 hours. The following mean values of corrosion rates of stainless steel pipes exposed to the action of 20% solution of H₂SO₄ with the exposure time in the range of 0 - 2208 hours were obtained, depending on the nominal diameter: DN15 – 0.56 mm/year, DN18 – 0.59 mm/year, DN22 – 0.51 mm/year, DN28 – 0.52 mm/year, DN35 – 0.43 mm/year. As it can be seen from these relationships the corrosion rate is the greatest for the pipes of the smallest diameter.

średnicach DN korodujących w 20% H_2SO_4 w czasie, który mieści się w przedziale 0 - 2208 h wynoszą: rury o $DN15$ – 0,56 mm/rok, rury o $DN18$ – 0,59 mm/rok, rury o $DN22$ – 0,51 mm/rok, rury o $DN28$ – 0,52 mm/rok, rury o $DN35$ – 0,43 mm/rok. Z przedstawionych zależności wynika, że najszybciej korodują rury o najmniejszej średnicy.

Z przeprowadzonych badań rur wynikają następujące wnioski dotyczące szybkości ich korozji powierzchniowej:

1. Efekty korozji w czasie zależą od agresywności środowiska korozyjnego i od rodzaju zabezpieczenia antykorozyjnego rur.
2. Szybkość korozji zależy od średnicy rury w przypadku, gdy korodują one w tym samym środowisku i w tym samym czasie.
3. W roztworze kwasu o narastającej nieznannej intensywności, w kuwecie pod wyciągiem, wzrost szybkości korozji osiąga duży rozrzut.
4. Szybkość korozji rur ze stali nierdzewnej w zmierzona przedziale czasowym 0 h - 2208 h była najpierw malejąca, a potem rosnąca.

3. WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE SKORODOWANYCH PRÓBEK

Przeprowadzono statyczne badania rozciągania próbek skorodowanych i nieskorodowanych w maszynie wytrzymałościowej Instron 3382, przy prędkości przemieszczenia trawery 5 mm/min. Rozciągano próbki o $DN15$ i $DN18$, wykonane z obu materiałów [11, 16]. Na Rys. 4 przedstawiono wybrane wykresy rozciągania $F = F(\Delta l)$, gdzie Δl jest wydłużeniem próbki nieskorodowanej i skorodowanej ze stali węglowej, na Rys. 5 wykres $\sigma = \sigma(\varepsilon)$, gdzie σ – naprężenie, ε – odkształcenie próbki skorodowanej ze stali nierdzewnej, a na Rys. 6 zdjęcia próbek ze stali węglowej po przeprowadzeniu badań na rozciąganie.

Wykonano pomiary właściwości mechanicznych próbek skorodowanych i wyczyszczonych. Testy rozciągania próbek ze stali węglowej o wymiarach aktualnych wykazały, że moduł Younga E nie zmienił się i wynosi $E = 190000$ MPa. Również granica plastyczności $R_e = 280$ MPa nie uległa zmianie, jest ona prawie równa wytrzymałości na rozciąganie R_m . Do najważniejszych zmian należy zmniejszenie wartości wydłużenia maksymalnego, czyli zmniejszenie odkształcalności próbek. Zaobserwowano zmianę rodzaju przełomu próbek zniszczonych. Na próbkach nieskorodowanych występuje zniszczenie typowe dla materiału plastycznego, utworzyła się długa szyjka i pęknięcie przy maksymalnej sile prawie równomierne na obwodzie próbki. Na próbkach skorodowanych

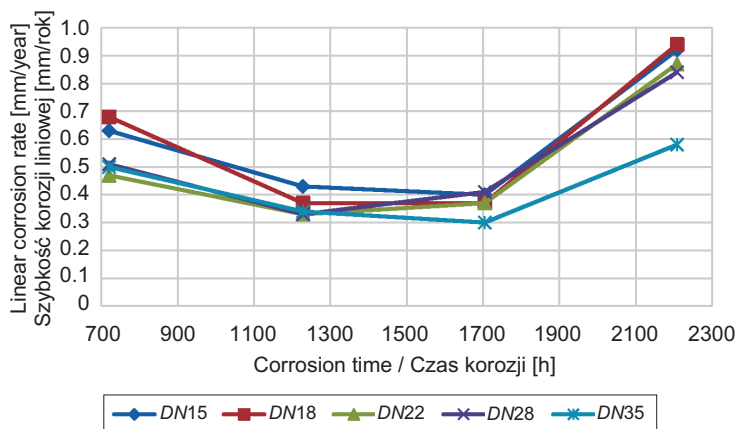


Fig. 3. Relationship between linear corrosion rate [mm/year] and corrosion time [h] for pipes of stainless steel with different diameters DN corroding in 20% H_2SO_4
Rys. 3. Zależności szybkość korozji liniowej [mm/rok] - czas korozji [h] dla rur ze stali nierdzewnej o różnych średnicach DN korodujących w 20% H_2SO_4

The conducted tests of pipes lead us to following conclusions concerning the rate of surface corrosion:

1. The severity of corrosion effects over time depends on the aggressiveness of the environment and type of protective treatment applied on the surfaces of pipes.
2. The corrosion rate depends on the pipe diameter when pipes of different diameters are exposed for the same time in the same environment.
3. A quite large corrosion rate variation was obtained in the case of pipes placed in the tray under the exhaust hood, i.e. where the concentration of acid increased gradually at an unknown rate.
4. The corrosion rate of stainless steel pipes measured in the time span of 0 - 2208 hours was decreasing in the first stage and then started to grow.

3. MECHANICAL PROPERTIES OF CORRODED SAMPLES

The corroded and non-corroded samples were subjected to the static tension test in the Instron 3382 machine at the constant crosshead speed of 5 mm/min. The samples were $DN15$ and $DN18$ pipes made of the two tested materials [11, 16]. Fig. 4 presents selected load-elongation curves of $F = F(\Delta l)$ function, where Δl is the elongation of non-corroded and corroded samples of carbon steel pipes. The graphs in Fig. 5 represent the function $\sigma = \sigma(\varepsilon)$, where σ – stress, ε – strain of corroded stainless steel pipe sample and Fig. 6 shows photos of carbon steel samples after the tension test.

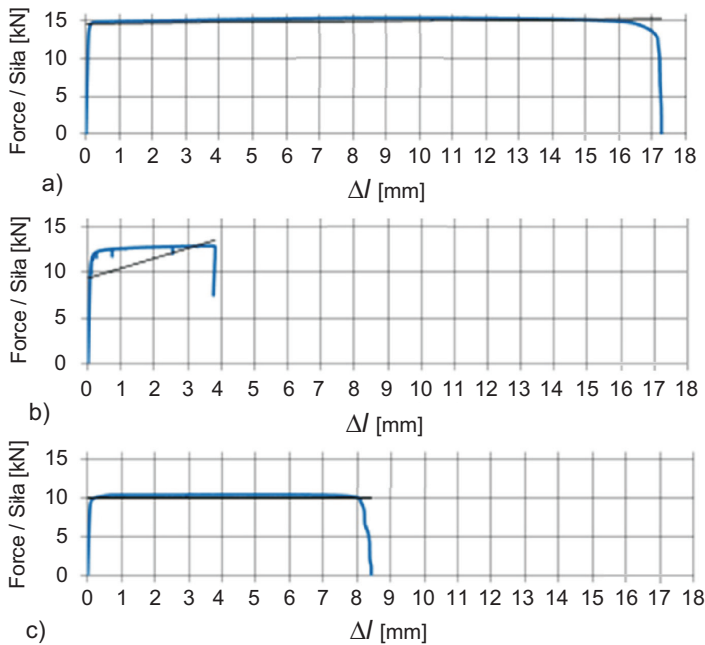


Fig. 4. Load-elongation diagram $F = F(\Delta l)$ during tensile testing of carbon steel samples DN15: a) non-corroded, b) corroded in a chamber with salt mist, c) corroded in sulphuric acid
 Rys. 4. Wykresy zależności $F = F(\Delta l)$ uzyskane z badania próbek ze stali węglowej DN15: a) nieskorodowanej, b) skorodowanej w komorze mgły solnej, c) skorodowanej w kwasie siarkowym

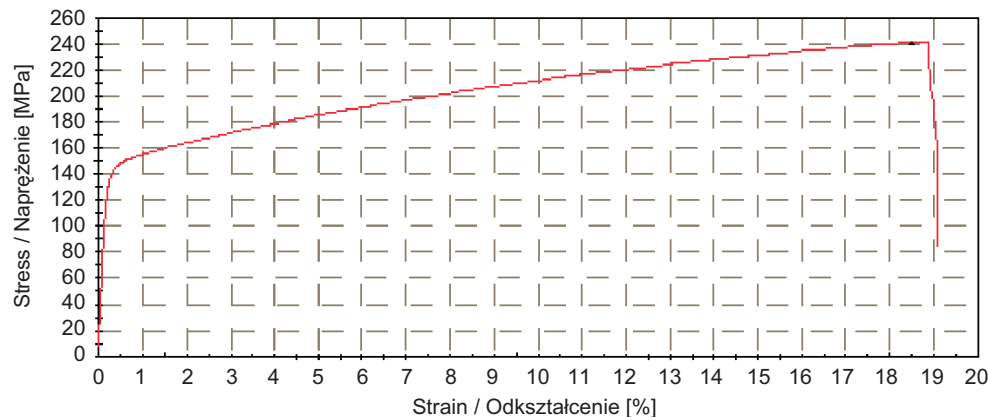


Fig. 5. Stress-strain diagram $\sigma = \sigma(\epsilon)$ of a sample of stainless steel DN15 corroded in 20% sulphuric acid during 2208 h
 Rys. 5. Wykres rozciągania $\sigma = \sigma(\epsilon)$ próbki ze stali nierdzewnej DN15 skorodowanej w 20% kwasie siarkowym przez 2208 h

w komorze mgły solnej tworzyło się kilka szyjek w różnych miejscach, pęknięcie następowało na jednej z nich, na części obwodu. Na próbkach skorodowanych w roztworze kwasu siarkowego tworzyła się krótka szyjka, a następnie pęknięcie następowało od razu lub występowało w kilku miejscach. Taki charakter zniszczenia może świadczyć o wystąpieniu dodatkowych efektów (np. wżerów korozyjnych).

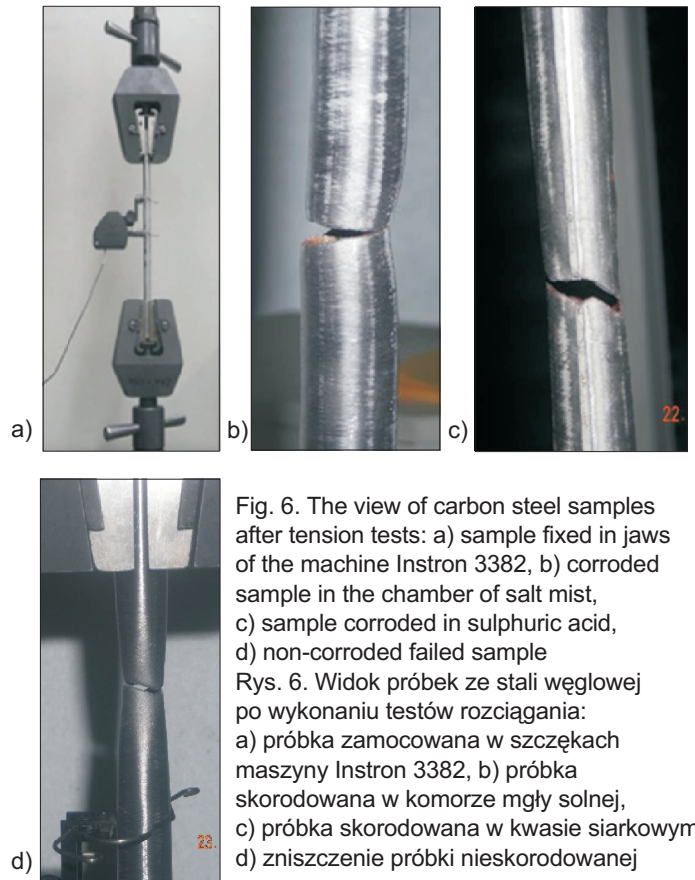


Fig. 6. The view of carbon steel samples after tension tests: a) sample fixed in jaws of the machine Instron 3382, b) corroded sample in the chamber of salt mist, c) sample corroded in sulphuric acid, d) non-corroded failed sample
 Rys. 6. Widok próbek ze stali węglowej po wykonaniu testów rozciągania: a) próbka zamocowana w szczękach maszyny Instron 3382, b) próbka skorodowana w komorze mgły solnej, c) próbka skorodowana w kwasie siarkowym, d) zniszczenie próbki nieskorodowanej

The mechanical properties were determined for corroded and cleaned samples. In the tension tests of carbon steel samples of actual dimensions an unchanged value of Young's modulus was obtained, i.e. $E = 190000$ MPa. Also the yield point of $R_e = 280$ MPa has not changed, this value being almost equal to the tensile strength R_m . The most important changes include a decrease of the

Dalsze szczegółowe badania efektów korozyjnych nie były prowadzone. Przykładowe wartości średnie wydłużenia l_{\max} próbek o średnicach $DN15$ wynoszą: nieskorodowanych – 16,3 mm, skorodowanych w komorze mgły solnej przez 720 h – 2,9 mm, skorodowanych w 5% H_2SO_4 przez 720 h – 6,9 mm.

Wykresy zależności $F = F(\Delta l)$ uzyskane z badania próbek ze stali nierdzewnej o $DN15$ i $DN18$, nieskorodowanych i skorodowanych, są charakterystykami materiału sprężysto-plastycznego ze wzmocnieniem liniowym. Testy rozciągania wykazały, że typ zniszczenia wszystkich próbek był taki sam; tworzyła się jedna szyjka, na której następowało pęknięcie próbki. Testy rozciągania próbek o wymiarach aktualnych ujawniły, że charakterystyczne naprężenia nie zmieniły się. Moduł Younga wynosił $E = 200000$ MPa, granica plastyczności $R_e = 230$ MPa zaś wytrzymałość na rozciąganie $R_m = 470$ MPa. Wydłużenia maksymalne próbek skorodowanych niewiele się zmniejszyły.

Z przeprowadzonych badań wytrzymałościowych próbek o przekrojach aktualnych wynikają następujące wnioski dotyczące własności mechanicznych materiału:

1. Moduł Younga, granica plastyczności i wytrzymałość na rozciąganie nie uległy zmianie.
2. Zmniejszyło się maksymalne wydłużenie wszystkich próbek przy zerwaniu; przy czym w przypadku próbek ze stali nierdzewnej różnica jest nieznaczna (Rys. 5), a w przypadku próbek ze stali węglowej znacząca (Rys. 4).
3. Istotne zmniejszenie maksymalnego wydłużenia próbek ma miejsce w przypadku próbek ze stali węglowej; uzyskano je po korozji w komorze mgły solnej i w 5% H_2SO_4 przez 720 h, były to kilkukrotne zmiany wartości. W tym wypadku zmienił się też typ zniszczenia próbek (Rys. 4). Zmiana odkształcalności skorodowanych rozciąganych próbek, wykryta w badaniach doświadczalnych, ogranicza wykorzystanie elementów w zakresie pozasprężystym.

4. UBYTKI GRUBOŚCI ŚCIANEK SKORODOWANYCH RUR

Ocena stateczności rur jest poprzedzona określeniem ubytków grubości ich ścianek na skutek korozji. Ubytki grubości zależą od szybkości korozji i narastają w czasie korodowania. Na Rys. 7 zilustrowano i opisano przekroje poprzeczne rur nieskorodowanych, rur skorodowanych powierzchniowo jednostronnie – ze stali węglowej w płaszczu z PP i rur skorodowanych powierzchniowo obustronnie – ze stali nierdzewnej. Zmniejszenie grubości ścianek powoduje zmniejszenie wartości charakterystyk geometrycznych przekroju.

maximum elongation, i.e. of the deformability of samples. Also the fracture mode was observed to have changed after exposure. The fracture mode of non-corroded samples was typical of a plastic material with long neck appearing before fracture at the maximum force almost uniform over the entire circumference. Conversely, on the samples exposed to the action of salt spray a few necks appears at different locations and fracture occurs on one of them, on a part of the circumference. Different mode of fracture was observed on samples immersed in the sulphuric acid where a short neck was created before immediate fracture at the place of necking or failure appears at a few different locations. This type of failure can be indicative of additional corrosion effects (such as pitting). No further detailed examinations of corrosion effects were done in this scope. The example mean elongations l_{\max} of $DN15$ pipes were: 16.3 mm for non-corroded samples, 2.9 mm for samples exposed to salt spray for 720 hours and 6.9 mm for samples immersed in 5% sulphuric acid for 720 hours.

The path of curves of $F = F(\Delta l)$ relationship from testing of $DN15$ and $DN18$ stainless steel pipes, both corroded and non-corroded, is characteristic of an elasto-plastic material with linear hardening. The tension tests demonstrated the same failure mode for all the samples, namely a single neck was formed at the location where the fracture appeared. The tension tests of the carbon steel samples of the actual dimensions showed no change to the characteristic strain values. The Young's modulus value was $E = 200000$ MPa, the yield point was $R_e = 280$ MPa and the tensile strength was $R_m = 470$ MPa. Only a slight reduction of the maximum elongation was observed on the corroded samples.

The strength tests of samples of actual cross-sections lead us to conclusions concerning mechanical properties of material:

1. The values Young's modulus, yield point and tensile strength have not changed as a result of corrosion.
2. The maximum elongation at failure has decreased for all the samples, slightly in the case of stainless-steel (Fig. 5) and considerably in the case of carbon steel samples (Fig. 4).
3. The decrease of the maximum elongation by a few times times was observed on the carbon steel samples exposed to salt spray and immersed in 5% sulphuric acid for 720 hours. Also the failure mode has changed after exposure (Fig. 4). The change of deformaofion capacity, as determined in experimental testing makes application of these materials beyond their elastic range largely limited.

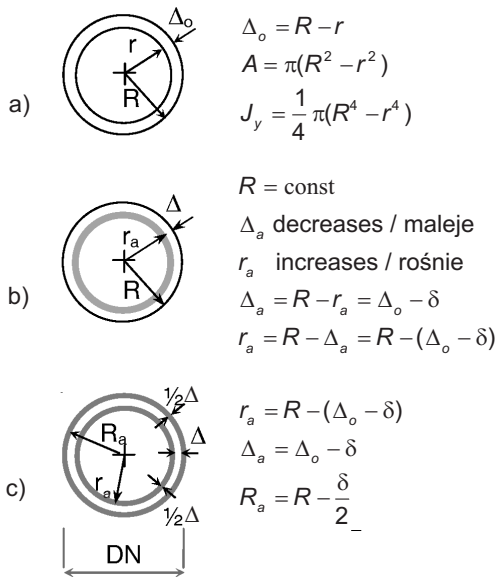


Fig. 7. Cross-sections and their geometrical characteristics: a) section without corrosion, b) corrosion of inside surface, c) corrosion of both surfaces; $\delta = \Delta_o - \Delta_a$, Δ_o – initial thickness, Δ_a – actual thickness, δ – thickness of corrosion loss, $\delta^2 \approx 0$
 Rys. 7. Przekroje poprzeczne i ich charakterystyki geometryczne: a) przekrój bez korozji, b) korozja powierzchni wewnętrznej, c) korozja obydwu powierzchni; $\delta = \Delta_o - \Delta_a$, Δ_o – grubość początkowa, Δ_a – grubość aktualna, δ – grubość ubytku korozyjnego, $\delta^2 \approx 0$

Na podstawie pomiarów obliczono grubość aktualną ścianki rury Δ_a , ubytek grubości korozyjnej δ oraz następnie pole przekroju poprzecznego rury A i moment bezwładności J_y . W dalszej części pracy wykonano obliczenia siły krytycznej i maksymalnej energii sprężystej odkształcenia.

5. ZAGADNIENIE STATECZNOŚCI ŚCISKANYCH, SKORODOWANYCH RUR

Do opisu zjawisk stateczności wykorzystano model uwzględniający ewolucję deformacji pręta ściskanego [17]. Podczas obciążania pręta ściskanego występują kolejno trzy etapy: skrócenie pręta o osi prostoliniowej, etap przejściowy i etap ugięcia pręta o osi nieściśliwej. O wyczerpaniu zdolności odkształceń sprężystych pręta o osi prostoliniowej decyduje maksymalna wartość energii odkształcenia postaciowego. Kryterium zakończenia etapu pierwszego jest warunek wytrzymałościowy maksimum energii odkształcenia postaciowego (warunek Hubera-Miesesa-Henky'ego). Zachowanie postaci prostoliniowej przy dalszym obciążaniu pręta spowodowałoby uplastycznienie pręta. Odkształcenie trwałe jednak nie pojawia się, ponieważ w zakresie sprężystym możliwe jest odkształcenie postaciowe. Pojawia się więc odkształcenie postaciowe, jego skutkiem jest przemieszczenie poprzeczne

4. LOSSES OF WALL THICKNESS OF CORRODED PIPES

The final evaluation of the stability of pipes is preceded by determination of the wall thickness reduction as a result of corrosion. Reduction of the pipe wall thickness depends on the corrosion rate and increases during the time of exposure. Fig. 7 presents and describes the cross-sections of the respective samples: non-corroded pipes, carbon steel pipes in PP coating affected by surface corrosion on one side only and stainless steel pipes affected by surface corrosion on both sides. Reduction of wall thickness changes the cross-section geometric parameters.

The results of measurements were used to calculate the actual wall thickness Δ_a , thickness of corrosion loss δ and then the cross-sectional area A and the moment of inertia J_y . Next the critical load and the maximum elastic strain energy stored in the deformation cycle were calculated.

5. THE STABILITY PROBLEM OF COMPRESSED, CORRODED PIPES

Herein, the stability phenomena are described using the model taking account of the evolution of strut deformation [17]. There are three subsequent phases of the strut loading process: shortening of the strut of a straight axis, transitional stage and buckling of a strut of an incompressible axis. The elastic strain capacity of a rectilinear strut is determined by the maximum shear strain energy. The end of the first phase is defined by the strength criterion, namely by the maximum shear strain energy (Huber-Mises-Henky yield criterion). Maintaining the rectilinear shape while further increasing the load would result in yielding of the strut. However, permanent deformation does not appear due to the fact, that shear strain is possible within the elastic range of deformation. Thus shear strain occurs, causing transverse displacements of cross-sections and eccentricity of the point of the loading force application, and inducing a bending moment as a consequence. In this way, shear strain occurs simultaneously with curvature of the strut axis as a result of the action of bending moment as well as shortening of the strut axis due to compression. It is observed that shear strain does not cause any change to the rate of the axial strain. What it causes is buckling of the strut before the critical state. The above model explain the strut buckling process in a logical manner and without the need to introduce imperfections. With the three subsequently emerging deformation modes it is possible to explain all the phenomena of the before critical state of struts.

przekrojów, powstanie mimośrodowego obciążenia i w konsekwencji powstanie momentu zginającego obciążenia. Odkształcenie postaciowe występuje więc równocześnie z ugięciem osi pręta jako skutek działania momentu zginającego oraz skróceniem osi. Po pojawieniu się odkształcenia postaciowego intensywność odkształcenia normalnego nie ulega zmianie. Odkształcenie postaciowe jest powodem pojawienia się wybożenia pręta w zakresie przedkrytycznym. Taki model wyjaśnia zjawisko wybożenia pręta ściskanego, w sposób logiczny, bez konieczności wprowadzania imperfekcji. Uwzględnienie trzech pojawiających się kolejno modów deformacji, umożliwi wyjaśnienie wszystkich zjawisk zakresu przedkrytycznego pręta ściskanego.

W zakresie przedkrytycznym pręt zachowuje się statecznie, jeżeli zachowuje zdolność do odkształcenia sprężystego. Stan krytyczny jest definiowany jako stan, w którym pręt traci zdolność do odkształcenia sprężystego. Energia odkształcenia sprężystego przyjmuje wtedy wartość maksymalną, równą U_H [17, 18], którą określono ze wzoru:

$$U_H = \frac{1}{2} \pi A i \sqrt{\frac{R_H^3}{E}} = \alpha A_i, \quad \alpha = \frac{1}{2} \pi \sqrt{\frac{R_H^3}{E}}, \quad (1)$$

gdzie: R_H jest granicą proporcjonalności, E – modułem Younga, A – polem powierzchni przekroju, i – promieniem bezwładności. W materiałach, w których nie jest możliwe wyznaczenie granicy R_H , np. stalach stopowych, należy uwzględnić umowną granicę sprężystości $R_{0,01}$ i oznaczenie maksymalnej energii sprężystej przyjmując jako $U_{0,01}$.

Z punktu widzenia utraty stateczności istotne jest więc określenie wrażliwości energii U_H na zmianę grubości ścianki wywołanej korozją. Wyniki eksperymentu wskazują, że korozja nie wpływa na wartość granicy proporcjonalności R_H i modułu Younga E . We wzorze (1) zmianie ulegają pole powierzchni przekroju A i promień bezwładności i . Maksymalną wartość energii sprężystej przekroju pierścieniowego nieskorodowanego można więc wyznaczyć ze wzoru (2):

$$\begin{aligned} U_{H, bez kor} &= \alpha A i = \alpha A \sqrt{\frac{J_y}{A}} = \alpha \sqrt{A J_y} = \\ &= \alpha \sqrt{\pi(R^2 - r_0^2) \cdot \frac{1}{4} \pi(R^4 - r_0^4)} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{R^6 - R^2 r_0^4 - R^4 r_0^2 + r_0^6} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{R^4(R^2 - r_0^2) + r_0^4(r_0^2 - R^2)} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{(R^2 - r_0^2)(R^4 - r_0^4)} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{(R^2 - r_0^2)(R^2 - r_0^2)(R^2 + r_0^2)}, \end{aligned}$$

In the before critical state the strut behaviour is stable as long as it is retaining the possibility for storing the elastic strain energy. The point at which the strut loses its elasticity is called the critical state. The elastic strain energy reaches its maximum value at that point, equal to U_H [17, 18], which is calculated with the following equation:

$$U_H = \frac{1}{2} \pi A i \sqrt{\frac{R_H^3}{E}} = \alpha A_i, \quad \alpha = \frac{1}{2} \pi \sqrt{\frac{R_H^3}{E}}, \quad (1)$$

where: R_H is the proportionality limit, E – is the Young's modulus, A – is the cross-sectional area, i – is the radius of inertia. For materials for which it is not possible to determine the value of R_H , such as alloy steels, $R_{0,01}$ is taken as the conventional elastic limit of and $U_{0,01}$ is taken as the maximum elastic strain energy.

From the loss of stability point of view it is hence important to determine the sensitivity of U_H energy to the change of wall thickness due to corrosion. The experimental results show that corrosion has no effect on the values of the proportionality limit R_H and on the Young's modulus E . The variables in the equation (1) are the cross-sectional area A and the radius of inertia i . Thus the value of the maximum elastic strain energy of a non-corroded circular cross-section can be calculated with eq. (2) as follows:

$$\begin{aligned} U_{H, no corr} &= \alpha A i = \alpha A \sqrt{\frac{J_y}{A}} = \alpha \sqrt{A J_y} = \\ &= \alpha \sqrt{\pi(R^2 - r_0^2) \cdot \frac{1}{4} \pi(R^4 - r_0^4)} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{R^6 - R^2 r_0^4 - R^4 r_0^2 + r_0^6} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{R^4(R^2 - r_0^2) + r_0^4(r_0^2 - R^2)} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{(R^2 - r_0^2)(R^4 - r_0^4)} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{(R^2 - r_0^2)(R^2 - r_0^2)(R^2 + r_0^2)}, \\ U_{H, no corr} &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} (R^2 - r_0^2) \sqrt{(R^2 + r_0^2)}. \end{aligned} \quad (2)$$

For cross-sections with corroded inside surface (Fig. 7b):

$$R^2 - r_a^2 = R^2 - (R - \Delta_a)^2 = 2R\Delta_a - \Delta_a^2$$

the maximum elastic strain energy $U_{H, corr}$ is calculated as follows:

$$\begin{aligned} U_{H, corr} &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} A i = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} (2R\Delta_a - \Delta_a^2) \sqrt{2R^2 + 2R\Delta_a + \Delta_a^2} = \end{aligned}$$

$$U_{H, bez kor} = \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} (R^2 - r_0^2) \sqrt{(R^2 + r_0^2)}. \quad (2)$$

W przypadku przekroju o skorodowanej powierzchni wewnętrznej (Rys. 7b),

$$R^2 - r_a^2 = R^2 - (R - \Delta_a)^2 = 2R\Delta_a - \Delta_a^2.$$

wzór na energię $U_{H, kor}$ ma postać:

$$\begin{aligned} U_{H, kor} &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} Ai = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} (2R\Delta_a - \Delta_a^2) \sqrt{2R^2 + 2R\Delta_a + \Delta_a^2} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[2R(\Delta_0 - \delta) - (\Delta_0 - \delta)^2 \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R(\Delta_0 - \delta) + (\Delta_0 - \delta)^2} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} (\Delta_0 - \delta) \left[2R - (\Delta_0 - \delta) \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R\Delta_0 - 2R\delta + \Delta_0^2 - 2\Delta_0\delta + \delta^2} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[2R\Delta_0 - 2R\delta - \Delta_0^2 + 2\Delta_0\delta - \delta^2 \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R\Delta_0 + \Delta_0^2 - 2R\delta - 2\Delta_0\delta + \delta^2} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[2R\Delta_0 - 2R\delta - \Delta_0^2 + 2\Delta_0\delta \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R\Delta_0 + \Delta_0^2 - 2R\delta - 2\Delta_0\delta}, \\ U_{H, kor} &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[-2\delta(2R - \Delta_0) + \Delta_0(2R - \Delta_0) \right] \cdot (3) \\ &\quad \cdot \sqrt{-2\delta(R + \Delta_0) + 2R^2 - 2R\Delta_0 + \Delta_0^2}. \end{aligned}$$

Maksymalna wartość energii sprężystej jest parametrem prawidłowo określającym zmianę zdolności pręta skorodowanego do przenoszenia siły krytycznej niezależnie od jego smukłości. Względna zmiana wartości maksymalnej energii sprężystej U_H wywołana korozją pręta wynosi:

$$\frac{\Delta U_H}{U_{H, bez kor}} \cdot 100\%, \quad \Delta U_H = U_{H, kor} - U_{H, bez kor}. \quad (4)$$

Stan krytyczny jest zwyczajowo określany wartością siły krytycznej. Poniżej określono względną zmianę siły krytycznej wyoboczenia sprężystego pręta ściskanego. Zmianę wartości siły krytycznej P_{kr} wywołaną korozją pręta określa się jako:

$$\begin{aligned} P_{kr, bez kor} &= \frac{\pi^2 EA}{\lambda^2}, \quad P_{kr, kor} = \frac{\pi^2 EA_a}{\lambda_a^2}, \\ \Delta P_{kr} &= P_{kr, bez kor} - P_{kr, kor} = \pi^2 E \left(\frac{A}{\lambda^2} - \frac{A_a}{\lambda_a^2} \right), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[2R(\Delta_0 - \delta) - (\Delta_0 - \delta)^2 \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R(\Delta_0 - \delta) + (\Delta_0 - \delta)^2} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} (\Delta_0 - \delta) \left[2R - (\Delta_0 - \delta) \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R\Delta_0 - 2R\delta + \Delta_0^2 - 2\Delta_0\delta + \delta^2} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[2R\Delta_0 - 2R\delta - \Delta_0^2 + 2\Delta_0\delta - \delta^2 \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R\Delta_0 + \Delta_0^2 - 2R\delta - 2\Delta_0\delta + \delta^2} = \\ &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[2R\Delta_0 - 2R\delta - \Delta_0^2 + 2\Delta_0\delta \right] \cdot \\ &\quad \cdot \sqrt{2R^2 - 2R\Delta_0 + \Delta_0^2 - 2R\delta - 2\Delta_0\delta}, \\ U_{H, no corr} &= \alpha \frac{\sqrt{\pi}}{2} \left[-2\delta(2R - \Delta_0) + \Delta_0(2R - \Delta_0) \right] \cdot (3) \\ &\quad \cdot \sqrt{-2\delta(R + \Delta_0) + 2R^2 - 2R\Delta_0 + \Delta_0^2}. \end{aligned}$$

The maximum elastic strain energy is a parameter that adequately represents the change in the critical load capacity of a corroded strut, irrespective of its slenderness. The relative change of the maximum elastic strain energy U_H due to corrosion is calculated as follows:

$$\frac{\Delta U_H}{U_{H, no corr}} \cdot 100\%, \quad \Delta U_H = U_{H, corr} - U_{H, no corr}. \quad (4)$$

The critical state is usually typically defined by the critical load value. The following equations can be used to calculate the relative change of the critical buckling load of a strut. The change of the critical load P_{kr} due to corrosion is defined as:

$$\begin{aligned} P_{kr, no corr} &= \frac{\pi^2 EA}{\lambda^2}, \quad P_{kr, corr} = \frac{\pi^2 EA_a}{\lambda_a^2}, \\ \Delta P_{kr} &= P_{kr, no corr} - P_{kr, corr} = \pi^2 E \left(\frac{A}{\lambda^2} - \frac{A_a}{\lambda_a^2} \right), \\ \frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr, no corr}} &= \left(\frac{A}{\lambda^2} - \frac{A_a}{\lambda_a^2} \right) \frac{\lambda^2}{A} = 1 - \frac{A_a}{A} \frac{\lambda^2}{\lambda_a^2} = \left(1 - \frac{J_a}{J} \right) \cdot 100\%. \end{aligned} \quad (5)$$

where: J and J_a are the moments of inertia about the major principal axes of the non-corroded and corroded circular sections respectively. The results of calculated relative changes of elastic strain energy are presented in Figs 8-10 as well as the relative changes of elastic strain energy and of the critical buckling load are compiled in Tables 3-5.

$$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr, bez kor}} = \left(\frac{A}{\lambda^2} - \frac{A_a}{\lambda_a^2} \right) \frac{\lambda^2}{A} = 1 - \frac{A_a}{A} \frac{\lambda^2}{\lambda_a^2} = \left(1 - \frac{J_a}{J} \right) \cdot 100\% \quad (5)$$

gdzie: J i J_a oznaczają odpowiednio momenty bezwładności nieskorodowanego i skorodowanego momentu bezwładności przekroju pierścieniowego względem osi głównych środkowych. Wyniki obliczeń względnej zmiany energii sprężystej przedstawiono na Rys. 8-10, a zestawienia wartości względnej zmiany energii sprężystej i względnej zmiany siły krytycznej wyboczenia sprężystego przedstawiono w Tabl. 3-5.

Wykresy przedstawione na Rys. 8-10 porównujemy parami z wykresami przedstawionymi na Rys. 1-3, tj. Rys. 1 z Rys. 8; Rys. 2 z Rys. 9; Rys. 3 z Rys. 10. Jakościowy przebieg wykresów przedstawiony na Rys. 1 i 8 oraz 2 i 9 jest taki sam, co świadczy o tym, że na podstawie kształtów krzywych: ubytek masy-średnica rury, można wnioskować o wzroście lub spadku względnej zmiany energii sprężystej jako funkcji średnicy rury. Porównując wykresy z Rys. 3 i 10 zauważamy na Rys. 10 pewne zaburzenia w czasie krótkim (720 h) i dalszy regularny wzrost zmiany energii sprężystej w czasie (do 2208 h), tak jak na wykresie z Rys. 3.

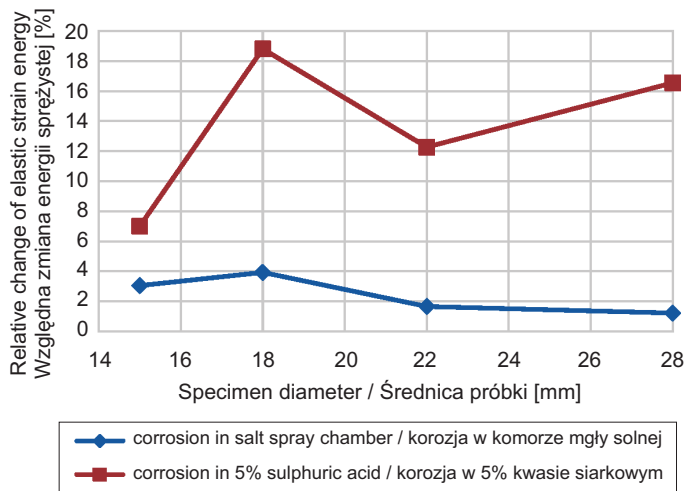


Fig. 8. Relationship between relative change of elastic strain energy and stainless steel pipe diameter of corroded samples, time 720 h

Rys. 8. Zależność względna zmiana energii sprężystej - średnica rury dla skorodowanych próbek ze stali nierdzewnej, czas 720 h

The curves in Figs. 8-10 have been paired with the curves on Figs. 1-3 as follows: Fig. 1 with Fig. 8, Fig. 2 with Fig. 9; Fig. 3 with Fig. 10. The curves in Fig. 1 and 8 and the curves in Fig. 2 and 9 follow the same qualitative paths, this shows that the shape of loss of weight vs. pipe diameter curves can be indicative of the increase or decrease of the relative change of the elastic strain energy as a function of the pipe diameter. Comparing the curves from Fig. 3 and Fig. 10 we can see a certain distortion in the short time-span (720 h), in Fig. 10, after which the elastic strain energy grows constantly over time (up to 2208 h), same as in Fig. 3.

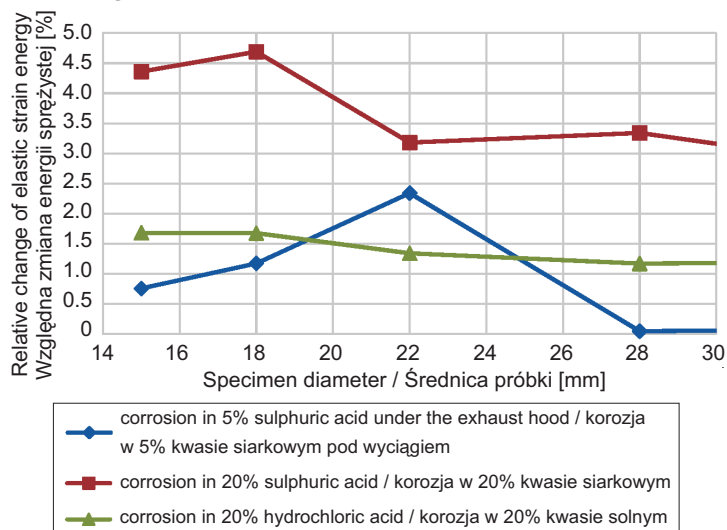


Fig. 9. Relationship between relative change of elastic strain energy and stainless steel pipe diameter of corroded samples, time 720 h
Rys. 9. Zależność względna zmiana energii sprężystej - średnica rury dla skorodowanych próbek ze stali nierdzewnej, czas 720 h

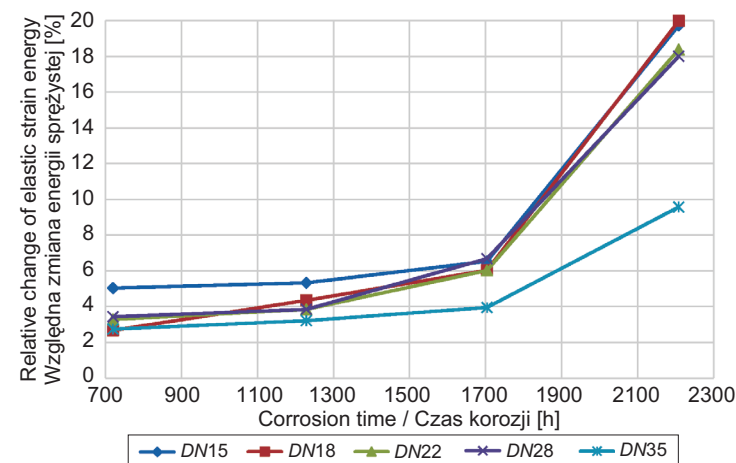


Fig. 10. Relationship between relative change of elastic strain energy and corrosion time [h] for stainless steel pipes with different diameters DN corroding in 20% H_2SO_4
Rys. 10. Zależność względna zmiana energii sprężystej - czas korozji [h] dla rur ze stali nierdzewnej o różnych średnicach DN korodujących w 20% H_2SO_4

Table 3. Relative change of elastic strain energy and relative change of critical force of elastic buckling for carbon steel pipes and pipes in PP jacket

Tablica 3. Wartości względnej zmiany energii sprężystej i względnej zmiany siły krytycznej wyoboczenia sprężystego dla rur ze stali węglowej w płaszczu PP

Salt spray chamber, 720 h Komora mgły solnej, 720 h			5% H ₂ SO ₄ , 720 h		
DN [mm]	$\frac{\Delta U_H}{U_{H,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	DN [mm]	$\frac{\Delta U_H}{U_{H,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]
1	2	3	4	5	6
15	3.05	2.77	15	17.31	15.99
18	3.93	3.56	18	18.81	17.34
22	1.66	1.53	22	12.27	11.44
28	1.22	1.15	28	16.54	15.73

Table 5. Relative values of elastic energy changes and relative changes of critical force of elastic buckling for stainless steel pipes corroded during the growing time in 20% H₂SO₄

Tablica 5. Wartości względnej zmiany energii sprężystej i względnej zmiany siły krytycznej wyoboczenia sprężystego dla rur ze stali nierdzewnej skorodowanych w narastającym czasie w 20% H₂SO₄

20% H ₂ SO ₄					
DN [mm], 720 h	$\frac{\Delta U_H}{U_{H,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	DN [mm], 1228 h	$\frac{\Delta U_H}{U_{H,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]
1	2	3	4	5	6
15	5.03	5.07	15	5.33	5.38
18	2.67	2.84	18	4.35	4.37
22	3.28	3.29	22	3.84	3.84
28	3.43	3.44	28	3.84	3.84
35	2.74	2.75	35	3.21	3.21
DN [mm], 1704 h	$\frac{\Delta U_H}{U_{H,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	DN [mm], 2208 h	$\frac{\Delta U_H}{U_{H,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]
7	8	9	10	11	12
15	6.53	6.58	15	19.73	19.81
18	6.03	6.01	18	19.98	20.04
22	6.02	6.04	22	18.38	18.42
28	6.68	6.69	28	18.00	18.02
35	3.95	3.95	35	9.57	9.59

Z Tabl. 3 wynika, że są małe różnice wartości zamieszczonych w kolumnach 2, 3 oraz 5, 6. Jednak przebieg obu obliczonych wartości w zależności od wzrostu średnicy jest taki sam. Z Tabl. 4 wynika, że nie ma różnic wartości zamieszczonych w kolumnach 2, 3. Maksymalna wartość energii sprężystej jest więc odpowiednim parametrem opisującym stan krytyczny pręta ściskanego. Z Tabl. 5 wynika, że wartości

Table 4. Relative changes of maximum elastic energy and relative change of critical force at elastic buckling for stainless steel pipes corroded during 720 h in 20% HCl

Tablica 4. Wartości względnej zmiany maksymalnej energii sprężystej i względnej zmiany siły krytycznej wyoboczenia sprężystego dla rur ze stali nierdzewnej skorodowanych przez 720 h w 20% HCl

20% HCl, 720 h		
DN [mm]	$\frac{\Delta U_H}{U_{H,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]	$\frac{\Delta P_{kr}}{P_{kr,no\ corr./bez\ kor}}$ [%]
1	2	3
15	1.68	1.69
18	2.18	2.18
22	1.34	1.34
28	1.17	1.17
35	1.20	1.20

From Table 3 it can be seen that values in columns 2 and 3 differ a bit and the same applies to the values in columns 5 and 6. Nonetheless, the curves, depending on the pipe diameter, follow the same path. According to Table 4 there are no differences between the values in columns 2 and 3. As such, the maximum elastic strain energy is an adequate parameter to describe the critical state of a strut. According

zamieszczone w kolumnach 2, 3 oraz 5, 6 są w przeważającej liczbie wyników takie same lub zgodne z dokładnością do dwóch cyfr znaczących.

6. WNIOSKI DOTYCZĄCE STANU KRYTYCZNEGO

Na podstawie uzyskanych wyników korozyjnych badań doświadczalnych i obliczeń teoretycznych określono względną zmianę maksymalnej energii sprężystej oraz względną zmianę siły krytycznej prętów stalowych o małych średnicach, skorodowanych w roztworach kwasów siarkowego, solnego i w komorze mgły solnej. Oceniono wpływ środowiska na pręty ze stali węglowej zabezpieczonej przed korozją płaszczem z PP i na pręty ze stali chromowo-niklowo-molibdenowej.

Na podstawie przeprowadzonej analizy można wysnuć następujące wnioski:

1. Maksymalna wartość energii sprężystej odkształcenia pręta zależy od kształtu przekroju i rodzaju materiału, nie zależy od jego smukłości i warunków podparcia; jest zatem wygodną miarą oceny stateczności i parametrem prawidłowo określającym zdolność pręta skorodowanego do przenoszenia siły krytycznej.
2. Względna zmiana wartości siły krytycznej (nośności ściszanego pręta) spowodowana rozwojem korozji również nie zależy od smukłości pręta (warunków podparcia), podobnie jak względna zmiana maksymalnej wartości energii sprężystej odkształcenia.
3. Przebieg krzywych wykresów względnej zmiany maksymalnej energii sprężystej jako funkcji średnicy rury (lub jako funkcji czasu) odpowiada z dobrą dokładnością względnym zmianom siły krytycznej wyoboczenia sprężystego w funkcji średnicy rury (lub w funkcji czasu).
4. W ogólnym przypadku przebieg wykresów ubytek masy rury w czasie oraz względna zmiana (względny spadek) maksymalnej energii sprężystej w czasie zależą nie tylko od czasu, ale też od średnicy rury.

Przeprowadzone badania oraz analiza teoretyczna w sposób zadowalający potwierdzają przyjętą metodykę oceny stateczności sprężystej skorodowanych prętów. W przypadku natomiast, gdy zaistnieje konieczność oceny efektów dynamicznych (co jest poza zakresem tego opracowania), np. próbek zdegradowanych na skutek wieloletniej eksploatacji [19] lub próbek zdegradowanych na skutek korozji, wówczas potrzebne będą dodatkowe rozszerzone badania.

to Table 5 in a majority of cases the values in columns 2 and 3 are the same or almost the same with an accuracy of two significant decimal places, and the same applies to the values in the columns 5 and 6.

6. CONCLUSIONS CONCERNING CRITICAL STATE

The results of the experimental corrosion tests and theoretical calculations were used to determine the relative change of the maximum elastic strain energy and the relative change of critical load of small diameter steel pipes after exposure to corrosive environments by immersion in the baths of sulphuric and hydrochloric acids and placing the samples in the salt spray tester. The effect of the corrosive environment was assessed for the carbon steel pipes protected by polypropylene coat and for the chromium-nickel-molybdenum stainless steel pipes.

The analysis has led to the following conclusions:

1. The maximum elastic strain energy of a strut depends on the cross-section shape and on the material mechanical properties, does not depend on its slenderness and support type and, as such, it yields a convenient measure of the strut stability and critical load capacity of a corroded strut.
2. The same as the maximum elastic strain energy, also the relative change of the critical load capacity of the strut does not depend on the rod slenderness (type of support).
3. The paths of curves representing the relative change of the maximum strain energy as a function of the pipe diameter (or over time) correspond well to the relative changes of the critical buckling load as a function of the pipe diameter (or over time).
4. Generally the paths of curves of the loss of mass of pipe with time and of the relative change (relative decrease) of the maximum strain energy with time depend not only on time but also on the pipe diameter.

The experimental research and the theoretical analysis carried out as part of this research satisfactorily verify the chosen method of assessing the elastic stability of corroded struts. Extended testing would, however, be required to assess the dynamic effects (which is beyond the scope of this research), for example on samples which have deteriorated due to long term in service [19] or due to corrosion.

BIBLIOGRAFIA / REFERENCES

- [1] Nowak A.S., Szerszeń M.: Reliability profiles for steel girder bridges with regard to corrosion and fatigue. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, **39**, 2, 2001, 339-352
- [2] Paik J.K., Shanifi Y.: Maintenance and repair scheme for corroded stiffened steel box girder bridges based on ultimate strength reliability and risk assessments. *Engineering Structures and Technologies*, **6**, 3, 2014, 95-105
- [3] Křivý V., Urban V., Kubzová M.: Thickness of Corrosion Layer on Typical Surfaces of Weathering Steel Bridges. *Procedia Engineering*, **142**, 2016, 56-62
- [4] Glinicka A., Ajdukiewicz C.: Skutki powierzchniowej korozji globalnej schodów stalowych. *Autobusy, bezpieczeństwo i ekologia*, **6**, 2017, 171-174
- [5] Wasilewska K., Glinicka A.: Corrosive and Mechanical Experimental Tests for Selected Stainless Steel Pipes. 28th Symposium on Experimental Mechanics of Solid, October 2018, *Material Research Proceedings*, Vol. **12**, 2019, 31-36
- [6] Roberge P.R.: *Corrosion Engineering. Principles and Practice*. McGraw-Hill, New York, USA, 2008
- [7] Grzesiak P., Motała R.: *Korozja stali w kwasie siarkowym*. Instytut Ochrony Roślin - Państwowy Instytut Badawczy, Poznań 2008
- [8] Glinicka A., Kruk M.: Analiza eksperymentalna wybożenia niesprężystego prętów stalowych poddanych korozji w komorze mgły solnej. *Roads and Bridges - Drogi i Mosty*, **9**, 3, 2010, 5- 22
- [9] Glinicka A., Ajdukiewicz C., Imielowski S.: Effects of uniformly distributed side corrosion on thin-walled open cross-section steel columns. *Roads and Bridges - Drogi i Mosty*, **15**, 4, 2016, 257-270, DOI: 10.7409/radbim.016.016
- [10] Glinicka A., Wasilewska K.: Wybrane efekty korozji rur stalowych w płaszczu ochronnym. *International Conference Computer System Aided Science, Industry and Transport TRANSCOM, Logistyka*, **6**, 2009. CD transport building, 1-8
- [11] Wasilewska K.: Wpływ korozji na nośność wybranych elementów stosowanych w sieciach komunalnych. *Rozprawa doktorska*, Politechnika Warszawska, WIL, Warszawa, 2014
- [12] Królikowska A.: *Zalecenia do wykonywania i odbioru antykorozyjnych zabezpieczeń konstrukcji stalowych drogowych obiektów mostowych*. IBDiM, GDDKiA, Warszawa, 2006
- [13] Baszkiewicz J., Kamiński M.: *Korozja materiałów*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2006
- [14] Szydłowski H.: *Teoria pomiarów*. PWN, Warszawa, 1981
- [15] Cramer S.D., Covino B.S. (ed): *Environments and Industries, Handbook, Volume 13*, ASM International 2006
- [16] Glinicka A., Wasilewska K.: Badanie cech mechanicznych na próbkach z rur stalowych w płaszczu ochronnym po procesie korozji. *Logistyka*, **6**, 2010, 931- 940
- [17] Imielowski Sz.: Deformacje, energia odkształcenia sprężystego w analizie stateczności konstrukcji inżynierskich. Seria wydawnicza „*Studia z Zakresu Inżynierii*”, Wyd. Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN, **102**, Warszawa, 2019
- [18] Odorowicz J.: Badania doświadczalne nad statecznością prętów pryzmatycznych o bardzo dużych smukłościach przy eulerowskich obciążeniach krytycznych. *Teoretyczne zagadnienia mechaniki konstrukcji stalowych i zespolonych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, *Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Budownictwo*, **138**, 2001, 29-74
- [19] Kossakowski P.: Load carrying capacity of steel railway bridges subjected to long term service according to Eurocode Standards. *Roads and Bridges - Drogi i Mosty*, **13**, 2, 2014, 115-130, DOI: 10.7409/rabd.014.008